

Universidade de São Paulo
Escola de Engenharia de São Carlos
Departamento de Engenharia de Estruturas

**ESTUDO DO COMPORTAMENTO ESTRUTURAL
DE LIGAÇÕES PARAFUSADAS VIGA-COLUNA
COM CHAPA DE TOPO:
ANÁLISE TEÓRICO-EXPERIMENTAL**

LUIZ FERNANDO LOUREIRO RIBEIRO

Tese apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos, da Universidade de São Paulo, como parte dos requisitos para a obtenção do Título de Doutor em Engenharia de Estruturas.

Orientador: Prof. Dr. Roberto Martins Gonçalves

São Carlos
1998

Dedicatória 

Dedicatória:

Aos meus pais, Sebastião e Inês,
à minha esposa, Cida, e aos meus filhos,
Guilherme, Leandro e Fernanda

“Qualquer que seja o fim a que o homem se proponha, qualquer que seja a idéia que tenha em vista desenvolver, experimenta sempre grande prazer quando o tem conseguido, grande alegria quando a vê realizada”

Claude Henri Gorceix

12/10/1876

 **Capa**

Agradecimentos 

AGRADECIMENTOS

Ao Professor Dr. Roberto Martins Gonçalves pela dedicação e excelente orientação durante o desenvolvimento deste trabalho.

À FAPESP e à FAPEMIG pelos financiamentos que tornaram este trabalho viável.

Ao Professor Toshiaki Takeya pela preciosa consultoria durante a fase experimental deste trabalho e aos Professores José Jairo de Sáles e Maximiliano Malite pelo constante apoio e estímulo.

Ao Professor Gray Farias Moita (CEFET/MG) pela valiosa colaboração e consultoria para a utilização do programa computacional.

Agradecimentos muito especiais ao Prof. Dr. N. Krishnamurthy, Diretor da Vidyaranya Academy of Computing (Índia), por possibilitar o acesso aos textos integrais dos relatórios de suas pesquisas; e aos Professores Dr. Jean Pierre Jaspart (University of Liège) e Dr. David G. Brown (The Steel Construction Institute), por seus valiosos esclarecimentos a respeito do modelo do EUROCODE.

Aos funcionários do laboratório do Departamento de Engenharia de Estruturas (EESC/USP), em especial ao Amauri, Luiz Vareda, Mauri, e

Valdir, sem o apoio e dedicação dos quais este trabalho não seria realizado.

Ao Francisco e à Sílvia, desenhistas, e à Nadir, bibliotecária do Departamento de Engenharia de Estruturas, os primeiros pelo esmero na confecção das figuras, e a última por sua colaboração na pesquisa bibliográfica e paciente revisão das referências bibliográficas indicadas neste trabalho.

Aos demais professores e funcionários do Departamento de Engenharia de Estruturas, pela solicitude e presteza em todos os momentos de necessidade.

Aos colegas Antenor Rodrigues Barbosa Jr., Ernani Carlos de Araújo, Gilberto Queiróz da Silva, Jaime Florencio Martins e Paulo Damasceno Carvalho, companheiros do Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas (DECIV/UFOP) e contemporâneos de pós-graduação em São Carlos, pelas inúmeras horas de lazer e pelo incentivo constante.

Aos “novos amigos” João Ricardo Maia de Magalhães, Magid Elie Khouri, Moacir Kripka e Luttgardes de Oliveira Neto, pelo maravilhoso convívio.

A todos aqueles que, embora não citados nominalmente, contribuíram direta ou indiretamente para a execução deste trabalho e, finalmente, mas não menos importante, meus sinceros agradecimentos à minha esposa e filhos, pela compreensão de minhas ausências e, em especial, ao meu filho Leandro pelo incansável e laborioso trabalho de seleção e tabulação dos resultados da análise numérica contida neste trabalho.

RESUMO

RIBEIRO, L.F.L. (1998). *Estudo do comportamento estrutural de ligações parafusadas viga-coluna com chapa de topo: Análise teórico-experimental*. São Carlos. 2v. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

Este trabalho apresenta resultados teóricos e experimentais sobre o comportamento estrutural de ligações parafusadas viga-coluna com chapa de topo. São estudados dois tradicionais métodos de dimensionamento e as ligações são analisadas numericamente, via método dos estados limites. Os resultados são comparados com os obtidos através de ensaios de 35 protótipos, nos quais variou-se, alternadamente, a espessura da chapa de topo e o diâmetro dos parafusos. Discute-se, em particular, a influência destes parâmetros no comportamento momento-rotação das ligações com chapa de topo e, ao final, apresentam-se as conclusões pertinentes e recomendações para o prosseguimento dos estudos.

Palavras-chave: Estruturas

Estruturas metálicas

Ligações

Ligações parafusadas

Ligações com chapa de topo

ABSTRACT

RIBEIRO, L.F.L. (1998). *Study of bolted beam-to-column end plate connection structural behavior: A theoretical and experimental analysis*. São Carlos. 2v. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

This work presents the theoretical and experimental results on the structural behavior of bolted end plate connections. They are designed by two traditional methods and analyzed by the finite element method. Comparisons are made between the FEM results and those obtained by an experimental analysis on 35 cruciform welded profile models, in which end plate thickness and bolt diameter was alternately varied. Special attention is paid for evaluating the influence of these parameters in the moment rotation behavior of the connections. Finally, the remarks and conclusions are presented and some topics for posterior researches are suggested.

Keywords: Structures

Steel structures

Connections

Bolted connections

Bolted end plate connections

SUMÁRIO

<u>Capítulo 1</u>	- Introdução	1
<u>Capítulo 2</u>	- Considerações Gerais e Classificação das Ligações	7
<u>2.1</u>	- Considerações gerais	7
<u>2.2</u>	- Classificação das ligações	11
<u>2.2.1</u>	- Classificação do AISC (1978).....	15
<u>2.2.2</u>	- Classificação de AISC/LFRD (1986)	15
<u>2.2.3</u>	- Classificação de STARK & BIJLAARD (1988)	16
<u>2.2.4</u>	- Classificação do EUROCODE-3 (1992)	19
<u>2.2.5</u>	- Classificação de BJORHOVDE et al.(1990)	21
<u>2.3</u>	- Diagrama momento-rotação	23
<u>2.3.1</u>	- Suportes rígidos	24
<u>2.3.2</u>	- Apoios flexíveis	28
<u>2.3.3</u>	- Comportamento não-linear	32
<u>2.4</u>	- Comportamento sob carregamento/descarregamento	34
<u>2.5</u>	- Considerações finais	36
<u>Capítulo 3</u>	- Revisão Bibliográfica	37
<u>3.1</u>	- Considerações iniciais	37
<u>3.2</u>	- Evolução das pesquisas sobre ligações viga-coluna	38
<u>3.3</u>	- Ligações com chapa de topo	46
<u>3.3.1</u>	- Modelo “Hanger-Type”	47
<u>3.3.2</u>	- Modelos de HUMER & TSCHERMERNEGG (1988) e de QUEIRÓZ (1992)	63
<u>3.3.3</u>	- Modelo de KRISHNAMURTHY (1978b)	73

3.3.4	- Modelo do Eurocode-3 (1993)	81
3.4	- Comentários sobre os modelos de dimensionamento	98
3.5	- Considerações finais	106
Capítulo 4	- Metodologia da Pesquisa	107
4.1	- Etapas da pesquisa	107
4.2	- Seleção dos parâmetros de estudo	108
4.3	- Geometria dos protótipos de ensaio	112
4.4	- Dimensionamento dos protótipos de ensaio	113
4.5	- Ensaio de caracterização dos aços empregados	118
4.6	- Ensaio de calibração dos parafusos instrumentados	124
4.7	- Pré-processadores para a análise numérica	126
Capítulo 5	- Análise Numérica	131
5.1	- Discretização da malha de elementos finitos	134
5.2	- Condições de contorno dos modelos	138
5.3	- Solicitações aplicadas aos modelos	139
5.4	- Características da análise	141
5.5	- Processamento dos modelos	149
Capítulo 6	- Resultados da Análise Numérica	152
6.1	- Resultados dos modelos do grupo 1 (VS 250 x 37)	153
6.1.1	- Chapa de topo	155
6.1.2	- Parafusos	169
6.1.3	- Tensões nas mesas e alma das vigas	179
6.1.4	- Contato chapa/flange do pilar	191
6.2	- Resultados dos modelos do grupo 2 (VS 350x58)	194
6.2.1	- Chapa de topo	196
6.2.2	- Parafusos	206
6.2.3	- Tensões nas mesas e alma das vigas	212
6.2.4	- Contato chapa/flange do pilar	219
6.3	- Resultados do modelo CT1-AB1e	222
6.4	- Comentários sobre os resultados obtidos	226
6.4.1	- Deslocamento relativo chapa/flange do pilar	227
6.4.2	- Esforços nos parafusos da região tracionada	228
6.4.3	- Outras considerações	230
Capítulo 7	- Análise Experimental	231

7.1	- Pórtico de reação e aparelhos de apoio	231
7.2	- Equipamentos utilizados	236
7.3	- Ensaio preliminares	238
7.4	- Ensaio dos protótipos	241
Capítulo 8	- Resultados da Análise Experimental	249
8.1	- Ligações soldadas	250
8.2	- Ligações com cantoneiras de alma	265
8.3	- Ligações com chapa de topo	270
8.3.1	- Resultados dos protótipos do grupo 1 (VS 250x37)	271
8.3.1.1	- Deformações nos enrijecedores	272
8.3.1.2	- Afastamento da chapa de topo	274
8.3.1.3	- Rotações da chapa de topo e da viga	278
8.3.1.4	- Deformações nas mesas das vigas	283
8.3.1.5	- Deformações na alma das vigas	296
8.3.1.6	- Deformações na chapa de topo	305
8.3.1.7	- Parafusos instrumentados	309
8.3.2	- Resultados dos protótipos do grupo 2 (VS 350x58)	320
8.3.2.1	- Deformações nos enrijecedores	321
8.3.2.2	- Afastamento da chapa de topo	322
8.3.2.3	- Rotações da chapa de topo e da viga	326
8.3.2.4	- Deformações nas mesas das vigas	333
8.3.2.5	- Deformações na alma das vigas	342
8.3.2.6	- Deformações na chapa de topo	348
8.4	- Considerações sobre afastamento chapa/pilar e deformações nos parafusos	355
8.5	- Comentários finais sobre a análise experimental	359
Capítulo 9	- Comparações dos Resultados	369
9.1	- Afastamento chapa/pilar	370
9.2	- Rotações das ligações	377
9.3	- Parafusos	380
9.4	- Deformações nas mesas e na alma das vigas	384
9.5	- Deformações na chapa de topo	394
9.6	- Comentários sobre a comparação de resultados	397
Capítulo 10	- Conclusões	399
10.1	- Considerações sobre a metodologia	399
10.2	- Conclusões	406

<u>10.2.1</u>	- Afastamento chapa/pilar	408
<u>10.2.2</u>	- Rotação das ligações	409
<u>10.2.3</u>	- Transmissão do momento fletor	413
<u>10.2.4</u>	- Parafusos	415
<u>10.2.5</u>	- Chapa de topo	416
<u>10.2.6</u>	- Modelos de dimensionamento	418
<u>10.3</u>	- Sugestões e recomendações para o prosseguimento da linha de pesquisa	419
<u>Referências Bibliográficas</u>		421
<u>Anexo I</u>	- Dimensionamento dos protótipos de ensaio	438
<u>Anexo II</u>	- Resultados dos ensaios de caracterização dos aços e de calibração dos parafusos	457
<u>Anexo III</u>	- Programa SALCT	470
<u>Anexo IV</u>	- Arquivo CHTOPO.DAT	474
<u>Anexo V</u>	- Arquivo de dados para o programa LUSAS	510
<u>Anexo VI</u>	- Resultados dos ensaios	516

[← Agradecimentos](#)

[Lista de Figuras →](#)

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	- Comportamento das ligações	13
Figura 2.2	- Parâmetros estruturais da curva $M - \theta_r$	14
Figura 2.3	- Curvas momento-rotação para ligações viga-coluna	14
Figura 2.4	- Classificação das ligações quanto à rigidez	18
Figura 2.5	- Classificação do EUROCODE-3 (1992)	20
Figura 2.6	- Classificação de BJORHOVDE et al. (1990)	22
Figura 2.7	- Viga com apoios rígidos	25
Figura 2.9	- Comportamento sob solicitações de cálculo	28
Figura 2.10	- Pórtico com pilares flexíveis	29
Figura 2.11	- Efeitos da rotação dos apoios	29
Figura 2.12	- Comportamento não-linear	32
Figura 2.13	- Limitação dos deslocamentos	34
Figura 2.14	- Características de carregamento e descarregamento das ligações semi-rígidas	35
Figura 2.15	- Comportamento de ligações semi-rígidas em um pórtico simples	35
Figura 3.1	- Ligação viga-coluna com chapa de topo	37
Figura 3.2	- Ligação completamente soldada	40
Figura 3.3	- Ligações ensaiadas por CHEN & LUI (1988a)	41
Figura 3.4	- Modo de falha de ligação – CHEN & LUI (1988a)	43
Figura 3.5	- Ligação viga-coluna através da alma do pilar	43
Figura 3.6	- Ligação viga-coluna com chapa de topo SHERBOURNE (1961)	47
Figura 3.7	- Ligação com perfil “T” – DOUTY & McGUIRE (1965)	48
Figura 3.8	- Modelo analítico de DOUTY & McGUIRE (1965)	48
Figura 3.9	- Modelo simplificado de STRUIK & deBACK (1969)	52
Figura 3.10	- Posição da força a ser resistida pelo parafuso	54
Figura 3.11	- Modelo de ZOETMEIJER (1974)	55

Figura 3.12	- Mecanismos de colapso – ZOETMEIJER (1974)	56
Figura 3.13	- Modelo adotado pelo MANUAL brasileiro (1988)	61
Figura 3.14	- Modelo de HUMER & TSCHENNEREGG (1988)	64
Figura 3.15	- Comportamento momento-rotação da mola de cisalhamento	65
Figura 3.16	- Comportamento momento rotação da mola de introdução.....	69
Figura 3.17	- Modelo de QUEIRÓZ (1992)	70
Figura 3.18	- Modelo de KIRSHNAMURTHY (1978b): (a) Geometria; (b) Esforços e bulbo de pressão; (c) Deformada da chapa de topo; (d) Diagrama de momentos fletores	74
Figura 3.19	- Configuração de uma ligação viga-coluna com chapa de topo	83
Figura 3.20	- Distribuição das forças de tração	83
Figura 3.21	- Braço de alavanca do binário tração/compressão	84
Figura 3.22	- Distribuições plástica e triangular da força de tração entre as linhas de parafusos	85
Figura 3.23	- Regiões para verificações de resistência em uma ligação com chapa de topo	86
Figura 3.24	- Etapas de cálculo da distribuição de forças nos parafusos ...	87
Figura 3.25	- Perfis “T” equivalentes	88
Figura 3.26	- Flexão do flange do pilar (ou da chapa de topo) e resistência dos parafusos	90
Figura 3.27	- Geometria da ligação	91
Figura 3.28	- Verificações típicas para tração na alma	92
Figura 3.28	- Verificações típicas para tração na alma	92
Figura 3.29	- Transmissão da força de compressão através da mesa da viga	95
Figura 4.1	- Representação esquemática dos protótipos de ensaio	112
Figura 4.2	- Geometria das chapas de topo	113
Figura 4.3	- Características geométricas da seção transversal (viga VS 250x37)	113
Figura 4.4	- Gabarito da chapa de topo viga (VS 250x37)	114
Figura 4.5	- Corpos de prova para caracterização dos aços: (a) tiras; (b) cilíndricos	119
Figura 4.6	- Corpos de prova instrumentados	120
Figura 4.7	- Corpo de prova posicionado para ensaio	120
Figura 4.8	- Gráfico tração x alongamento (INSTRON)	120
Figura 4.9	- Medição das deformações	120
Figura 4.10	- Ruptura de corpo de prova cilíndrico	120
Figura 4.11	- Medição do alongamento na ruptura	120
Figura 4.12	- Medição da estricção do corpo de prova	121
Figura 4.13	- Diagrama tensão-deformação para chapa de 6,3 mm (DARTEC)	122
Figura 4.14	- Detalhe da região de escoamento (chapa 6,3 mm)	122
Figura 4.15	- Diagrama tensão x deformação – BAHARI & SHERBOURNE (1994 e 1996)	123

Figura 4.16	- Diagrama tensão x deformação adotado	123
Figura 4.17	- Instrumentação dos parafusos	124
Figura 4.18	- Parafuso instrumentado	124
Figura 4.19	- Vista geral do ensaio de calibração dos parafusos	125
Figura 4.20	- Detalhe do ensaio de calibração dos parafusos	125
Figura 4.21	- Tela de entrada de dados do programa SALCT	127
Figura 4.22	- Detalhe da malha padrão de elementos finitos	129
Figura 5.1	- Elementos finitos HX8 e PN6	133
Figura 5.2	- Elemento de junta JNT4	133
Figura 5.3	- Discretização do modelo para a análise numérica	134
Figura 5.4	- Malhas de elementos finitos na chapa de topo	135
Figura 5.5	- Malha de elementos finitos nos parafusos	138
Figura 5.6	- Carregamento equivalente à protensão dos parafusos	140
Figura 5.7	- Segunda fase de carregamento dos modelos	140
Figura 5.8	- Modelo constitutivo do elemento de junta	141
Figura 5.9	- Diagrama tensão x deformação (vigas e chapa de topo)	143
Figura 5.10	- Diagrama tensão x deformação plástica equivalente (vigas e chapa de topo)	145
Figura 5.11	- Diagrama tensão x deformação (parafusos)	146
Figura 5.12	- Diagrama tensão x deformação plástica equivalente (parafusos)	146
Figura 6.1	- Chapa de topo deformada (CT1-AB1)	156
Figura 6.2	- Seções transversais e longitudinais na chapa de topo	156
Figura 6.3	- Deslocamentos da chapa de topo: Seção A-A' (CT1-AB1)	157
Figura 6.4	- Deslocamentos da chapa de topo: Seção B-B' (CT1-AB1)	157
Figura 6.5	- Deslocamentos da chapa de topo: Seção C-C' (CT1-AB1)	158
Figura 6.6	- Deslocamento da chapa de topo: Seção D-D' (CT1-AB1)	159
Figura 6.7	- Deslocamento da chapa de topo: Seção E-E' (CT1-AB1)	159
Figura 6.8	- Deslocamento da chapa de topo: Seção F-F' (CT1-AB1)	160
Figura 6.9	- Deslocamento da chapa de topo: Seção G-G' (CT1-AB1)	160
Figura 6.10	- Comportamento momento-rotação do modelo CT1-AB1	161
Figura 6.11	- Comparação das curvas momento-rotação (CT1-AB1)	162
Figura 6.12	- Comportamento momento-rotação do modelo CT1-A45	163
Figura 6.13	- Curvas momento rotação para a seção A-A': Influência da espessura da chapa de topo (CT1-AB1 e CT1-A45)	164
Figura 6.14	- Forças de contato chapa/flange do pilar (CT1-AB1)	165
Figura 6.15	- Tensões σ_y e σ_z na chapa de topo do modelo CT1-AB1 (M = 7760 kN.cm)	166
Figura 6.16	- Tensões σ_y e σ_z na chapa de topo do modelo CT1-AB1 (M = 11322 kN.cm)	166
Figura 6.17	- Posição dos pontos instrumentados da chapa de topo	167

Figura 6.18	- Tensões na chapa de topo em pontos correspondentes às rosetas (direção Y)	167
Figura 6.19	- Tensões na chapa de topo em pontos correspondentes às rosetas (direção Z)	168
Figura 6.20	- Tensões de protensão nos parafusos com 16 mm de diâmetro (kN/mm^2)	169
Figura 6.21	- Forças resistidas pelos parafusos tracionados (CT1-AB1)	170
Figura 6.22	- Forças resistidas pelos parafusos tracionados (CT1-A45)	171
Figura 6.23	- Tração nos parafusos externos: Influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 16 \text{ mm}$)	172
Figura 6.24	- Tração nos parafusos internos: Influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 16 \text{ mm}$)	172
Figura 6.25	- Tensões de tração nos parafusos (Modelo CT1-AB1)	173
Figura 6.26	- Tensões de tração nos parafusos (Modelo CT1-A45)	173
Figura 6.27	- Tensões de tração nos parafusos (Modelo CT1-AB6)	174
Figura 6.28	- Deformação dos parafusos (CT1-AB1)	175
Figura 6.29	- Deformação dos parafusos (CT1-AB1)	175
Figura 6.30	- Deformações na região próxima à cabeça dos parafusos	176
Figura 6.31	- Deformações médias no fuste dos parafusos (CT1-AB1)	177
Figura 6.32	- Deformações médias no fuste dos parafusos (CT1-A45)	178
Figura 6.33	- Deformações médias nos parafusos da linha externa: Influência da espessura da chapa de topo	178
Figura 6.34	- Deformações médias nos parafusos da linha interna: Influência da espessura da chapa de topo	179
Figura 6.35	- Tensões σ_x nas faces da mesa superior do modelo CT1-AB1 ($M = 11322 \text{ kN.cm}$)	180
Figura 6.36	- Tensões σ_x nas faces da mesa inferior do modelo CT1-AB1 ($M = 11322 \text{ kN.cm}$)	181
Figura 6.37	- Tensões longitudinais médias nas mesas (CT1-AB1)	182
Figura 6.38	- Tensões longitudinais médias nas mesas (CT1-A45)	182
Figura 6.39	- Tensões σ_x na seção H/2 da mesa superior (CT1-AB1)	183
Figura 6.40	- Tensões σ_x na seção H/2 da mesa inferior (CT1-AB1)	184
Figura 6.41	- Posicionamento dos extensômetros nas mesas	184
Figura 6.42	- Tensões σ_x nos pontos correspondentes aos extensômetros da mesa superior (seção H/2 – CT1-AB1)	185
Figura 6.43	- Tensões σ_x nos pontos correspondentes aos extensômetros da mesa superior (seção H/2 – CT1-A45)	185
Figura 6.44	- Tensões σ_x nos pontos correspondentes aos extensômetros da mesa superior (seção H – CT1-A45)	186
Figura 6.45	- Tensões no ponto médio da aba tracionada (Ponto 1): Influência da espessura da chapa de topo	187
Figura 6.46	- Tensões no ponto médio da mesa tracionada (Ponto 2): Influência da espessura da chapa de topo	187
Figura 6.47	- Estado de tensões longitudinais nas mesas e alma do modelo CT1-AB1	188
Figura 6.48	- Distribuição de tensões longitudinais ao longo da altura da seção H/2 (CT1-AB1)	189

Figura 6.49	- Distribuição linear das tensões longitudinais ao longo da altura da seção H/2 (CT1-AB1)	189
Figura 6.50	- Tensões na seção transversal da viga (Modelos CT1-AB1 e CT1-A45)	190
Figura 6.51	- Região tracionada da ligação	191
Figura 6.52	- Pressão de contato na região tracionada da ligação (CT1-AB1)	192
Figura 6.53	- Pressão de contato na região tracionada da ligação (CT1-A45)	193
Figura 6.54	- Pressão de contato na região tracionada da ligação (CT1-AB6)	194
Figura 6.55	- Deslocamentos da chapa de topo: Seção A-A' (CT2-AB1)	196
Figura 6.56	- Deslocamentos da chapa de topo: Seção B-B' (CT2-AB1)	197
Figura 6.57	- Deslocamentos da chapa de topo: Seção C-C' (CT2-AB1)	197
Figura 6.58	- Deslocamento da chapa de topo: Seção D-D' (CT2-AB1)	199
Figura 6.59	- Deslocamento da chapa de topo: Seção E-E' (CT2-AB1)	199
Figura 6.60	- Deslocamento da chapa de topo: Seção F-F' (CT2-AB1)	200
Figura 6.61	- Deslocamento da chapa de topo: Seção G-G' (CT2-AB1)	200
Figura 6.62	- Deslocamento da chapa de topo: Seção D-D' (CT2-AB2)	201
Figura 6.63	- Comportamento momento-rotação do modelo CT2-AB1	202
Figura 6.64	- Comportamento momento-rotação do modelo CT2-AB2	203
Figura 6.65	- Comparação das curvas momento-rotação: Modelos CT2-AB1 e CT2-AB2	203
Figura 6.66	- Curvas momento rotação para a seção A-A': Influência da espessura da chapa de topo (CT2-AB1 e CT2-AB2)	204
Figura 6.67	- Tensões σ_y e σ_z na chapa de topo do modelo CT2-AB1 (M = 26393 kN.cm)	205
Figura 6.68	- Tensões σ_y e σ_z na chapa de topo do modelo CT2-AB2 (M = 26808 kN.cm)	205
Figura 6.69	- Tensões de protensão nos parafusos com 22 mm de diâmetro (kN/mm ²)	206
Figura 6.70	- Forças resistidas pelos parafusos tracionados (CT2-AB1)	207
Figura 6.71	- Tração nos parafusos externos: Influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 22$ mm)	207
Figura 6.72	- Tensões de tração nos parafusos do modelo CT2-AB1 para M = 286000 kN.cm	208
Figura 6.73	- Tensões de tração nos parafusos do modelo CT2-AB2 para M = 26808 kN.cm	209
Figura 6.74	- Deformação dos parafusos do modelo CT2-AB1	210
Figura 6.75	- Deformação dos parafusos do modelo CT2-AB2	210
Figura 6.76	- Deformações médias no fuste dos parafusos (CT2-AB1)	211
Figura 6.77	- Deformações médias no fuste dos parafusos (CT2-AB2)	211
Figura 6.78	- Tensões σ_x nas faces da mesa superior do modelo CT2-AB1 (M = 28600 kN.cm)	212
Figura 6.79	- Tensões σ_x nas faces da mesa inferior do modelo CT2-AB1 (M = 28600 kN.cm)	213
Figura 6.80	- Tensões longitudinais médias nas mesas (CT2-AB1)	214
Figura 6.81	- Tensões longitudinais médias nas mesas (CT2-AB2)	215

Figura 6.82	- Tensões σ_x nos pontos correspondentes aos extensômetros da mesa superior (seção H/2 – CT2-AB1)	216
Figura 6.83	- Tensões σ_x nos pontos correspondentes aos extensômetros da mesa superior (seção H/2 – CT2-AB2)	216
Figura 6.84	- Tensões longitudinais nos pontos correspondentes aos extensômetros: Influência da espessura da chapa de topo	217
Figura 6.85	- Distribuição de tensões longitudinais ao longo da altura da seção H/2 (CT2-AB1)	218
Figura 6.86	- Distribuição linear das tensões longitudinais ao longo da altura da seção H/2 (CT1-AB1)	218
Figura 6.87	- Pressão de contato na região tracionada (CT2-AB1)	219
Figura 6.88	- Pressão de contato na borda da chapa de topo (CT2-AB1)	220
Figura 6.89	- Pressão de contato na região tracionada (CT2-AB2)	220
Figura 6.90	- Pressão de contato na borda da chapa de topo (CT2-AB2)	221
Figura 6.91	- Reações nos pontos da borda superior da chapa de topo: Influência da espessura da chapa	222
Figura 6.92	- Comparação dos deslocamentos da chapa de topo	223
Figura 6.93	- Comparação dos deslocamentos chapa/flange para a seção A-A'	224
Figura 6.94	- Forças de tração nos parafusos da linha interna	224
Figura 6.95	- Forças de tração nos parafusos da linha externa	225
Figura 6.96	- Tensões longitudinais no ponto 1 da seção H/2	225
Figura 6.97	- Tensões longitudinais no ponto 2 da seção H/2	226
Figura 7.1	- Pórtico de reação	232
Figura 7.2	- Aparelho de apoio dos pilares do pórtico de reação	232
Figura 7.3	- Detalhamento das vigas dos pórticos de apoio dos protótipos	233
Figura 7.4	- Detalhamento dos pilares e dos consolos dos pórticos de apoio dos protótipos	234
Figura 7.5	- Pórtico de apoio dos protótipos	235
Figura 7.6	- Detalhe do apoio dos protótipos	235
Figura 7.7	- Detalhe da restrição de deslocamentos horizontais nos pilares dos protótipos	235
Figura 7.8	- Atuador hidráulico e célula de carga	236
Figura 7.9	- Dispositivo para medição do afastamento entre as chapas de topo	237
Figura 7.10	- Dispositivo para medição da rotação da viga	237
Figura 7.11	- Posicionamento dos transdutores de deslocamento	238
Figura 7.12	- Posicionamento das rosetas e dos extensômetros elétricos de resistência	239
Figura 7.13	- Deslocamento vertical do pilar do protótipo CS2C	239
Figura 7.14	- Comparação do comportamento momento x deformação	240
Figura 7.15	- Disposição dos transdutores nos protótipos do Grupo 1	240
Figura 7.16	- Disposição dos transdutores nos protótipos do Grupo 2	241
Figura 7.17	- Instalação de um protótipo sob o pórtico de reação	242

Figura 7.18	- Chapas lubrificadas colocadas entre as mesas das vigas e os consolos	243
Figura 7.19	- Extensômetros e rosetas na chapa de topo e em seções da viga	244
Figura 7.20	- Deslocamento vertical final do pilar	245
Figura 7.21	- Posicionamento dos transdutores sobre a mesa superior dos protótipos	245
Figura 7.22	- Posicionamento dos parafusos instrumentados	246
Figura 7.23	- Deformação final da chapa de topo (protótipo CT2A-5)	247
Figura 7.24	- Vista geral de um protótipo ensaiado	247
Figura 7.25	- Aspecto da ruptura dos parafusos (protótipo CT2A-2)	248
Figura 8.1	- Comparação de deslocamentos verticais (CS1A)	251
Figura 8.2	- Comparação de deslocamentos verticais (CS2B)	252
Figura 8.3	- Rotações nos apoios (CS1B)	253
Figura 8.4	- Rotações nos apoios (CS2B)	253
Figura 8.5	- Rotação relativa dos pontos do protótipo CS2A	255
Figura 8.6	- Posicionamento dos extensômetros nas mesas dos protótipos	255
Figura 8.7	- Deformações na mesa superior (Seção H/2 - CS1A)	256
Figura 8.8	- Deformações na mesa inferior (Seção H/2 - CS1A)	257
Figura 8.9	- Deformações médias nas mesas (Seção H/2 - CS1A)	257
Figura 8.10	- Deformações médias nas mesas (Seção H/2 - CS2A)	258
Figura 8.11	- Deformações médias (seção H/2) nas mesas dos protótipos CS1A e CS1B (Regime elástico)	258
Figura 8.12	- Deformações médias (seção H/2) nas mesas dos protótipos CS2A e CS2B (Regime elástico)	259
Figura 8.13	- Posicionamento das rosetas na seção H/2	260
Figura 8.14	- Deformações na seção H/2 (Protótipo CS1B)	261
Figura 8.15	- Deformações na seção H/2 (Protótipo CS2B)	261
Figura 8.16	- Deformações médias (seção H) nas mesas dos protótipos CS2A e CS2B (ajuste linear para o regime elástico)	262
Figura 8.17	- Deformações médias (seção H) nas mesas dos protótipos CS2A e CS2B (ajuste linear para o regime elástico)	263
Figura 8.18	- Comparação entre resultados experimentais e teóricos para os protótipos da série 1 (VS 250x37)	264
Figura 8.19	- Comparação entre resultados experimentais e teóricos para os protótipos da série 2 (VS 350x58)	264
Figura 8.20	- Posicionamento dos transdutores de deslocamento para os protótipos com cantoneira de alma	266
Figura 8.21	- Rotações no protótipo CA1-B	266
Figura 8.22	- Rotações no protótipo CA1-B	267
Figura 8.23	- Rotações relativas (protótipo CA2-A)	267
Figura 8.24	- Mecanismo de colapso das ligações com cantoneira de alma- KISHI et al. (1988a e 1988b)	268
Figura 8.25	- Deformações nas cantoneiras após o ensaio	269
Figura 8.26	- Comparação das rotações (protótipos CA1-B e CA2-A)	270

Figura 8.27	- Deformações nos enrijecedores e mesas das vigas (protótipo CT1A-1)	272
Figura 8.28	- Deformações nos enrijecedores e mesas das vigas (protótipo CT1A-4)	273
Figura 8.29	- Posicionamento dos transdutores de deslocamento para medição do afastamento entre as chapas de topo	274
Figura 8.30	- Afastamento chapa/pilar (CT1A-1 e CT1B-1)	275
Figura 8.31	- Afastamento chapa/pilar (CT1A-4 e CT1A-5)	275
Figura 8.32	- Influência do diâmetro do parafuso no afastamento chapa/pilar (CT1A-2/A-3 e CT1B-2/B-3)	276
Figura 8.33	- Influência do diâmetro do parafuso no afastamento chapa/pilar (CT1A-4/A-5 e CT1B-4/B-5)	277
Figura 8.34	- Influência da espessura da chapa de topo no afastamento chapa/pilar (CT1B-2/B-3/B-4)	277
Figura 8.35	- Influência da espessura da chapa de topo no afastamento chapa/pilar (CT1B-1/A-3/A-5)	278
Figura 8.36	- Rotações da chapa e da viga (CT1A-1 e CT1B-1)	279
Figura 8.37	- Rotações da chapa e da viga (CT1A-4 e CT1B-4)	279
Figura 8.38	- Deslocamentos verticais: Protótipo CT1A-1	280
Figura 8.39	- Deslocamentos verticais: Protótipo CT1A-6	280
Figura 8.40	- Posicionamento dos transdutores de deslocamento	281
Figura 8.41	- Rotações nos apoios: Protótipo CT1A-1	281
Figura 8.42	- Rotações das vigas nos apoios	282
Figura 8.43	- Deformações na mesa superior (CT1A-1 - seção H/2)	284
Figura 8.44	- Deformações na mesa inferior (CT1A-1 - seção H/2)	285
Figura 8.45	- Deformações na mesa superior (CT1A-4 - seção H/2)	285
Figura 8.46	- Deformações na mesa inferior (CT1A-4 - seção H/2)	285
Figura 8.47	- Deformações na mesa superior (CT1A-1 - seção H)	286
Figura 8.48	- Deformações na mesa inferior (CT1A-1 - seção H)	287
Figura 8.49	- Deformações na mesa superior (CT1A-4 - seção H)	287
Figura 8.50	- Deformações na mesa inferior (CT1A-4 - seção H)	288
Figura 8.51	- Transmissão do momento em ligações viga-coluna resistentes ao momento fletor	288
Figura 8.52	- Deformações na mesa comprimida: influência do diâmetro dos parafusos ($t_{ch} = 25$ mm)	290
Figura 8.53	- Deformações na mesa comprimida: influência do diâmetro dos parafusos ($t_{ch} = 25$ mm)	291
Figura 8.54	- Deformações na mesa comprimida: influência do diâmetro dos parafusos ($t_{ch} = 22,4$ mm)	291
Figura 8.55	- Deformações na mesa tracionada: influência do diâmetro dos parafusos ($t_{ch} = 22,4$ mm)	292
Figura 8.56	- Deformações na mesa comprimida: influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 16$ mm)	292
Figura 8.57	- Deformações na mesa tracionada: influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 16$ mm)	293
Figura 8.58	- Deformações na mesa comprimida: influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 19$ mm)	293
Figura 8.59	- Deformações na mesa tracionada: influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 19$ mm)	294

Figura 8.60	- Rosetas na alma da viga (Grupo 1)	296
Figura 8.61	- Deformações longitudinais na alma (protótipo CT1A-1)	297
Figura 8.62	- Deformações longitudinais na alma (protótipo CT1A-5)	297
Figura 8.63	- Deformações longitudinais na alma (protótipo CT1A-6)	298
Figura 8.64	- Influência da espessura da chapa de topo na deformação medida sobre o eixo longitudinal da viga	299
Figura 8.65	- Influência do diâmetro do parafuso na deformação longitudinal na roseta 1 ($t_{ch} = 25$ mm)	300
Figura 8.66	- Influência do diâmetro do parafuso na deformação longitudinal na roseta 1 ($t_{ch} = 22,4$ mm)	300
Figura 8.67	- Influência da espessura da chapa de topo na deformação longitudinal na roseta 1 ($d_p = 16$ mm)	301
Figura 8.68	- Influência da espessura da chapa de topo na deformação longitudinal na roseta 1 ($d_p = 19$ mm)	301
Figura 8.69	- Deformações longitudinais na seção H/2 (CT1A-1)	302
Figura 8.70	- Deformações longitudinais na seção H/2 (CT1A-4)	303
Figura 8.71	- Deformações longitudinais na seção H/2 (CT1B-6)	304
Figura 8.72	- Rosetas nas chapas de topo	306
Figura 8.73	- Chapa de topo: deformações na direção Y (CT1A-1)	306
Figura 8.74	- Chapa de topo: deformações na direção Z (CT1A-1)	307
Figura 8.75	- Chapa de topo: deformações na direção Y (CT1A-4)	308
Figura 8.76	- Chapa de topo: deformações na direção Z (CT1A-4)	308
Figura 8.77	- Chapa de topo: deformações na direção Y (CT1B-4)	309
Figura 8.78	- Deformações nos parafusos instrumentados (Protótipo CT1B-3)	311
Figura 8.79	- Variação das deformações nos parafusos instrumentados durante a fase de escorvamento (Protótipo CT1B-3)	311
Figura 8.80	- Deformações nos parafusos instrumentados (CT1B-1)	312
Figura 8.81	- Forças de tração nos parafusos (CT1B-1)	313
Figura 8.82	- Deformações nos parafusos instrumentados (CT1B-3)	314
Figura 8.83	- Forças de tração nos parafusos (CT1B-3)	315
Figura 8.84	- Deformações nos parafusos instrumentados incluindo efeito da protensão (Protótipo CT1B-3)	316
Figura 8.85	- Forças de tração nos parafusos instrumentados incluindo efeito da protensão (Protótipo CT1B-3)	316
Figura 8.86	- Deformações nos parafusos instrumentados (CT1B-4)	317
Figura 8.87	- Forças de tração nos parafusos instrumentados (CT1B-4)	317
Figura 8.88	- Deformações nos parafusos instrumentados (CT1B-5)	318
Figura 8.89	- Forças de tração nos parafusos instrumentados (CT1B-5)	318
Figura 8.90	- Deformações médias nos parafusos instrumentados (Protótipos CT1B-4/B-5)	319
Figura 8.91	- Deformações médias nos parafusos instrumentados (CT1B-4/B-5) incluindo efeito da protensão inicial	319
Figura 8.92	- Deformações nos enrijecedores e mesas das vigas (protótipos CT2A-1 e CT2A-2)	321
Figura 8.93	- Afastamento Chapa/Pilar (CT2A-1/B-1)	322

Figura 8.94	- Afastamento Chapa/Pilar (CT2A-2/B-2)	323
Figura 8.95	- Influência do diâmetro do parafuso no afastamento chapa/pilar ($t_{ch} = 31,5$ mm)	323
Figura 8.96	- Influência do diâmetro do parafuso no afastamento chapa/pilar ($t_{ch} = 25$ mm)	324
Figura 8.97	- Influência da espessura da chapa de topo no afastamento chapa/pilar ($d_p = 22$ mm)	325
Figura 8.98	- Influência da espessura da chapa de topo no afastamento chapa/pilar ($d_p = 25$ mm)	325
Figura 8.99	- Rotações da chapa e da viga (CT2A-1 e CT2B-1)	326
Figura 8.100	- Rotações da chapa e da viga (CT2A-2 e CT2B-2)	327
Figura 8.101	- Deslocamentos verticais dos pontos instrumentados (CT2A-1)	327
Figura 8.102	- Deslocamentos verticais dos pontos instrumentados (CT2A-2)	328
Figura 8.103	- Posicionamento dos transdutores de deslocamento para os protótipos do grupo 2	328
Figura 8.104	- Rotações nos apoios para o protótipo CT2A-1	329
Figura 8.105	- Rotações nos apoios para o protótipo CT2A-2	329
Figura 8.106	- Rotação da chapa de topo: Influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 22$ mm)	330
Figura 8.107	- Rotação da chapa de topo: Influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 25$ mm)	331
Figura 8.108	- Rotação da chapa de topo: Influência do diâmetro dos parafusos ($t_{ch} = 31,5$ mm)	332
Figura 8.109	- Rotação da chapa de topo: Influência do diâmetro dos parafusos ($t_{ch} = 25$ mm)	333
Figura 8.110	- Deformações na mesa superior, seção H/2 (CT2A-1)	334
Figura 8.111	- Deformações na mesa inferior, seção H/2 (CT2A-1)	334
Figura 8.112	- Deformações médias nas mesas (CT2A-1)	335
Figura 8.113	- Deformações médias nas mesas (CT2A-2)	335
Figura 8.114	- Deformações na mesa comprimida: influência do diâmetro dos parafusos ($t_{ch} = 31,5$ mm)	337
Figura 8.115	- Deformações na mesa tracionada: influência do diâmetro dos parafusos ($t_{ch} = 31,5$ mm)	338
Figura 8.116	- Deformações na mesa comprimida: influência do diâmetro dos parafusos ($t_{ch} = 25$ mm – Grupo 2)	338
Figura 8.117	- Deformações na mesa tracionada: influência do diâmetro dos parafusos ($t_{ch} = 25$ mm – Grupo 2)	339
Figura 8.118	- Deformações na mesa comprimida: influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 22$ mm)	339
Figura 8.119	- Deformações na mesa tracionada: influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 22$ mm)	340
Figura 8.120	- Deformações na mesa comprimida: influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 25$ mm)	341
Figura 8.121	- Deformações na mesa tracionada: influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 25$ mm)	341
Figura 8.122	- Rosetas na alma das vigas Grupo 2	343
Figura 8.123	- Deformações longitudinais na alma (CT2A-1)	343
Figura 8.124	- Deformações longitudinais na alma (CT2A-2)	344
Figura 8.125	- Deformações longitudinais na alma (CT2A-6)	344

Figura 8.126	- Influência da espessura da chapa de topo na deformação no eixo longitudinal da viga ($d_p = 22$ mm)	345
Figura 8.127	- Influência da espessura da chapa de topo na deformação no eixo longitudinal da viga ($d_p = 25$ mm)	346
Figura 8.128	- Influência da espessura da chapa de topo nas deformações longitudinais na roseta 1 ($d_p = 25$ mm)	346
Figura 8.129	- Deformações longitudinais na seção H/2 (CT2A-1)	347
Figura 8.130	- Deformações longitudinais na seção H/2 (CT2A-2)	348
Figura 8.131	- Deformações longitudinais na seção H/2 (CT2A-6)	348
Figura 8.132	- Chapa de topo: deformações na direção Y (CT2A-1)	349
Figura 8.133	- Chapa de topo: deformações na direção Z (CT2A-1)	350
Figura 8.134	- Chapa de topo: deformações na direção Y (CT2A-2)	351
Figura 8.135	- Chapa de topo: deformações na direção Z (CT2A-2)	351
Figura 8.136	- Influência da espessura da chapa de topo nas deformações da roseta 7 na direção Z ($d_p = 22$ mm)	352
Figura 8.137	- Influência da espessura da chapa de topo nas deformações da roseta 7 na direção Z ($d_p = 25$ mm)	352
Figura 8.138	- Influência do diâmetro dos parafusos nas deformações da roseta 7 na direção Z ($t_{ch} = 31,5$ mm)	354
Figura 8.139	- Influência do diâmetro dos parafusos nas deformações da roseta 7 na direção Z ($t_{ch} = 25$ mm)	354
Figura 8.140	- Deformações na chapa de topo do protótipo CT2A-5: Rosetas 7, 8 e 9 (Direção Y)	355
Figura 8.141	- Deformações na chapa de topo do protótipo CT2A-6: Rosetas 7, 8 e 9 (Direção Y)	355
Figura 8.142	- Simplificação do afastamento chapa/flange do pilar na região tracionada da ligação	356
Figura 8.143	- Protótipo CT1B-1: Rotação corrigida	358
Figura 8.144	- Protótipo CT1B-3: Rotação corrigida	359
Figura 8.145	- Protótipo CT1B-4: Rotação corrigida	359
Figura 8.146	- Comportamento momento-rotação dos protótipos do Grupo 1	361
Figura 8.147	- Comportamento momento-rotação dos protótipos do Grupo 2	363
Figura 8.148	- Comparação do comportamento momento-rotação para o protótipo CT2B-5	364
Figura 8.149	- Configuração deformada da chapa de topo (CT1B-6)	366
Figura 8.150	- Configuração deformada da chapa de topo (CT2B-5)	366
Figura 9.1	- Afastamento relativo chapa/pilar (CT1-AB1)	371
Figura 9.2	- Afastamento relativo chapa/pilar (CT1-A45)	371
Figura 9.3	- Afastamento chapa/pilar (Grupo 1): Influência da espessura da chapa de topo	373
Figura 9.4	- Influência da espessura da chapa de topo (Grupo 2)	375
Figura 9.5	- Influência da espessura da chapa de topo para os modelos do grupo 2 (Análise numérica)	376
Figura 9.6	- Rotações das ligações (CT1-AB1)	378
Figura 9.7	- Rotações das ligações (CT1-A45)	378

Figura 9.8	- Rotações das ligações: Influência da espessura da chapa de topo (Grupo 1)	379
Figura 9.9	- Rotações das ligações: Influência da espessura da chapa de topo (Grupo 2)	380
Figura 9.10	- Comparação das forças de tração nos parafusos da linha externa (CT1-AB1)	381
Figura 9.11	- Comparação das forças de tração nos parafusos da linha interna (CT1-AB1)	382
Figura 9.12	- Comparação das deformações médias nos parafusos externos (CT1B-1)	383
Figura 9.13	- Comparação das deformações médias nos parafusos internos (CT1B-1)	383
Figura 9.14	- CT1-AB1: Deformações no ponto 1 da mesa tracionada (seção H/2)	385
Figura 9.15	- CT1-AB1: Deformações no ponto 2 da mesa tracionada (seção H/2)	385
Figura 9.16	- CT1-AB1: Deformações no ponto 1 da mesa comprimida (seção H/2)	386
Figura 9.17	- CT1-AB1: Deformações no ponto 2 da mesa comprimida (seção H/2)	386
Figura 9.18	- CT1-A45: Deformações médias na mesa tracionada	387
Figura 9.19	- CT1-A45: Deformações médias na mesa comprimida	387
Figura 9.20	- CT2-AB1: Deformações no ponto 1 da mesa tracionada (seção H/2)	388
Figura 9.21	- CT2-AB1: Deformações no ponto 2 da mesa tracionada (seção H/2)	388
Figura 9.22	- CT2-AB1: Deformações no ponto 1 da mesa comprimida (seção H/2)	389
Figura 9.23	CT2-AB1: Deformações no ponto 2 da mesa comprimida (seção H/2)	390
Figura 9.24	- Comparação das deformações no ponto 2 das mesas tracionada e comprimida (resultados experimentais)	391
Figura 9.25	- CT2-AB2: Deformações médias na mesa tracionada	391
Figura 9.26	- CT2-AB2: Deformações médias na mesa comprimida	392
Figura 9.27	- CT1-AB1: Deformações longitudinais na alma	393
Figura 9.28	- CT2-AB1: Deformações longitudinais na alma	394
Figura 9.29	- Posicionamento das rosetas nas chapas de topo (Grupos 1 e 2, Série A)	395

Figura 9.30	- CT1-AB1: Deformações nas rosetas 5 e 6 (Direção Y)	395
Figura 9.31	- CT1-AB1: Deformações nas rosetas 7 e 8 (Direção Y)	396
Figura 9.32	- CT1-AB1: Deformações nas rosetas 5 e 7 (Direção Z)	396
Figura A-1.1:	- Posicionamento dos transdutores de deslocamento	518
Figura A-1.2:	- Rosetas na alma e extensômetros nas mesas da viga	518
Figura A-1.3:	- Rosetas na chapa de topo	519
Figura A-1.4:	- Posicionamento dos transdutores (Grupo 1)	519
Figura A-1.5:	- Posicionamento dos transdutores (Grupo 2)	520
Figura A-1.6:	- Rosetas na alma das vigas	522
Figura A-1.7:	- Rosetas nas chapas de topo	523
Figura A-1.8:	- Posicionamento dos parafusos instrumentados	523

LISTA DE SÍMBOLOS

- A_e** - área líquida efetiva
- área efetiva da alma do pilar (regime elástico), calculada considerando-se espraçamento 1:1 da espessura da mesa da viga – ÖSTV (1988)
- A_{fv}** - área da seção transversal da mesa da viga
- A_g** - área bruta
- A_p** - área da seção transversal do parafuso
- área efetiva da alma do pilar (regime inelástico), calculada considerando-se espraçamento 1:2,5 da espessura da mesa da viga – ÖSTV (1988)
- A_{st}** - área da seção transversal do enrijecedor do pilar
- A_{wv}** - área da seção transversal da alma da viga
- a** - distância do centro do parafuso à borda da chapa de topo, paralela à alma da viga ou do perfil “T”
- a_t** - área mínima teoricamente necessária, por linha de parafusos – KRISHNAMURTHY (1978b) – ($= F_t / 2f_{pt}$)
- área mínima, por parafuso - AISC (1986) – ($= F_t / 2n\phi f_{pt}$)
- a'** - distância do centro do parafuso à borda da chapa de topo, paralela à alma da viga ou do perfil “T”, acrescida de metade do diâmetro do parafuso ($= a + d_p/2$)
- b** - distância do centro do parafuso à face da alma da viga ou do perfil “T”

- b'** - distância do centro do parafuso à face da alma da viga ou do perfil "T", descontada de metade do diâmetro do parafuso ($= b - d_p/2$)
- b_{ch}** - largura da chapa de topo
- b_{ef}** - largura mínima da chapa de topo – KRISHNAMURTHY (1978b)
 $(= b_{fv} + 2\sqrt{2} w_t + t_{ch})$
- b_{fc}** - largura do flange do pilar
- b_{fv}** - largura da mesa da viga
- C₁** - parâmetro de correção da força de tração transmitida pela mesa da viga, obtido por KRISHNAMURTHY (1978b) via método dos elementos ($0,3 \leq C_1 \leq 0,5$)
- C₂** - parâmetro de correção da distância efetiva (p_e) entre a face da mesa da viga e a linha de centro dos parafusos, obtido por KRISHNAMURTHY (1978b), via método dos elementos finitos ($0,5 \leq C_2 \leq 1,0$)
- C₃** - parâmetro de correção do momento fletor crítico na chapa de topo, determinado por KRISHNAMURTHY (1978b) via método dos elementos finitos ($C_3 \leq 1,0$)
- C_a** - parâmetro de propriedades físicas para determinação do momento crítico na chapa de topo – KRISHNAMURTHY (1978b) -
 $[= 1,29(f_y / f_{pu})^{0,4} (f_{pt} / f_p)^{0,5}]$
- C_b** - parâmetro de relação entre as larguras da mesa da viga e da chapa de topo – KRISHNAMURTHY (1978b) - $[C_b = (b_{fv} / b_{ch})^{0,5}]$
- C_E** - constante momento-rotação (regime elástico) da mola de introdução – ÖSTV (1987)
- C_{eQ}** - constante momento-rotação (regime elástico) da mola de cisalhamento – ÖSTV (1987)
- C_{pE}** - constante momento-rotação (regime inelástico) da mola de introdução – ÖSTV (1987)
- C_{pQ}** - constante momento-rotação (regime inelástico) da mola de cisalhamento – ÖSTV (1987)
- d'** - dimensão do furo, tomada na direção paralela à largura tributária do

parafuso

- E** - módulo de elasticidade do aço ($E = 205000 \text{ MPa}$)
- E₁** - módulo de elasticidade do aço no trecho correspondente ao patamar de escoamento dos corpos de prova de aço
- E_p** - módulo elasto-plástico do aço
- e₁** - distância, paralela à mesa da viga, entre centro de parafusos
- e₂** - distância, paralela à mesa da viga, entre o centro do parafuso e a borda da chapa de topo
- e_x** - distância do centro do parafuso à extremidade (paralela à mesa da viga) da chapa de topo
- F** - força de tração, por parafuso, devido à tração $2T$ aplicada à alma do perfil "T" – STRUIK & deBACK (1969)
- F₁** - força de tração corrigida – KRISHNAMURTHY (1978b) – transmitida pela mesa da viga ($= C_1 F_t$)
- F_p** - força de tração no parafuso incluindo a força de alavanca ($= F + Q$)
- F_t** - força de tração transmitida pela mesa da viga ($= M_p / (H - t_{fv})$)
- F_u** - força última de tração aplicada à alma do perfil "T" – ZOETMEIJER (1974)
- F_{up}** - força última de tração no parafuso
- F_{wp}** - força de tração no parafuso, em regime de serviço – DOUTY & McGUIRE (1965)
- f_{ch}** - tensão admissível à flexão na chapa de topo
- f_{pt}** - tensão admissível à tração nos parafusos
- f_r** - tensão correspondente à ruptura dos corpos de prova de aço
- f_{up}** - tensão última de tração nos parafusos
- f_{v,ch}** - máxima tensão de cisalhamento na chapa de topo – KRISHNAMURTHY (1978b) - ($= F_t / 2b_{ch} t_{ch}$)
- f_y** - limite nominal de escoamento do aço ($= 250 \text{ MPa}$)
- tensão correspondente ao escoamento dos corpos de prova de aço
- f_{y,ch}** - limite de escoamento do aço da chapa de topo
- f_{y,fp}** - limite de escoamento do aço do flange do pilar
- f_{yst}** - limite de escoamento do enrijecedor

- $f_{y,v}$** - limite de escoamento do aço da viga
- f_{yw}** - limite de escoamento da alma do pilar
- f_1** - tensão correspondente ao término da fase de escoamento dos corpos de prova de aço
- G** - módulo de elasticidade transversal do aço
- H** - altura da seção transversal da viga
- h** - altura do pilar
- h_c** - altura da seção transversal do pilar
- h_v** - altura da seção transversal da viga
- I** - momento de inércia da seção transversal, em relação ao eixo baricêntrico de flexão
- K_b** - rigidez relativa das vigas (= I/L)
- K_c** - rigidez relativa dos pilares (= I/h)
- L** - comprimento do vão da viga
- L_{ef}** - comprimento efetivo da linha de escoamento no perfil “T” equivalente
- EUROCODE-3 (1993)
- L_i** - limite de validade dos valores de E_p (= $\epsilon_i - \epsilon_i^e$)
- M** - momento fletor
- M_1** - momento fletor na junção da chapa de topo com a mesa – KRISHNAMURTY (1978b)
- $M_{c,Rd}$** - momento resistente de cálculo da seção transversal da viga, tomado como o menor valor entre $W_{ef} f_y / \gamma_{M1}$ e $Z_x f_y / \gamma_{M0}$ – EUROCODE-3 (1993)
- M_{eE}** - momento limite (regime elástico) da mola de mola de introdução – ÖSTV (1987)
- M_{pE}** - momento limite (regime inelástico) da mola de introdução – ÖSTV (1987)
- M_{eQ}** - momento limite (regime elástico) da mola de cisalhamento – ÖSTV (1987)
- M_{pQ}** - momento limite (regime inelástico) da mola de cisalhamento – ÖSTV (1987)
- M_F** - momento de engastamento perfeito (= $wL^2/12$)

- M_g** - momento fletor na ligação, originado por carregamento de origem gravitacional
- M_α** - momento fletor na junção mesa/alma – MANUAL brasileiro (1988)
- M_β** - momento fletor na seção da mesa distante b' da face da alma
- M_θ** - redução do momento de engastamento perfeito devido à rotação dos apoios
- M_p** - momento nominal de plastificação total da seção transversal da viga
 (= $Z_x f_y$)
 - momento nominal de plastificação total da seção transversal da mesa do perfil “T” (= $bt_f^2 f_y / 4$)
 - momento de plastificação total do perfil “T” equivalente – EUROCODE-3 (1993) – (= $L_{ef} t^2 f_y / 4$)
- M_p'** - momento fletor correspondente à formação de rótula plástica na linha de parafusos (= $Q_{max} \cdot a$)
- M_y** - momento fletor correspondente ao início de escoamento na seção
- m** - distância do centro do parafuso à face da alma da viga ou do perfil “T” – ZOETMEIJER (1974)
 - distância do centro do parafuso à face da alma do pilar (ou da viga), menos 80% do raio flange/alma (pilar) ou da dimensão da solda alma/chapa (viga) – EUROCODE-3 (1993)
- m_x** - distância do centro do parafuso à face da mesa da viga, menos 80% da solda entre a chapa de topo e a mesa da viga – EUROCODE-3 (1993)
- \bar{m}** - parâmetro adimensional de momento fletor (= M/M_p)
- n** - distância do centro do parafuso à borda da chapa de topo, paralela à alma da viga ou do perfil “T” – ZOETMEIJER (1974)
 - número de parafusos, por linha, na região tracionada da ligação
 - distância efetiva do centro do parafuso à borda do flange do pilar ou da chapa de topo, no máximo igual a 1,25 “m” – EUROCODE-3
- n_s** - número de parafusos fora da região tracionada – SCI-BCSA (1996)
- n_t** - número de parafusos na região tracionada – SCI-BCSA (1996)

- n_x** - menor valor entre e_x e $1,25 m_x$
- P_c** - força de compressão transmitida pela mesa da viga
- EUROCODE-3 (1993) – $[= M_{c,Rd} (H - t_{fv})]$
 - SCI/BCSA (1996) – $(1,2 f_{y,v} t_{fv} b_{fv})$
- P_r** - força de tração em uma linha ou grupo de linhas de parafusos – EUROCODE-3 (1993)
- P_r** - força correspondente à ruptura dos corpos de prova de aço
- P_{ss}** - capacidade resistente de um parafuso, ao cisalhamento, igual ao menor dos valores calculados para cisalhamento puro e para pressão de contato na chapa de topo e no flange do pilar
- P'_t** - limite superior de resistência do parafuso quando é considerado o efeito da força de alavanca – EUROCODE-3 (1993)
- P_{ts}** - capacidade resistente de um parafuso, ao cisalhamento, igual ao menor dos valores entre os correspondentes a 40% da resistência ao cisalhamento puro e à resistência à pressão de contato na chapa de topo e no flange do pilar
- P_y** - força correspondente ao escoamento dos corpos de prova de aço
- p** - rigidez efetiva da ligação $[= \alpha / (\alpha + 2EI/L)]$
- largura tributária de um parafuso
- p_e** - distância efetiva – KRISHNAMURTHY (1978b) – entre a face da mesa e a linha de centro dos parafusos $(= p_f - 0,25d_p - w_t)$
- p_f** - distância da face da mesa da viga à linha de centro dos parafusos
- p_y** - rigidez efetiva da ligação em relação a M_y $(= M/M_y)$
- Q** - força de alavanca (“prying action”)
- Q_{max}** - máximo valor da força de alavanca, correspondente ao momento fletor igual a M'_p na linha de parafusos
- Q_{pc}** - força cortante no pilar (regime inelástico) – ÖSTV (1987)
- q** - carregamento uniformemente distribuído
- R_{nt}** - resistência nominal do parafuso à tração
- S_j** - rigidez secante da ligação
- s** - distância da face da mesa da viga ao ponto de momento fletor nulo – KRISHNAMURTHY (1978b)

- T** - metade da força de tração aplicada à alma do perfil “T” – STRUIK & deBACK (1969)
- t** - espessura
- t_{ch}** - espessura da chapa de topo
- t_f** - espessura do flange
- t_{fc}, t_{fp}** - espessura do flange do pilar
- t_{fv}** - espessura da mesa (flange) da viga
- t_w** - espessura da alma
- t_{wc}** - espessura da alma do pilar
- t_{wv}** - espessura da alma da viga
- V** - esforço cortante na ligação – SCI/BSCA (1996) - $\leq n_s P_{ss} + n_t P_{ts}$
- W_x** - módulo resistente elástico da seção transversal, em relação ao eixo baricêntrico X
- W_{ef}** - módulo resistente elástico efetivo da seção da viga
- w** - limite de deslocamento horizontal para perfis de padrão europeu
- w_t** - garganta efetiva da solda de filete entre a mesa da viga e a chapa de topo – KRISHNAMURTHY (1978b)
- α** - constante de proporcionalidade
- relação entre o momento fletor, na linha de parafusos, por unidade de comprimento, e o momento na interseção mesa/alma - STRUIK & deBACK (1969) e MANUAL brasileiro (1988)
 - fator de correção do momento fletor (M_1) na junção da chapa de topo com a mesa da viga – KRISHNAMURTHY (1978b) – ($= 4C_1C_2C_3$)
- χ_k** - parâmetro de ajuste da curva momento-rotação da mola de cisalhamento– ÖSTV (1987)
- Δ_{max}** - deslocamento vertical máximo de uma viga biapoiada, considerando-se a ação da sobrecarga – ABNT (1986)
- δ** - relação entre a área líquida da mesa (na linha de parafusos) e a área bruta (na interseção mesa/alma)
- ε_y** - deformação específica correspondente ao limite de escoamento do aço

- ε_u - deformação específica última do aço
 ε_1 - deformação específica correspondente ao término da fase de escoamento dos corpos de prova de aço
 ε_i^e - parcela elástica da deformação específica do aço
 ε_i^p - parcela plástica da deformação específica do aço
 ϕ - coeficiente de segurança
 γ - coeficiente de majoração do momento fletor
 γ_{M0}, γ_{M1} - coeficientes de segurança – EUROCODE-3 (1993)
 θ, θ_r - rotação da ligação
 θ_{eE} - rotação correspondente ao momento limite (regime elástico) da mola de introdução – ÖSTV (1987)
 θ_{eQ} - rotação correspondente ao momento limite (regime elástico) da mola de cisalhamento – ÖSTV (1987)
 θ_c - inclinação da tangente à linha elástica do pilar
 θ_p - rotação da ligação para momento fletor igual a M_p ($= M_p L / EI$)
 θ_{pE} - rotação correspondente ao momento limite (regime inelástico) da mola de introdução – ÖSTV (1987)
 θ_{pQ} - rotação correspondente ao momento limite (regime inelástico) da mola de cisalhamento – ÖSTV (1987)
 θ_s - rotação de uma ligação flexível
 θ_v - inclinação da tangente à linha elástica da viga
 $\bar{\theta}$ - parâmetro adimensional de rotação das ligações ($= \theta / \theta_p$)
 σ_x - tensão na direção X
 σ_y - tensão na direção Y
 σ_z - tensão na direção Z

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	- Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISC	- American Institute of Steel Construction
ASD	- Allowable Stress Design
ASTM	- American Society for Testing and Materials
BCSA	- British Constructional Steel Association
BWRA	- British Welding Research Association
DECIV	- Departamento de Engenharia Civil
ECSC	- European Community of Steel Construction
EESC	- Escola de Engenharia de São Carlos
FEA Ltd.	- Finite Element Analysis Limited
FAPEMIG	- Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais
FAPESP	- Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo
LRFD	- Load and Resistance Factor Design
LUSAS	- London University Structural Analysis System
ÖSTV	- Österreichischer Stahlbauverband
RCRBSJ	- Research Council on Riveted and Bolted Structural Joints
RCSC	- Research Council on Structural Connections
SALCT	- Sistema de Análise de Ligações com Chapa de Topo
SCI	- Steel Construction Institute
SSRC	- Steel Structures Research Committee
UFOP	- Universidade Federal de Ouro Preto
USP	- Universidade de São Paulo

 [Lista de Tabelas](#)

[Lista de Símbolos](#) 

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1	- Verificações de resistência	87
Tabela 4.1	- Dimensionamento comparativo	115
Tabela 4.2	- Forças de alavanca e diâmetro dos parafusos	116
Tabela 4.3	- Ligações com chapa de topo	117
Tabela 4.4	- Ligações com cantoneiras	118
Tabela 4.5	- Ligações soldadas	118
Tabela 4.6	- Caracterização dos aços	121
Tabela 5.1	- Identificação dos pontos nodais	137
Tabela 5.2	- Identificação dos elementos finitos	137
Tabela 5.3	- Propriedades físicas do aço e dos parafusos	145
Tabela 5.4	- Iterações e tempo de processamento do modelo CT1-AB1 correspondente aos protótipos CT1A-1 e CT1B-1	150
Tabela 6.1	- Carregamentos e momentos fletores atuantes nos modelos CT1-AB1, CT1-A45 e CT1-AB6	154
Tabela 6.2	- Carregamentos e momentos fletores atuantes nos modelos CT2-AB1 e CT2-AB2	195
Tabela 6.3	- Rotações médias das ligações nos modelos CT2-AB1 e CT2-AB2	204
Tabela 6.4	- Propriedades físicas adotadas para o modelo CT1-AB1e	222
Tabela 6.5	- Comparação entre esforços de tração nos parafusos	229
Tabela 7.1	- Protótipos com parafusos instrumentados	245
Tabela 7.2	- Protótipos com ruptura de parafusos	247
Tabela 8.1	- Forças nas mesas das vigas (Grupo 1)	290
Tabela 8.2	- Forças nas mesas das vigas (Grupo 2)	336
Tabela 9.1	- Comparação dos afastamentos chapa/pilar para $M \cong M_p$ (Grupo 1)	372
Tabela 9.2	- Comparação dos afastamentos chapa/pilar para $M \cong M_p$ (Grupo 2)	374
Tabela 9.3	- Relações entre os resultados experimentais e numéricos para as deformações nas mesas (CT2-AB1 e CT2-AB2)	392

← Lista de Figuras

Lista de Abreviaturas →

Capítulo

1**INTRODUÇÃO**

A análise convencional de uma estrutura pressupõe um conjunto de barras unidimensionais interligadas e, durante muito tempo, considerou-se as ligações como pontos nodais, idealizando-se o seu comportamento como nós rígidos ou rotulados, em termos de rotações relativas e da transmissão do momento fletor entre as barras.

Para os nós rígidos considerava-se que ocorresse uma perfeita continuidade rotacional, ou seja, que o ângulo formado pelos elementos estruturais conectados permanecesse essencialmente o mesmo após a atuação do carregamento da estrutura, ocorrendo a transmissão da totalidade do momento fletor.

Nas ligações rotuladas, em contraposição às rígidas, considerava-se que não haveria continuidade rotacional entre os elementos, não se verificando nenhuma transmissão de momento fletor.

Diversos estudos e pesquisas, entretanto, têm demonstrado a inadequação desta abordagem, uma vez que vários fatores influenciam o comportamento das ligações, em particular, e da estrutura, de uma maneira global, qualquer que seja o sistema estrutural ou os materiais utilizados.

Nas estruturas metálicas, devido à diversidade de configurações, meios e dispositivos de ligação, não é possível obter-se um perfeito engastamento entre vigas e pilares, verificando-se que as ligações introduzem efeitos locais e imperfeições que podem induzir um comportamento global não linear da estrutura, bem como uma rigidez parcial

das ligações, o que torna ainda mais precária a sua classificação como rígidas ou flexíveis.

Durante as três últimas décadas muitas pesquisas têm sido desenvolvidas com o objetivo de estudar o comportamento estrutural de diversos tipos de ligação, o entendimento da influência sobre o comportamento global das estruturas e os mecanismos de representação do comportamento momento-rotação das ligações, de modo a possibilitar a introdução deste parâmetro ainda nas primeiras fases da análise estrutural.

Atualmente, como resultado dessas pesquisas, reconhece-se que as ligações, em maior ou menor grau, apresentam um comportamento semi-rígido e este comportamento vem sendo, progressivamente, incorporado às etapas de análise e dimensionamento das estruturas, permitindo a utilização de modelos com desempenho mais próximo ao do comportamento das estruturas.

Este trabalho, inserido em um conjunto de ações da Área de Estruturas Metálicas do Departamento de Engenharia de Estruturas da EESC/USP, tem por objetivo o estudo do comportamento estrutural de ligações viga-coluna com chapa de topo, constituídas por chapas soldadas à extremidade das vigas e parafusadas ao flange do pilar, através de análise teórico-experimental.

Com este enfoque, são abordados vários aspectos referentes à análise e caracterização dos modos de ruína e do comportamento momento-rotação, especialmente no que diz respeito à utilização de chapas de topo menos espessas que as recomendadas pelos métodos de dimensionamento existentes e à relação entre a espessura das chapas de topo e o diâmetro dos parafusos.

A motivação para a realização deste trabalho, basicamente, é decorrência dos seguintes fatores:

- i) Embora muitos estudos sobre o comportamento de diversos tipos de ligação já tenham sido desenvolvidos (principalmente nos Estados Unidos e na Europa), na maioria dos casos são adotadas hipóteses e parâmetros relativos a estruturas constituídas por

perfis laminados, o que não recomenda a aplicação imediata de seus resultados para as estruturas construídas no Brasil, as quais são, predominantemente, constituídas por perfis soldados.

- ii) A escolha do tipo de ligação em estudo neste trabalho é resultado da constatação de que as ligações com chapa de topo raramente são utilizadas no Brasil, seja pela predominância das ligações soldadas, seja pelo sentimento de que os métodos de dimensionamento existentes conduzem a chapas de topo com grande espessura, o que tornaria anti-econômico este tipo de ligação.

Portanto, este trabalho, utilizando perfis soldados, pretende estudar as ligações com chapa de topo, buscando o entendimento do seu comportamento estrutural através de uma abordagem mais adequada à realidade brasileira, de forma a possibilitar a utilização mais frequente deste tipo de ligação nas edificações com estruturas metálicas projetadas no Brasil.

Esta abordagem engloba o desenvolvimento de uma análise experimental de protótipos de ligação com chapa de topo, constituídos por vigas e pilares soldados, com dimensões mais frequentemente utilizadas em edifícios de andares múltiplos e de uma análise numérica, via método dos elementos finitos, e a posterior comparação dos resultados obtidos através das análises e da previsão de comportamento contida nos modelos clássicos de dimensionamento.

Como ponto de partida para o desenvolvimento deste trabalho, o capítulo 2 é dedicado à apresentação de **Considerações Gerais e Classificação das Ligações**, abordando-se aspectos relativos ao comportamento momento-rotação dos diversos tipos de ligação, à relação entre o comportamento local das ligações e o comportamento global da estrutura e considerações sobre questões referentes à rigidez dos apoios.

Também são apresentados os diferentes critérios de classificação das ligações, adotados por especificações técnicas estrangeiras e pesquisadores independentes.

Após esta visão básica inicial, o capítulo 3 apresenta a **Revisão Bibliográfica** sobre o assunto, descrevendo-se os principais tipos de ligações viga-coluna em estruturas metálicas e os resultados obtidos através dos mais relevantes trabalhos desenvolvidos sobre o assunto.

De forma particular para as ligações com chapa de topo, o mencionado capítulo apresenta um histórico do desenvolvimento das pesquisas e descreve, pormenorizadamente, o modelo de dimensionamento adotado pelo MANUAL brasileiro para cálculo de estruturas metálicas (1988), bem como os estudos que o antecederam e deram origem ao modelo denominado “hanger-type”, adotado até a sétima edição do manual do American Institute of Steel Construction – AISC (1970).

Também são discutidos, detalhadamente, o modelo proposto por KRISHNAMURTHY (1978b) e o adotado pelo EUROCODE-3 (1992), finalizando com estabelecimento de considerações relativas à comparação entre os aspectos básicos referentes aos métodos de dimensionamento analisados.

O capítulo 3 apresenta ainda os modelos idealizados por HUMMER & TSCHEMMERNEGG (1988) e por QUEIRÓZ (1992) que, embora não sejam propriamente destinados ao dimensionamento das ligações com chapa de topo, representam tentativas de modelação do comportamento momento-rotação, através da consideração de molas para simular a interação dos diferentes componentes deste tipo de ligação.

A **Metodologia da Pesquisa**, apresentada no capítulo 4, descreve as etapas deste trabalho, envolvendo a seleção dos parâmetros de estudo, o estabelecimento da geometria e o dimensionamento dos protótipos de ensaio e a descrição dos ensaios realizados para a caracterização dos aços empregados na confecção dos protótipos de ensaio e dos ensaios de calibração dos parafusos instrumentados utilizados em alguns desses protótipos.

Este capítulo também descreve os pré-processadores desenvolvidos para a obtenção dos arquivos de dados a serem utilizados pelo programa computacional LUSAS (1997), desenvolvido na Inglaterra pela FEA Ltd.

Os detalhes referentes à etapa de **Análise Numérica** das ligações são apresentados no capítulo 5, abordando-se a discretização da malha de elementos finitos tridimensionais, as condições de contorno impostas aos modelos analisados, as solicitações (protensão dos parafusos e carregamento externo) aplicadas aos modelos e as características básicas da análise realizada.

Os **Resultados da Análise Numérica** são apresentados no capítulo 6, de forma qualitativa e quantitativa, estabelecendo-se algumas correlações com o resultados previstos pela teoria (hipóteses básicas e modelos de dimensionamento estudados no capítulo 3) e também entre os resultados obtidos para os modelos nos quais houve variação dos parâmetros selecionados no capítulo 4.

Os capítulos 7 e 8, a exemplo dos capítulos imediatamente anteriores, tratam, respectivamente, da **Análise Experimental** e dos **Resultados da Análise Experimental**, também com o objetivo de comparação com as hipóteses teóricas e de verificação da influência dos parâmetros selecionados (espessura da chapa de topo e diâmetro dos parafusos).

Além da descrição dos ensaios propriamente ditos, o capítulo 7 também é dedicado ao fornecimento de informações relativas a todos os procedimentos de ensaio, incluindo os equipamentos, pórtico de reação e aparelhos de apoio utilizados, bem como os procedimentos adotados (escolha da instrumentação e sistemática de aplicação do carregamento), determinados através de ensaios preliminares realizados com protótipos de cada um dos tipos de ligação envolvidos.

A parte final deste trabalho é constituída pelos capítulos 9 e 10, cujos objetivos são, respectivamente, estabelecer **Comparações dos Resultados** obtidos através das duas análises realizadas (experimental e numérica) e apresentação das **Conclusões e Recomendações Finais**.

Como complementação, além das **Referências Bibliográficas**, são incluídos anexos relativos:

- i) ao detalhamento do dimensionamento dos protótipos de ensaio;
- ii) à apresentação dos resultados dos ensaios de caracterização dos

- aços utilizados na confecção dos protótipos de ensaio;
- iii) à apresentação das listagens dos pré-processadores que foram desenvolvidos para a análise numérica (Programa SALCT);
 - iv) à apresentação do arquivo de dimensionamento preliminar gerado pelo programa SALCT (arquivo CHTOPO.DAT);
 - v) à apresentação da listagem de um dos arquivos de dados utilizados na análise numérica;
 - vi) à apresentação dos resultados dos ensaios preliminares;
 - vii) à apresentação dos resultados obtidos nos ensaios dos protótipos (arquivos de planilha eletrônica em disquete).

Finalizando este capítulo, é necessário frisar que, em termos de linguagem técnica, a expressão “ligação viga-coluna” não é a mais adequada, mas foi adotada neste trabalho por tratar-se de expressão já consagrada na literatura especializada (tradução literal da expressão “beam-column connection”), utilizando-se a palavra “pilar” para a designação do elemento estrutural isolado, como por exemplo, para fazer referência à “espessura do flange do **pilar**”.

 [Resumo/Abstract](#)

[Sumário](#) 

[Capítulo 2](#) 

Capítulo

2

CONSIDERAÇÕES GERAIS E CLASSIFICAÇÃO DAS LIGAÇÕES

2.1 - Considerações Gerais

O comportamento global de uma estrutura metálica está intimamente ligado ao desempenho das ligações entre suas vigas e colunas, principalmente porque, como bem lembrou PRELORENTZOU (1991), neste tipo de estrutura não se tem o monolitismo característico das estruturas de concreto convencionais.

As ligações são, portanto, a origem de descontinuidades geométricas e mecânicas que devem ser observadas e tratadas com cuidado, analisando-se o seu comportamento da forma mais precisa possível.

Um outro aspecto a ser considerado, refere-se aos custos da estrutura, embora as ligações representem apenas uma pequena parcela do seu peso total. McGUIRE (1988) estima que uma parcela entre 30 a 40% do custo total de um edifício metálico de múltiplos andares seja devida ao sistema estrutural, de cujo custo a fabricação e montagem respondem, em conjunto, por aproximadamente 75%.

No caso de países em que a mão-de-obra é mais barata, os custos de fabricação e montagem não atingem um percentual tão elevado, mas deve-se levar em consideração a necessidade de qualificação do trabalhador, o que só é conseguido após longos anos de treinamento nas fábricas, como bem

ressalta SÁLES (1995), ao afirmar que “nas ligações a economia nem sempre é representada pela economia aparente do aço empregado, mas sim pelo custo da mão-de-obra utilizada na fabricação e montagem”.

De uma forma geral, pode-se afirmar que é justificável o investimento no estudo minucioso do comportamento estrutural das ligações, já que, por vezes, a simplicidade dos detalhes das ligações viga-coluna exerce um impacto razoável nas dimensões totais da estrutura, conduzindo a uma grande economia final McGUIRE(1988).

O MANUAL brasileiro para cálculo de estruturas metálicas (1988) relaciona os seguintes parâmetros como os que mais influenciam o consumo da mão-de-obra em uma ligação:

- i) tipo da ligação (flexível, rígida ou semi-rígida) - quanto mais rígida mais exige em mão-de-obra;
- ii) configuração geométrica - deve-se evitar os recortes em chapas e vigas;
- iii) grau de padronização - deve-se usar, no máximo, dois tipos de parafusos (ASTM A307 e ASTM A325), um só diâmetro e um só comprimento para todos os parafusos; não usar rosca fora do plano de cisalhamento; usar um só controle de aperto e não usar ligações por atrito;
- iv) tipo de junta e dimensão das soldas - usar somente soldas de filete e na menor dimensão compatível com as espessuras das chapas;
- v) procurar evitar usinagem de superfícies, alargamento ou ajuste dos furos e soldas de campo.

No projeto de uma estrutura metálica, tradicionalmente, considera-se uma idealização do comportamento das ligações, situando-as em duas classes extremas: ligações rígidas (ou engastadas) e ligações flexíveis (ou rotuladas).

Uma observação mais cuidadosa, entretanto, mostra a inadequação desta simplificação, uma vez que vários fatores influenciam o comportamento das ligações e conduzem ao estabelecimento de um tipo intermediário: as ligações semi-rígidas.

Embora reconheça-se que as ligações sempre comportam-se entre os

dois limites extremos, é muito difícil avaliar o quanto uma ligação é rígida ou flexível, o que leva os calculistas a adotar, na prática, concepções estruturais simplificadas como forma de viabilizar a análise estrutural.

A bibliografia especializada relata que o primeiro trabalho desenvolvido para avaliar a rigidez de uma ligação foi realizado na Universidade de Illinois, em 1917.

Desde essa época, e mais recentemente com a popularização do uso da solda e dos parafusos de alta resistência, tem sido demonstrado um crescente interesse no estudo e no uso de ligações semi-rígidas em estruturas metálicas.

Outro fator importante para o avanço das pesquisas sobre o comportamento das ligações foi o extraordinário desenvolvimento verificado na área da computação, o que possibilitou o uso de equipamentos e técnicas sofisticadas para a análise e tratamento dos modelos experimentais e para o refinamento dos modelos matemáticos desenvolvidos.

As pesquisas realizadas permitiram que, paulatinamente, as especificações estrangeiras de projeto passassem a incorporar recomendações relativas ao comportamento estrutural das ligações, introduzindo novos modos de classificação, como será abordado adiante.

No Brasil, infelizmente, a ABNT (1986) não apresenta nenhuma observação quanto ao assunto, mesmo porque muito pouco ainda se fez nessa área, podendo-se citar apenas os trabalhos desenvolvidos por BATISTA & PFEIL (1989), CAMPOS Jr. (1990), PRELORENTZOU (1991), RODRIGUES (1991) e QUEIROZ (1992 e 1995).

Dentre os trabalhos desenvolvidos no exterior, alguns merecem destaque. JONES et al. (1980 e 1983) coletaram dados de 323 testes obtidos em 29 diferentes trabalhos. NETHERCOT (1985) examinou e avaliou mais de 800 ensaios relatados em cerca de 70 artigos.

GOVERDHAM (1984) reuniu um total de 230 curvas momento-rotação obtidas experimentalmente, formando um banco de dados relativo ao comportamento de ligações. KISHI & CHEN (1986) estenderam a coleta feita por Goverdham para 303 testes e criaram um sistema computadorizado para

gerenciamento do banco de dados e tratamento dos resultados experimentais de acordo com 3 modelos analíticos.

Outros trabalhos experimentais mais recentes foram desenvolvidos por DAVISON et al. (1987a e 1987b) e por PATRICK et al. (1987).

A observação desses e de outros trabalhos experimentais torna evidente que o comportamento momento-rotação ($M-\theta$) das ligações é predominantemente não-linear, podendo contribuir significativamente para o comportamento global da estrutura, incluindo limites de resistência e considerações de deslocamentos.

De acordo com RADZIMINSKI & AZIZINAMINI (1988), em certos estágios pode não ser necessária uma completa definição da relação $M-\theta$, sendo suficiente uma estimativa da rigidez inicial da ligação (inclinação da tangente à curva na origem).

Por exemplo, sob cargas gravitacionais e variações da ação do vento, correspondentes à resposta nominal elástica da estrutura, o uso de uma variação linear de rigidez das ligações pode ser adequada para a análise estrutural.

Entretanto, sob condições extremas de solicitação, tais como as impostas por eventos de natureza sísmica, a adoção do comportamento não linear da curva $M-\theta$ é exigida para avaliar o desempenho estrutural.

Uma vez que o engenheiro estrutural quase nunca dispõe da possibilidade de ensaiar as ligações que pretende adotar em uma dada estrutura, as pesquisas não se limitam ao aspecto experimental da questão, buscando estabelecer modelos teóricos que, calibrados através dos resultados de testes em laboratório, possam prever o comportamento real das ligações o mais fidedignamente possível.

O EUROCODE 3 (1992) estabelece algumas diretrizes para a aplicação do comportamento das ligações no projeto e dimensionamento de estruturas metálicas, incluindo alguns critérios básicos para a classificação e modelagem do comportamento momento-rotação das ligações viga-coluna.

Outras especificações, baseadas no método dos estados limites, como as normas americana, inglesa e australiana, também permitem a consideração

do comportamento semi-rígido das ligações.

O AISC/LRFD (1986) apresenta orientação específica para o uso da análise elástica de primeira ordem com o uso dos fatores B_1 e B_2 de amplificação, que incorporam os efeitos de segunda ordem no projeto de estruturas apertadas com ligações rígidas.

De acordo com LIEW et al. (1993), em pórticos com ligações semi-rígidas, a análise linear, além de excessivamente trabalhosa por envolver o estabelecimento de fatores de amplificação e do comprimento efetivo dos elementos estruturais, apresenta resultados questionáveis pois não considera a flexibilidade das ligações e a instabilidade dos elementos estruturais, nem a interação desses efeitos.

Com base nesses e em diversos outros trabalhos, pode-se afirmar, como resumido por MORRIS & PACKER (1987), que o comportamento da maioria das ligações depende dos seguintes fatores:

- i) tipo e diâmetro dos parafusos;
- ii) distância dos parafusos à face da coluna;
- iii) espessura das cantoneiras e chapas de ligação;
- iv) altura da viga e da ligação;
- v) presença ou não de enrijecedores na coluna;
- vi) modo de ligação da viga à coluna (flange ou alma);
- vii) espessura do flange (ou alma) da coluna, e
- viii) limite de escoamento do material da viga, da coluna e dos elementos de ligação.

2.2 - Classificação das Ligações

Em virtude das hipóteses simplificadoras adotadas até recentemente, os elementos e os meios de ligação, por não terem seus efeitos levados em consideração no comportamento global da estrutura, eram dimensionados separadamente, a partir dos esforços de extremidade dos demais elementos estruturais (vigas e colunas).

Posteriormente a 1978, em situações de projeto, era usual estimar qual

a influência da ligação no comportamento da estrutura, sem a utilização de uma análise não-linear, considerando-se uma classificação das ligações em 3 categorias:

- i) ligações flexíveis : consideradas como ligações nas quais as rotações relativas entre os elementos conectados não são restringidas ou admitem uma restrição no máximo igual a 20% da rotação relativa teórica, verificada sob condição de rótula ideal;
- ii) ligações rígidas : consideradas como aquelas nas quais é garantida a continuidade da estrutura e as rotações relativas são totalmente restringidas, ou admitem restrição no mínimo igual a 90% da rotação teórica verificada sob condição de rótula ideal;
- iii) ligações semi-rígidas : correspondentes às ligações cujo comportamento situa-se entre os limites estabelecidos pelos dois tipos anteriores.

Com base nessa classificação, o comportamento dos três tipos de ligação pode ser representado graficamente, como mostrado na figura 2.1(a), onde estão indicadas as curvas relativas às ligações rígidas, semi-rígidas e flexíveis, bem como a reta que relaciona momentos e rotações nos apoios para uma viga bi-engastada submetida a um carregamento uniformemente distribuído.

Para a viga representada na figura 2.1(b), considerando as ligações teoricamente rígidas, o momento nos apoios será dado por $M_F = qL^2/12$.

Porém, considerando que a ligação não se comporta como perfeitamente rígida, permitindo alguma rotação nos apoios, a redução do momento fletor na ligação será dada por

$$M_\theta = \frac{4EI\theta}{L} - \frac{2EI\theta}{L} = \frac{2EI\theta}{L} \quad \text{II.1}$$

Portanto, o momento real nos apoios será obtido através da soma algébrica dos dois valores, obtendo-se

$$M = M_F - M_\theta = \frac{qL^2}{12} - \frac{2EI\theta}{L} \quad \text{II.2}$$

Assim, para uma ligação teoricamente rígida, tem-se $\theta = 0$ e $M = qL^2/12$, enquanto para uma ligação teoricamente flexível, $M = 0$ e $\theta = qL^2/24EI$, correspondente à rotação nos apoios de uma viga bi-apoiada.

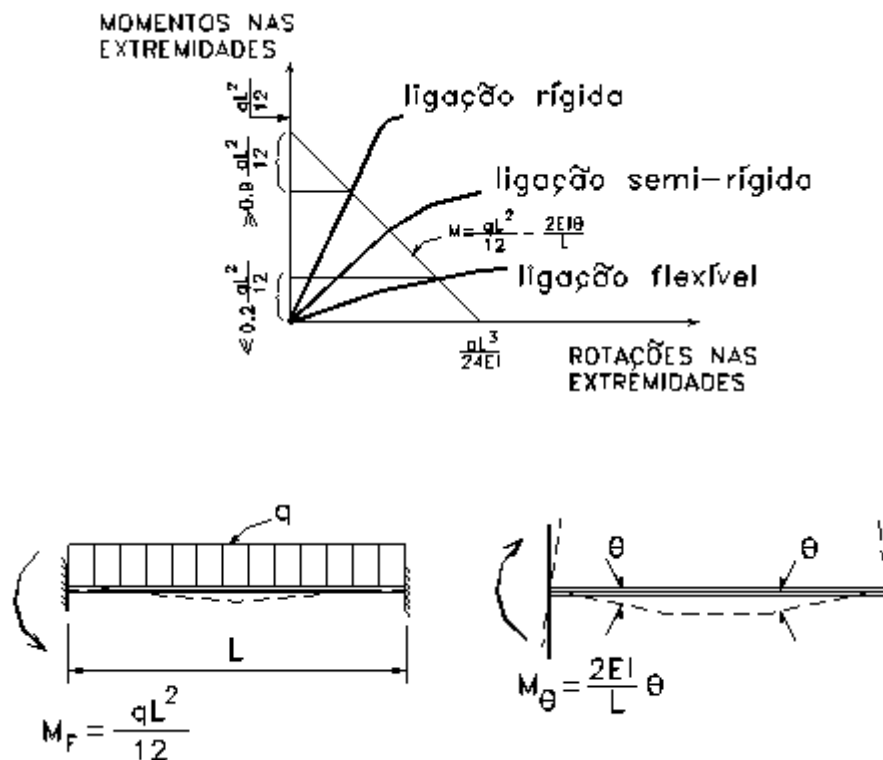


Figura 2.1: Comportamento das ligações

A resposta de uma estrutura às ações é influenciada pelas propriedades estruturais dos elementos (vigas e colunas) e das ligações.

CAMPOS Jr. (1990) relata que as propriedades estruturais relevantes são a resistência, a rigidez e a capacidade de deformação, como esquematizado na figura 2.2, para o caso da seção transversal de uma viga submetida à flexão simples, através do correspondente diagrama momento-rotação.

As especificações e normas de projeto, via de regra, classificam as seções transversais dos elementos estruturais em classes, dependendo da capacidade de desenvolver a relação momento-rotação.

De forma similar, como mostrado na figura 2.3, o comportamento das

ligações também pode ser avaliado em termos das curvas $M - \theta$.

As curvas B e C, por apresentarem pouca capacidade rotacional correspondem a ligações cujo comportamento é inadequado aos casos onde é necessária a ocorrência de redistribuição plástica de momentos, enquanto as demais curvas traduzem o comportamento de ligações adequadas a esses casos.

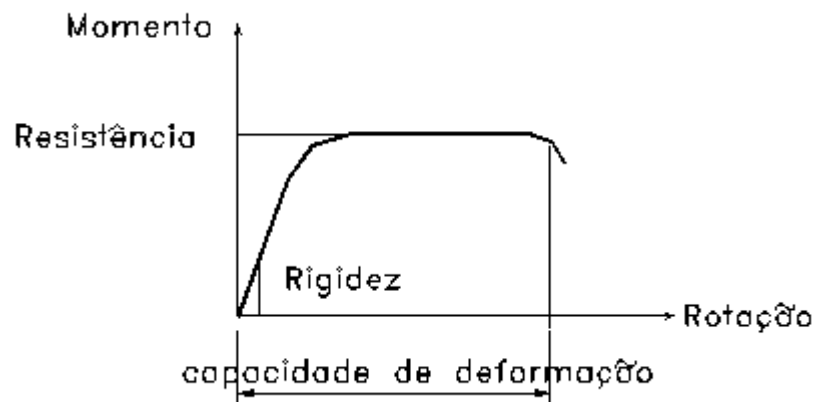


Figura 2.2: Parâmetros estruturais da curva $M - \theta$

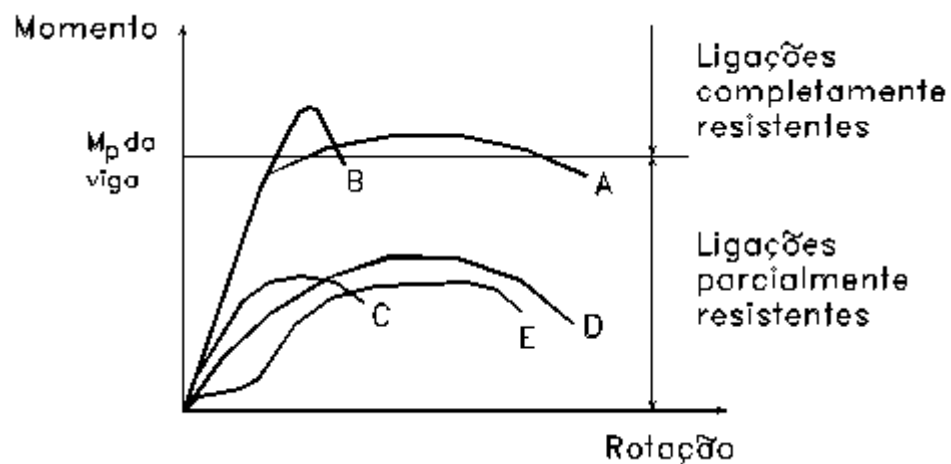


Figura 2.3: Curvas momento-rotação para ligações viga-coluna

Entretanto, as ligações com características similares às da curva A podem também atingir o momento de plastificação total da viga, caracterizando um comportamento praticamente rígido, enquanto a curva D representa uma ligação semi-rígida.

A curva E apresenta uma forma típica de ligações com parafusos

submetidos a esforços de cisalhamento, podendo-se notar uma prematura perda da rigidez inicial devido ao deslizamento dos elementos de ligação até que ocorra o contato dos parafusos com as paredes dos furos.

Voltando à classificação apresentada, uma vez comprovado que a maioria das ligações típicas pertencem à terceira categoria (semi-rígidas), é necessário levar em consideração a real flexibilidade (ou rigidez) das ligações, bem como o caráter não-linear de seu comportamento momento-rotação.

Dessa forma, a evolução das pesquisas e estudos levaram a novas classificações que serão apresentadas a seguir.

2.2.1 - Classificação do AISC (1978)

De acordo com a especificação americana publicada em 1978, mantida pela edição baseada no método das tensões admissíveis, AISC/ASD (1989), as ligações eram classificadas em:

- i) Tipo 1 : ligações rígidas
- ii) Tipo 2 : ligações flexíveis
- iii) Tipo 3 : ligações semi-rígidas

As definições relativas aos tipos de ligação eram similares às anteriormente apresentadas, exceto que as ligações enquadradas no tipo 2 poderiam ser consideradas sem restrição à rotação quando submetidas a ações de origem gravitacional, devendo comportar-se como ligações rígidas sob a ação do vento.

2.2.2 - Classificação de AISC/LFRD (1986)

Em 1986, a especificação americana baseada no método dos estados limites introduziu modificações na classificação das ligações, passando a considerar apenas duas classes:

- i) Tipo FR : ligações completamente restringidas (fully restrained)
- ii) Tipo PR : ligações parcialmente restringidas (partially restrained).

As ligações do tipo FR são as mesmas classificadas anteriormente

como do tipo 1 (rígidas), enquanto as do tipo PR englobam as dos tipos 2 (flexíveis) e 3 (semi-rígidas), cobrindo todas as condições nas quais as ligações têm rigidez insuficiente para manter inalterado o ângulo original entre os elementos conectados.

Entretanto, nessa nova classificação, a rigidez lateral do sistema (ligações e elementos conectados), bem como sua resistência, deve ser considerada.

Além disso, para que a rigidez da ligação seja considerada no dimensionamento dos elementos conectados ou na estabilidade global da estrutura, a efetiva rigidez da ligação deve ser estabelecida por meios analíticos ou empíricos.

2.2.3 - Classificação de STARK & BIJLAARD (1988)

A classificação proposta por STARK & BIJLAARD (1988) depende do método de projeto (elástico ou plástico) adotado.

Para dimensionamento na fase plástica, admite-se os seguintes tipos de ligações:

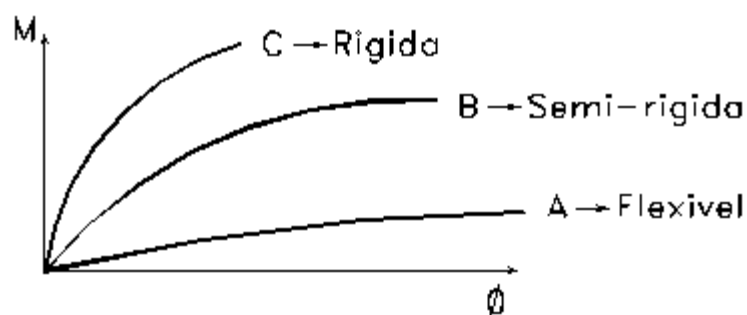
- i) ligações rotuladas (nominally pinned connections) : ligações projetadas para transferir somente esforços normais e de cisalhamento admitindo-se que a ligação tenha uma capacidade de rotação tal que permita a formação de todas as rótulas plásticas necessárias ao estabelecimento do mecanismo de colapso;
- ii) ligações completamente rígidas (full strength connections) : ligações que apresentam capacidade de resistir a momentos fletores superiores aos momentos de plastificação dos elementos conectados, resultando na formação de rótula plástica, não na ligação, mas em um elemento adjacente a ela. Dessa forma, a ligação não necessita apresentar, teoricamente, nenhuma capacidade de rotação. Na figura 2.3, as ligações A e B enquadram-se na categoria de ligações completamente rígidas. A ligação B, por apresentar pequena capacidade rotacional, deve ser projetada

prevendo-se uma reserva de resistência para levar em conta a possibilidade de redistribuição plástica dos esforços após a formação da primeira rótula plástica.

- iii) ligações parcialmente rígidas (partial strength connections) : ligações que apresentam capacidade de resistir a momentos fletores inferiores aos momentos de plastificação dos elementos conectados, representadas pelas curvas C, D e E da figura 2.3. Nessa situação, a rótula plástica formar-se-á na ligação, sendo portanto necessária uma capacidade rotacional adequada. Em vista disso, são inadequadas as ligações que apresentam curva momento-rotação semelhante à da ligação C.

Considerando projeto na fase elástica, STARK & BIJLAARD (1988) propõem a classificação das ligações também em três tipos:

- i) ligações flexíveis : consideradas como capazes de transmitir somente esforço cortante e, eventualmente, esforço normal, sofrendo rotações sem absorver momentos fletores de valor significativo. A figura 2.4(b) apresenta exemplos típicos de ligações flexíveis, segundo a presente definição.
- ii) ligações rígidas : consideradas como capazes de transmitir momentos fletores, além dos esforços normais e de cisalhamento. O projeto dessas ligações deve considerar que as mesmas apresentam grande rigidez (ou pequena capacidade rotacional) de forma que qualquer influência na distribuição de momentos e nos deslocamentos possa ser desprezada. Exemplos de tais ligações são apresentados na figura 2.4(c);



(a)

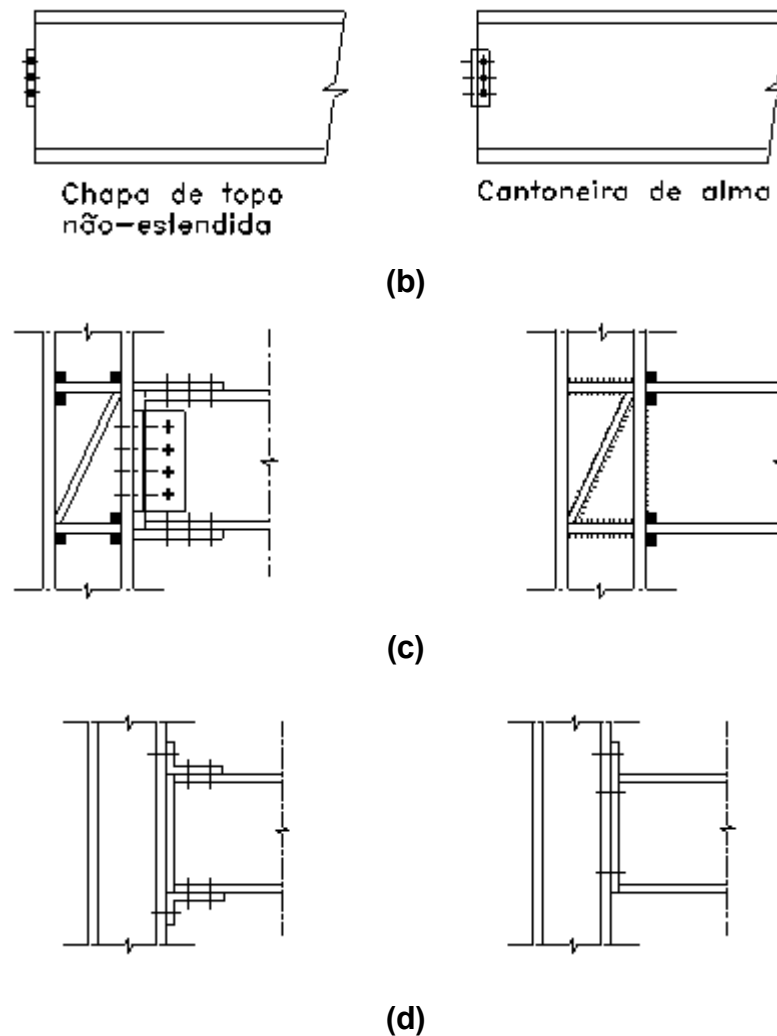


Figura 2.4: Classificação das ligações quanto à rigidez

- iii) ligações semi-rígidas : são as que proporcionam um determinado grau de interação entre os elementos conectados, com base nas características momento-rotação, como apresentado na figura 2.4(d).

2.2.4 - Classificação do EUROCODE-3 (1992)

A classificação proposta pelo EUROCODE-3 (1992) utiliza o comprimento real da viga para definir a rigidez, sendo dependente do tipo de estrutura (contraventada ou não) uma vez que os efeitos da semi-rigidez das

ligações diferem de um para outro tipo de estrutura.

Os parâmetros adimensionais usados na classificação das ligações são \bar{m} e $\bar{\theta}$, definidos através das expressões (2.3a) e (2.3b), respectivamente.

$$\bar{m} = \frac{M}{M_p} \quad \text{II.3a}$$

$$\bar{\theta} = \frac{\theta_r}{\theta_p} \quad \text{II.3b}$$

sendo

$$\theta_p = \frac{M_p L}{EI} \quad \text{II.4}$$

onde I = momento de inércia da seção transversal da viga;

L = comprimento da viga;

M_p = momento de plastificação total da seção transversal da viga e

θ_r = rotação da ligação.

A figura 2.5 apresenta a localização e as fronteiras das regiões correspondentes às ligações rígidas e semi-rígidas para estruturas contraventadas e não contraventadas, que também podem ser expressas por

a) estruturas não contraventadas

- se $\bar{m} < 2/3$

$$\bar{m} = 25\bar{\theta} \quad \text{II.5a}$$

- se $2/3 < \bar{m} \leq 1,0$

$$\bar{m} = \frac{25\bar{\theta} + 4}{7} \quad \text{II.5b}$$

b) estruturas contraventadas

- se $\bar{m} < 2/3$

$$\bar{m} < 8\bar{\theta} \quad \text{II.6a}$$

- se $2/3 < \bar{m} \leq 1,0$

$$\bar{m} < \frac{20\bar{\theta} + 3}{7} \quad \text{II.6b}$$

Do ponto de vista da rigidez, as equações que delimitam as regiões de

classificação das ligações rígidas e semi-rígidas foram escolhidas de modo que a diminuição da capacidade resistente, avaliada através da fórmula de Merchant-Rankine, devido ao efeito da semi-rigidez, é menor que 5% em comparação com a capacidade resistente das ligações rígidas.

Sob o aspecto da resistência, o momento de plastificação total da seção transversal é usado como limite máximo, ressaltando-se que o comportamento $\bar{m} \times \bar{\theta}$ visa melhor representar a não linearidade de comportamento, verificada na prática, para a maioria das ligações semi-rígidas.

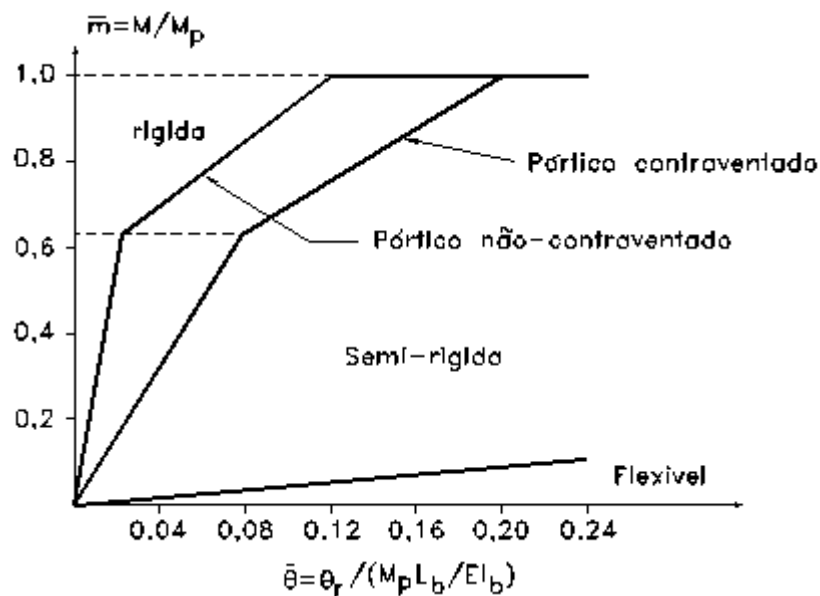


Figura 2.5 – Classificação do EUROCODE-3 (1992)

Complementando a classificação, estabelece-se os seguintes limites para a caracterização de uma ligação como flexível:

- em termos de rigidez

$$S_j \leq \frac{EI}{2L} \tag{II.7a}$$

onde S_j = rigidez rotacional secante da ligação.

- em termos de resistência

$$M \leq \frac{M_p}{4} \tag{II.7b}$$

Implicitamente, assume-se que se a capacidade resistente da ligação ao

momento fletor exceder $1,2 \times M_p$, a capacidade rotacional da ligação não necessita ser verificada, uma vez que a rótula plástica irá formar-se sempre no elemento conectado.

Entretanto, nos casos em que seja possível a formação da rótula plástica na ligação, deve-se verificar a capacidade de rotação da ligação se a redistribuição de momentos fletores for considerada na análise global da estrutura.

2.2.5 - Classificação de BJORHOVDE et al.(1990)

BJORHOVDE et al. (1990) propuseram um sistema de classificação que usa uma viga de referência, com comprimento equivalente a cinco vezes a altura da seção transversal da viga, para definir a rigidez.

Os parâmetros adimensionais usados são os mesmos das expressões (2.3a) e (2.3b), exceto que θ_p agora é definido por

$$\theta_p = \frac{5M_p d}{EI} \quad \text{II.8}$$

A classificação é baseada na resistência e na rigidez das ligações, como apresentado na figura 2.6, em termos das fronteiras das regiões consideradas, as quais definem os seguintes tipos:

i) ligações rígidas

- em termos de resistência

$$\bar{m} \geq 2,5\bar{\theta} \quad \text{II.9a}$$

- em termos de rigidez

$$\bar{m} \geq 0,7 \quad \text{II.9b}$$

ii) ligações semi-rígidas

- em termos de resistência

$$0,7 > \bar{m} > 0,2 \quad \text{II.10a}$$

- em termos de rigidez

$$2,5\bar{\theta} > \bar{m} > 0,5\bar{\theta} \quad \text{II.10b}$$

iii) ligações flexíveis

- em termos de resistência

$$\bar{m} < 0,2 \quad \text{II.11a}$$

- em termos de rigidez

$$\bar{m} \leq 0,5\bar{\theta} \quad \text{II.11b}$$

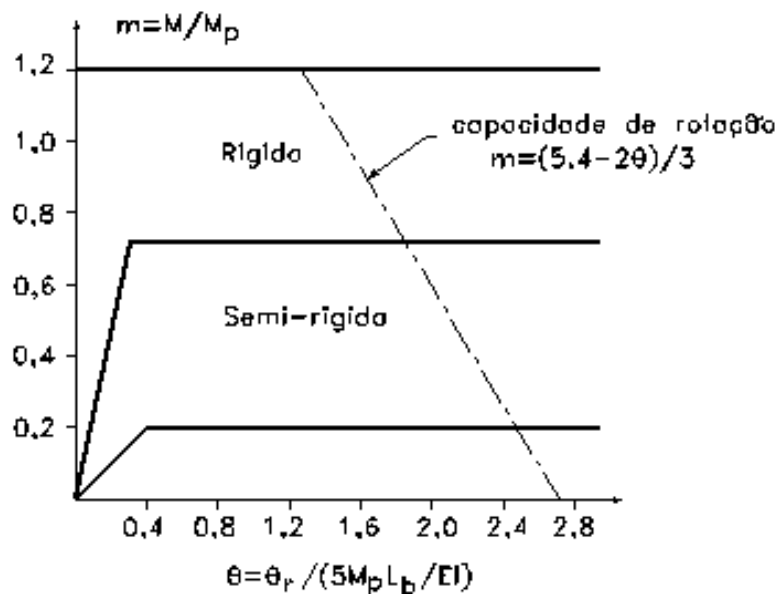


Figura 2.6 – Classificação de BJORHOVDE et al. (1990)

Além disso, os autores citados propuseram uma expressão para calcular a capacidade rotacional das ligações, calibrada a partir de dados experimentais, cuja forma simplificada pode ser expressa por

$$\bar{m} = \frac{5,4 - 2\bar{\theta}}{3} \quad \text{II.12}$$

De acordo com a expressão (2.12), a capacidade rotacional que a ligação deve apresentar depende da razão entre a capacidade resistente última da ligação ao momento fletor e o momento de plastificação total da viga, sendo inversamente proporcional à rigidez inicial da ligação.

Em outras palavras, quanto menor a rigidez inicial da ligação, maior a

capacidade de rotação necessária.

2.3 - Diagrama Momento-Rotação

Como mencionado anteriormente, o comportamento de uma ligação pode ser expresso pela relação entre o momento fletor transmitido pela ligação e a rotação relativa entre as linhas elásticas dos elementos conectados. Essa relação é muito útil, tanto para o projeto das ligações quanto para a análise global de uma estrutura, quando se deseja estudar a contribuição da semi-rigidez das suas ligações.

A curva momento-rotação de uma ligação pode ser obtida através de ensaios ou por meios analíticos, podendo-se então estimar o momento fletor que será desenvolvido para uma determinada situação, onde se conheça o vão e as dimensões da viga, bem como o tipo de carregamento que a solicita.

Para isso, lança-se mão da teoria de viga (“beam line theory”) que, segundo KULAK et al. (1987) foi introduzida por RATHBUN (1936).

Por essa teoria, para uma dada situação, pode-se obter uma relação linear entre o momento fletor M e a rotação θ que varia entre dois limites extremos: a consideração de apoios engastados e a hipótese de apoios rotulados para a viga.

A seguir, com base no desenvolvimento proposto por McGUIRE (1968), serão apresentadas algumas considerações sobre o comportamento momento-rotação das ligações semi-rígidas, enfatizando a questão relativa à rigidez do suporte da ligação e à não-linearidade desse comportamento.

2.3.1 - Suportes Rígidos

Consideremos a representação esquemática da figura 2.7(a), onde uma viga prismática é conectada a duas colunas consideradas tão rígidas que a rotação nos apoios seja devida apenas à viga.

Levando em consideração apenas o comportamento elástico da viga, a adoção de ligações rígidas não seria conveniente uma vez que, como

representado na figura 2.7(b), o momento fletor nas extremidades seria o dobro do momento no meio do vão.

Em outras palavras, as ligações deveriam ser capazes de transmitir, sem apresentar rotação significativa, um momento fletor superior ao que solicita a viga.

Por outro lado, caso as ligações fossem flexíveis, o momento fletor no meio do vão seria o triplo do verificado no caso anterior, enquanto as ligações não necessitariam transmitir nenhum momento fletor mas, como mostrado na figura 2.7(c), deveriam apresentar grande capacidade rotacional.

O uso de qualquer ligação semi-rígida proporcionaria o desenvolvimento de momentos máximos menores que os produzidos nas situações limite, podendo-se pensar em uma "ligação ótima" como aquela que permitisse rotações suficientes para equilibrar os momentos fletores nas extremidades da viga e no meio do vão, obtendo-se então um diagrama como o representado na figura 2.7(d).

Como uma primeira aproximação para a situação representada na figura 2.7(a), pode-se admitir que a relação momento-rotação seja linear, escrevendo-se

$$M = \alpha\theta \quad \text{II.13}$$

onde α é uma constante de proporcionalidade, representando a rigidez da ligação.

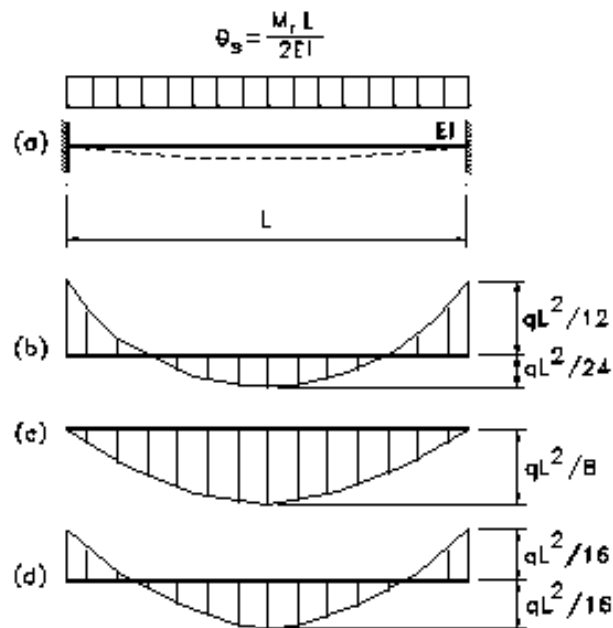


Figura 2.7: Viga com apoios rígidos

Designando por M_F o momento de engastamento perfeito ($M_F = qL^2 / 12$), para o caso de uma viga com carregamento uniformemente distribuído, tem-se

$$M = M_F - 2EI\theta / L \tag{II.14}$$

Esta expressão está representada graficamente na figura 2.8, juntamente com a expressão 2.13, onde θ_s representa a rotação verificada no caso de ligações flexíveis, sendo

$$\theta_s = \frac{M_F L}{2EI} \tag{II.15}$$

O momento fletor real nas extremidades da viga deverá satisfazer, simultaneamente, às equações 2.13 e 2.14, obtendo-se, por eliminação de θ nessas duas equações

$$M = \frac{M_F}{1 + \frac{2EI}{\alpha L}} \tag{II.16}$$

ou

$$M = pM_F \tag{II.17}$$

onde

$$p = \frac{\alpha}{\alpha + \frac{2EI}{L}} \tag{II.18}$$

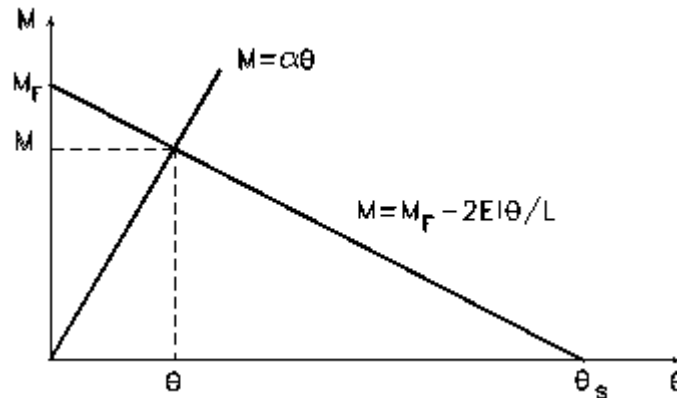


Figura 2.8: Diagrama momento-rotação

Na equação 2.17, p representa a porcentagem do momento fletor de engastamento perfeito que a ligação é capaz de transmitir, ou seja, representa o grau de rigidez da ligação.

É importante observar que, embora tenha sido assumido um carregamento uniformemente distribuído, as equações anteriores aplicam-se a qualquer carregamento simétrico.

Para que se obtenha a condição de igualdade entre os momentos nas extremidades e no meio do vão da viga, o grau de rigidez efetiva da ligação deve ser igual a 0,75.

Para $p > 0,75$ o momento máximo ocorrerá nas extremidades da viga e, em caso contrário $p < 0,75$, no meio do vão.

O objetivo básico do projeto de uma ligação na qual $p \geq 0,75$ é fazer com que o momento nas extremidades atinja o valor da capacidade máxima da viga. Desse modo, lembrando que estamos limitando o estudo ao regime elástico, temos

$$M = 0,9W_x f_y \tag{II.19}$$

o que leva a

$$p = \frac{M}{M_F} = \frac{0,9W_x f_y}{M_F} = \frac{10,8W_x f_y}{qL^2} \quad \text{II.20}$$

Substituindo 2.18 em 2.20 e resolvendo em relação a “q” tem-se

$$q = \frac{10,8W_x f_y}{L^2} \left(\frac{\alpha + \frac{2EI}{L}}{\alpha} \right) \quad \text{II.21}$$

Quando $p \leq 0,75$ o objetivo passa a ser a igualdade do momento fletor no meio do vão à capacidade resistente máxima da viga, ou seja

$$\frac{qL^2}{8} - M = 0,9W_x f_y \quad \text{II.22}$$

resultando em

$$p = \frac{3}{2} - \frac{10,8W_x f_y}{qL^2} \quad \text{II.23}$$

e

$$q = \frac{10,8W_x f_y}{L^2} \left(\frac{\alpha + \frac{2EI}{L}}{\frac{\alpha}{2} + \frac{3EI}{L}} \right) \quad \text{II.24}$$

Para que o projeto seja realmente eficaz, as ligações devem ser capazes de transmitir o momento fletor produzido por solicitações de cálculo, o que implica em multiplicar a equação 2.14 por um coeficiente de majoração γ .

Isso significa que a curva $M-\theta$ da ligação deve interceptar a linha superior $\gamma M_F - \gamma \theta_s$, na figura 2.9, não apresentando colapso prematuro para solicitações mais baixas.

Porém, se o comportamento da ligação é inelástico, como será comentado mais adiante, a intersecção poderá ocorrer no ponto B e não no

ponto A, verificando-se o início do escoamento da seção transversal da viga para um momento fletor menor que γM .

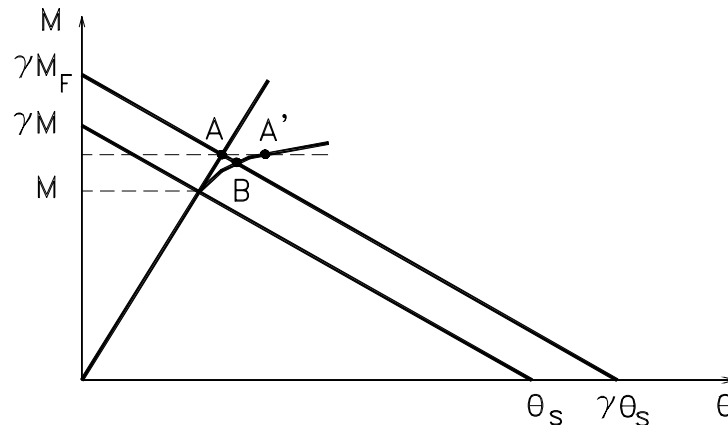


Figura 2.9: Comportamento sob solicitações de cálculo

Considerando o caso em que o momento é máximo no meio do vão ($p \leq 0,75$), uma situação desse tipo seria tolerável se a ligação for capaz de permitir o desenvolvimento, na extremidade da viga, de um momento fletor correspondente a γM , como ilustrado na figura 2.9, e a seção transversal da viga, no meio do vão, for capaz de sofrer rotações inelásticas para acompanhar a necessária redistribuição de momentos fletores.

2.3.2 - Apoios Flexíveis

Consideremos a situação esquematizada na figura 2.10, onde uma viga AB, sob carregamento simétrico é conectada a dois pilares idênticos, através de ligações iguais, assumindo-se que as rotações em ambas as extremidades das colunas são as mesmas.

Chamando de θ_v a inclinação da tangente à linha elástica da viga e de θ_c a inclinação da tangente à linha elástica da coluna, como representado na figura 2.11(a), a rotação da ligação será dada por $\theta_v - \theta_c$.

Portanto, admitindo-se que o comportamento momento-rotação da ligação é linear, tem-se

$$M = \alpha(\theta_v - \theta_c) \quad \text{II.25}$$

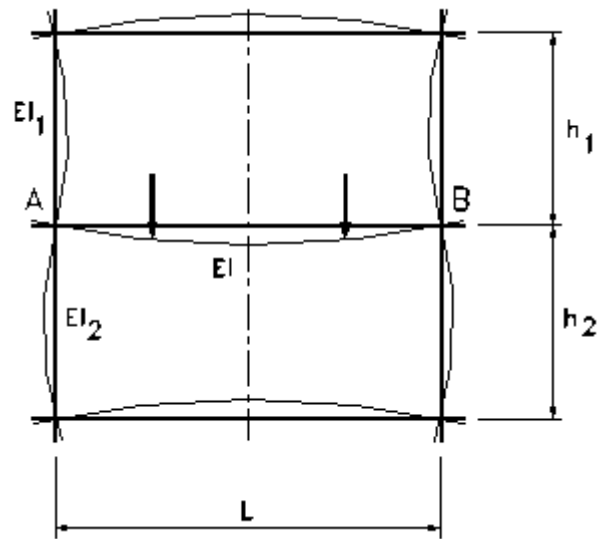


Figura 2.10 – Pórtico com pilares flexíveis

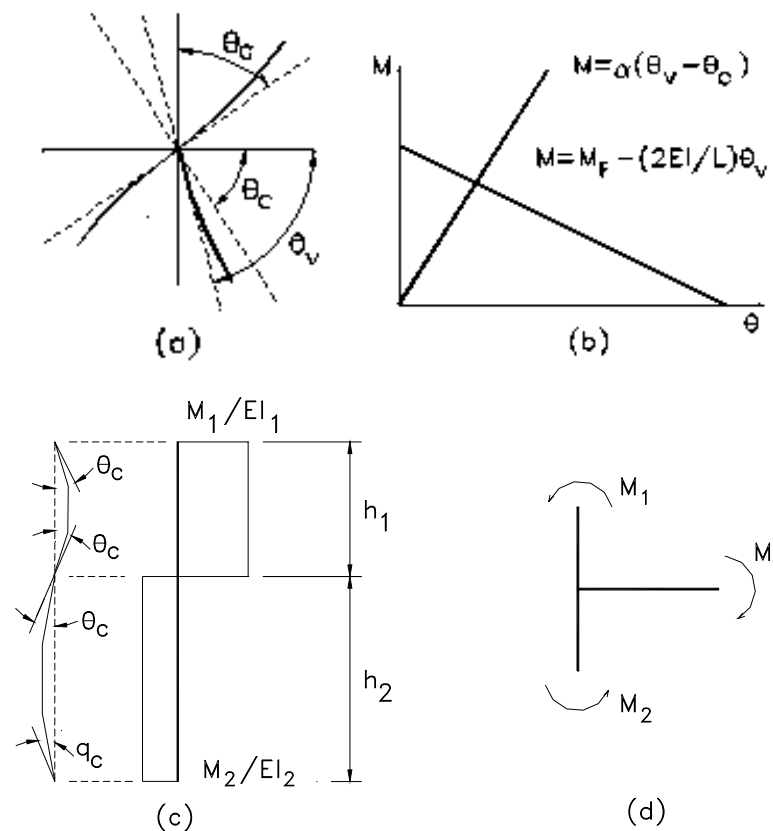


Figura 2.11: Efeitos da rotação dos apoios

A equação 2.14 continua válida, apenas levando em conta que a rotação total da extremidade da viga é θ_v , ou seja

$$M = M_F - \frac{2EI}{L} \theta_v \quad \text{II.26}$$

Levando-se 2.25 a 2.26, tem-se

$$M = M_F - 2EK_b \left(\frac{M}{\alpha} + \theta_c \right) \quad \text{II.27}$$

onde $K_b = I/L$.

Conhecendo-se o carregamento e as propriedades dos elementos envolvidos, a equação 2.27 ainda apresenta M e θ_c como incógnitas.

Entretanto, θ_c pode ser expressa em função de M e das propriedades da coluna, obtendo-se, da figura 2.11(c)

$$\theta_c = \frac{M_1 h_1}{2EI_1} = \frac{M_2 h_2}{2EI_2} \quad \text{II.28}$$

ou, fazendo $K_1 = I_1/h_1$ e $K_2 = I_2/h_2$,

$$M_1 = 2EK_1 \theta_c \quad \text{II.29a}$$

$$M_2 = 2EK_2 \theta_c \quad \text{II.29b}$$

Por equilíbrio, da figura 2.11(d), vem

$$M = M_1 + M_2 \quad \text{II.30}$$

que, com base nas equações 2.29(a) e 2.29(b), resulta em

$$M = 2E\theta_c (K_1 + K_2) = 2E(\sum K_c) \theta_c \quad \text{II.31}$$

onde $\sum K_c$ é a soma das rigidezes relativas das seções transversais da coluna no ponto de ligação com a extremidade da viga.

Eliminando θ_c das equações 2.27 e 2.31, tem-se

$$M = M_F - 2EK_b M \left(\frac{1}{\alpha} + \frac{1}{2E \sum K_c} \right) \quad \text{II.32}$$

Substituindo-se em 2.32 o valor de α obtido de 2.18, obtém-se

$$M = \frac{M_F}{\frac{1}{p} + \left(\frac{K_b}{\sum K_c} \right)} \quad \text{II.33}$$

A rigidez efetiva de uma ligação semi-rígida varia com a flexibilidade do suporte. Em outras palavras, quando uma viga é conectada a suportes flexíveis por ligações semi-rígidas, a relação entre o momento transmitido pela ligação e o momento que seria transmitido caso a ligação fosse rígida é maior que “p”.

Matematicamente, esta afirmação pode ser demonstrada tomando-se $M = M_F$ na equação 2.33 e $M = M_r$ na mesma equação, mas, neste último caso, fazendo-se $p = 1$ para considerar a ligação rígida. Desse modo

$$\frac{M_F}{M_r} = \frac{K_b + \sum K_c}{K_b + \sum K_c / p} = p \left(\frac{K_b + \sum K_c}{pK_b + \sum K_c} \right) \quad \text{II.34}$$

Uma vez que $p \leq 1$, a expressão entre parênteses na equação 2.34 é maior que 1 e, portanto, $M_F / M_r > p$.

McGUIRE (M3) ressalta que, embora a equação 2.34 tenha sido deduzida para uma situação particular, estudos mais abrangentes, realizados pelo Steel Structures Research Committee (Londres, 1934), chegaram à mesma conclusão, ou seja, que o grau de rigidez efetiva das ligações semi-rígidas aumenta com a flexibilidade dos suportes.

2.3.3 - Comportamento Não-Linear

Exceto pela breve menção aos efeitos da anelasticidade das ligações sob solicitações de cálculo, as questões anteriormente colocadas basearam-se

na hipótese de comportamento linear da relação momento-rotação das ligações.

Essa hipótese, porém, pode ser adotada somente enquanto o comportamento do suporte situa-se na fase elástica, necessitando-se de dimensões tais que as ligações passam a comportar-se como rígidas.

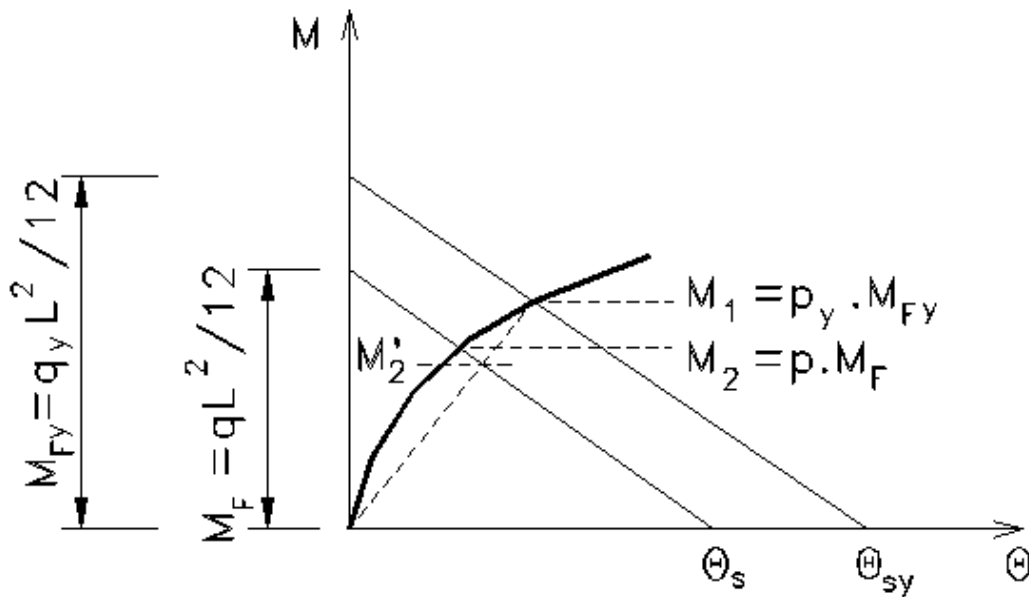


Figura 2.12 – Comportamento não-linear

A maior parte das ligações semi-rígidas comporta-se inelasticamente durante a maior parte do ciclo de carregamento, não se constituindo prejudicial tal fato, desde que as ligações tenham ductilidade suficiente para suportar as rotações e que os deslocamentos sejam limitados pela existência de um certo grau de hiperstaticidade do sistema estrutural adotado.

A figura 2.12 apresenta a curva momento-rotação para uma ligação viga-coluna com suporte rígido, considerando que a viga está submetida a um carregamento uniformemente distribuído e assumindo-se que a rigidez da ligação é tal que a seção transversal mais solicitada é a do meio do vão.

Considerando-se que o escoamento irá iniciar-se para um carregamento q_y , dado pelo carregamento nominal afetado por um coeficiente de majoração γ , a relação $M - \theta$ será dada por

$$M = \frac{\gamma q_y L^2}{12} - \frac{2EI}{L} \theta \quad \text{II.35}$$

Como mostrado na figura 2.12, o momento na extremidade da viga, sob solicitação de cálculo será M_1 e a rigidez efetiva é $p_y = M_1/M_{Fy}$.

Porém, sob carregamento composto por ações nominais, o momento na extremidade da viga não será dado por M_1/γ como no caso do comportamento linear, mas sim através da expressão

$$M = \frac{qL^2}{12} - \frac{2EI}{L}\theta \quad \text{II.36}$$

A relação M_1/γ é igual a M_2' mas, devido à não-linearidade do comportamento momento-rotação, o momento na extremidade da viga será $M_2 > M_2'$.

Portanto, $p > p_y$, o que significa que, na situação em estudo, a ligação será mais rígida que no caso do comportamento linear.

O mesmo resultado será obtido se considerarmos o caso em que as seções extremas da viga são as mais solicitadas, exceto pelo fato de que a inclinação da tangente à curva $M-\theta$, na origem, será diferente da indicada na figura 2.12.

Para ilustrar a questão da limitação dos deslocamentos através do grau de hiperestaticidade do sistema estrutural, consideremos duas vigas submetidas a carregamentos uniformemente distribuídos, uma conectada a dois apoios rígidos e a outra em balanço.

Considerando que as ligações são semi-rígidas e idênticas, por simplicidade vamos admitir que as curvas $M-\theta$, como mostrado na figura 2.13(a), tornem-se paralelas ao eixo das abscissas a partir do ponto em que interceptam a curva da teoria de viga ($M = q_1L_1^2 / 12 - 2EI\theta / L_1$).

No caso da viga conectada a dois apoios rígidos, a condição exigida é que as ligações possuam ductilidade suficiente para que não haja colapso antes que θ tenha atingido o valor θ_y , obtido através da curva relativa ao carregamento q_{1y} , correspondente ao início do escoamento da seção mais solicitada da viga.

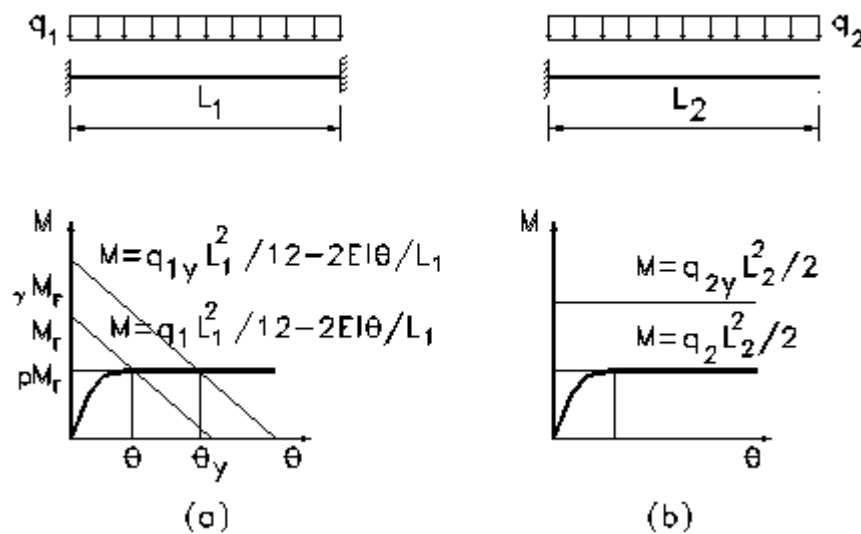


Figura 2.13 – Limitação dos deslocamentos

Portanto, as extremidades da viga vão girar somente até que o ângulo de giro atinja o valor θ_y , como consequência da natureza hiperestática do sistema.

Por outro lado, como representado na figura 2.13(b) para uma viga em balanço, a teoria de viga fornece uma reta paralela ao eixo das abscissas, não havendo nenhuma limitação para a rotação quando o momento fletor atinge o valor $pM_F = q_2 L_2^2 / 2$.

2.4 - Comportamento sob Carregamento/Descarregamento

Quando uma estrutura é solicitada por uma ação externa, as ligações comportam-se segundo as curvas mostradas na figura 2.1(a).

Contudo, com o descarregamento, verifica-se que o comportamento $M-\theta$ passa a ser linear, com inclinação igual à inclinação inicial da curva $M-\theta$, como mostrado na figura 2.14.

Devido a esse fato, ligações idênticas nas extremidades de uma viga podem apresentar comportamento diferente, como ilustrado na figura 2.15, onde representa-se um pórtico simples, submetido inicialmente a uma força uniformemente distribuída.

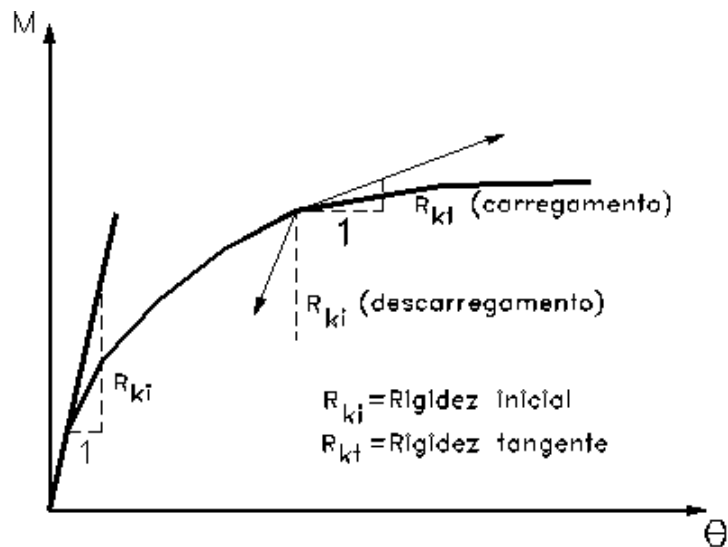


Figura 2.14 – Características de carregamento e descarregamento das ligações semi-rígidas

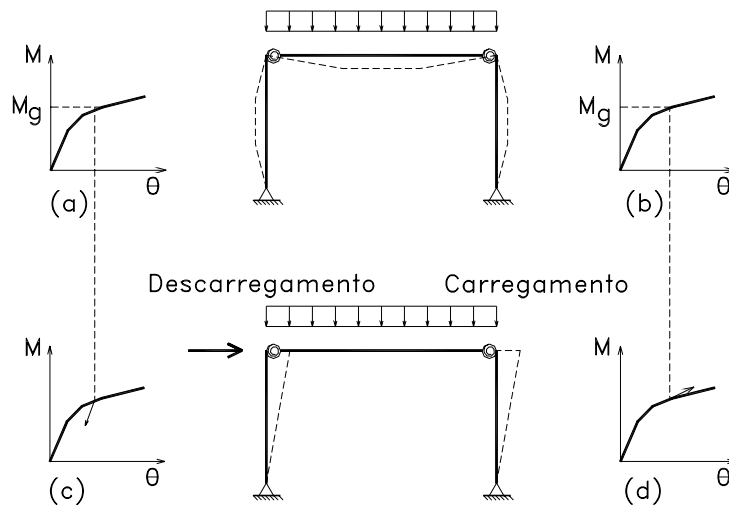


Figura 2.15: Comportamento de ligações semi-rígidas em um pórtico simples

Na primeira fase do carregamento, as ligações nas extremidades da viga ficam sujeitas ao mesmo momento M_g .

Entretanto, quando a força externa horizontal passa a atuar, a ligação à esquerda sofrerá descarregamento, enquanto a da direita terá seu

comportamento baseado na rigidez tangente.

Dependendo da magnitude de M_g e das características da curva $M - \theta$ para uma dada ligação, pode ocorrer, portanto, uma diferença na rigidez de duas ligações idênticas, o que deve ser levado em conta na modelação analítica da influência da rigidez no comportamento global das estruturas.

2.5 – Considerações Finais

Neste capítulo foram apresentadas considerações gerais sobre o comportamento estrutural das ligações viga-coluna, em estruturas metálicas, envolvendo aspectos referentes à importância do desempenho das ligações no comportamento global de uma estrutura metálica; ao custo de fabricação e montagem das ligações; às relações entre o momento fletor e a correspondente rotação produzida nas ligações, levando em consideração a rigidez dos apoios e particularidades decorrentes do comportamento sob carregamento e descarregamento.

Também foram apresentados os diversos critérios de classificação das ligações, adotados tanto pelas especificações técnicas, quanto por diversos pesquisadores que desenvolveram estudos sobre o assunto.

O propósito principal da apresentação do conteúdo deste capítulo é possibilitar uma visão inicial e básica do comportamento estrutural das ligações, propiciando um melhor entendimento da revisão bibliográfica a ser apresentada no próximo capítulo, relativa aos principais tipos de ligação viga-coluna, e em particular das ligações parafusadas com chapa de topo.

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 – Considerações iniciais

Neste capítulo serão descritos os principais tipos de ligações viga-coluna em estruturas metálicas, apresentando-se os resultados obtidos através dos mais relevantes trabalhos desenvolvidos sobre o assunto,

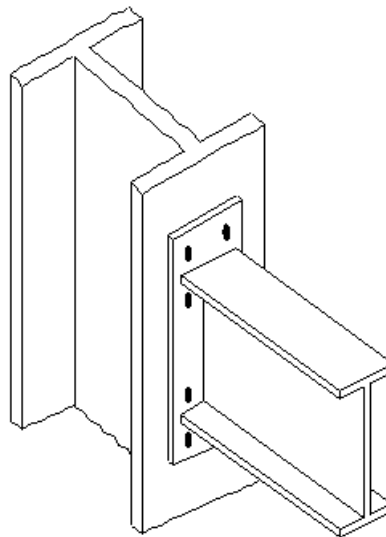


Figura 3.1 – Ligação viga-coluna com chapa de topo

Um dos modos de caracterizar os diversos tipos de ligação leva em consideração a forma da conexão viga-coluna, ou seja, através da alma ou dos flanges do pilar.

O escopo deste capítulo, de conformidade com os objetivos do

presente trabalho, exclui as ligações através da alma do pilar, razão pela qual, daqui em diante¹, a expressão ligação viga-coluna deve ser entendida como designação de ligações em que a viga é conectada ao flange do pilar através de sua alma e/ou de suas mesas.

Nos itens seguintes, procurar-se-á enfatizar as questões relativas aos meios de ligação empregados, aos tipos de esforços transmitidos e ao comportamento momento-rotação das ligações.

A evolução das pesquisas sobre ligações viga-coluna, no Brasil e no exterior, será apresentada no item 3.2, particularizando-se a apresentação para o caso específico das ligações com chapa de topo no item 3.3 e apresentando-se, no item 3.4, os comentários e considerações sobre os diferentes modelos utilizados para a análise deste tipo particular de ligação, cuja configuração mais comum é representada na figura 3.1.

3.2 – Evolução das pesquisas sobre ligações viga-coluna

McGUIRE (1988) credits a WILSON & MOORE (1917) o desenvolvimento do primeiro estudo com o objetivo de avaliar a rigidez de uma ligação e sua influência no comportamento da estrutura, tendo sido realizados ensaios com vários tipos de ligações rebitadas.

Em 1929, o Steel Structures Research Committee of Great Britain iniciou um programa teórico-experimental sobre vários aspectos do comportamento das estruturas metálicas.

Segundo KULAK et al. (1987), das atividades desse comitê, interrompidas com o início da Segunda Guerra Mundial, resultou a sugestão de BATHO & BATHEMAN (1934) para a substituição dos rebites por parafusos de alta resistência.

Trabalhos semelhantes estavam sendo desenvolvidos nos Estados Unidos, à mesma época, na Universidade de Illinois, como o estudo de WILSON & THOMAS (1938), sobre fadiga em ligações rebitadas, constatando-se também a possibilidade de utilização de parafusos de alta

¹ Exceto pela menção, à página 44, aos estudos de Chen & Lui (1988b).

resistência.

Desde essa época, e mais recentemente com a popularização do uso da solda e dos parafusos de alta resistência, há um crescente interesse no estudo e na utilização de ligações semi-rígidas em estruturas metálicas, principalmente com o apoio de recursos computacionais que permitem a análise e o tratamento dos resultados experimentais, bem como o refinamento dos modelos matemáticos desenvolvidos.

Os diversos estudos sobre o comportamento estrutural de ligações em estruturas metálicas, via de regra, consistem de uma ou mais das seguintes abordagens:

- i) estabelecimento de modelos teóricos para posterior comparação com resultados experimentais;
- ii) formulações empíricas com base em resultados experimentais;
- iii) formulações empíricas, via modelos matemáticos e computacionais, com ou não posterior aferição de resultados obtidos em ensaios de laboratório;
- iv) análise dos efeitos do comportamento estrutural das ligações sobre o desempenho dos elementos conectados e/ou sua influência na resposta global da estrutura;
- v) incorporação de parâmetros relativos à rigidez das ligações na análise estrutural.

O início das pesquisas nesta área, nos Estados Unidos, deveu-se à criação do Research Council on Riveted and Bolted Structural Joints (RCRBSJ) em 1947 – atualmente denominado Research Council on Structural Connections (RCSC) – reunindo órgãos governamentais, universidades, institutos de pesquisa e o setor industrial, com a finalidade de apoiar e financiar estudos sobre o comportamento estrutural de ligações rebitas e parafusadas.

RUBLE (1959) apresenta uma extensa relação de trabalhos desenvolvidos na década de 50 por iniciativa do RCRBSJ, destacando-se as pesquisas realizadas por MUNSE et al. (1959a e 1959 b), HANSEN (1959) e por VASARHELYI (1959).

Com base nas pesquisas realizadas, o RCRBSJ (1949) publicou a primeira especificação para ligações utilizando parafusos de alta resistência, na qual permitia-se a substituição de rebites por parafusos, na proporção de um para um.

Merece também citação o trabalho de BALL & HIGGINS (1959) que discute procedimentos de instalação e aperto dos parafusos de alta resistência para a obtenção da protensão mínima especificada pelas normas.

A partir dos anos sessenta, tanto nos Estados Unidos quanto na Europa, as pesquisas passaram a dedicar-se às conexões utilizando soldas e/ou parafusos de alta resistência como meio de ligação, sendo publicada pelo RCRBSJ (1962) uma revisão da especificação para ligações estruturais utilizando parafusos ASTM-A325.

Neste período, começam a ser desenvolvidos trabalhos de pesquisa sobre o comportamento de tipos específicos de ligações, como as ligações completamente soldadas – consideradas rígidas – nas quais, como mostrado na figura 3.2, admite-se que o momento fletor seja transmitido através de um binário atuando nas mesas e o esforço cortante seja transmitido pela alma da viga.

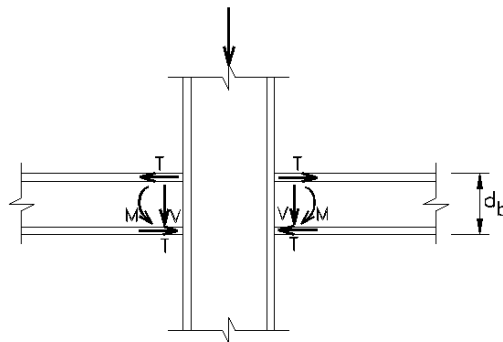


Figura 3.2 – Ligação completamente soldada

JOHNSON (1959) foi um dos pioneiros na realização de estudos experimentais sobre o comportamento estrutural de ligações completamente soldadas.

Também BEEDLE & CHRISTOPHER (1964), HUANG et al. (1973), REGEC et al. (1973), PARFITT Jr. & CHEN (1976), CHEN & PATEL (1981),

WITTEVEEN et al. (1982) e CHEN & LUI(1982) realizaram importantes estudos sobre o comportamento deste tipo de ligação, considerada rígida ideal e utilizada como parâmetro de controle para a avaliação do desempenho de ligações, ditas rígidas, com outras configurações.

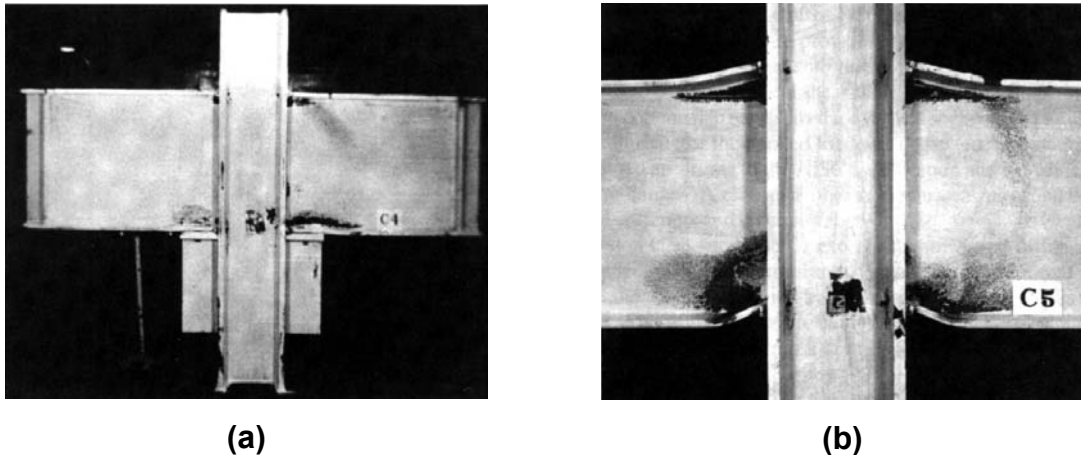


Figura 3.3 – Ligações ensaiadas por CHEN & LUI (1988a)

CHEN & PATEL (1981) afirmam que as ligações completamente soldadas são adequadas para a utilização em estruturas de edifícios de andares múltiplos, dimensionados em regime plástico, mantendo-se no regime elástico até que seja atingida a solicitação equivalente ao carregamento de serviço e perdendo a resistência por escoamento localizado.

As pesquisas de PARFITT & CHEN (1976), CHEN & PATEL (1981) e de CHEN & LUI (1982), desenvolvidas na Lehigh University (Estados Unidos), envolveram outros meios de ligação, tanto das mesas quanto da alma, entre vigas e pilares.

Um dos protótipos ensaiados utilizava um dispositivo de assento composto por duas chapas soldadas entre si em forma de “T”, também soldadas ao flange do pilar, sem haver ligação da alma da viga com o flange do pilar, como mostrado na figura 3.3a, enquanto outro, mostrado na figura 3.3b, não dispunha de nenhum dispositivo especial para resistir ao esforço cortante.

Mantendo a solda nas mesas e promovendo a união da alma da viga ao flange do pilar através de chapas parafusadas, os estudos realizados na

Lehigh University envolveram o ensaio de três outros tipos de ligação que deferiam entre si pela presença ou não de enrijecedores na alma do pilar e pela utilização de furos padrão ou alongados.

Procurando variar a forma de transmissão do esforço cortante e o tipo de conexão das mesas das vigas com as chapas de topo e de assento, os estudos mencionados analisaram ainda o comportamento de quatro outras ligações com as seguintes características:

- i) ligação parafusada, por contato, entre as mesas e as chapas de topo e de assento, sendo o esforço cortante resistido por uma chapa soldada ao flange do pilar e à chapa de assento;
- ii) esforço cortante resistido por uma chapa soldada ao flange do pilar e parafusada, por contato, à alma da viga;
- iii) idêntica à anterior, com ligação parafusada por atrito, com furos alargados nas mesas e ligação por contato, com furos alongados na chapa de cisalhamento;
- iv) idêntica à anterior, mas com ligação por contato e furos padrão nas mesas.

A figura 3.4, apresentada por CHEN & LUI (1988a), ilustra o modo de falha da ligação descrita em (iii).

Da observação dos resultados dos ensaios realizados com ligações parafusadas, CHEN & LUI (1988a) estabeleceram uma série de conclusões e recomendações de projeto e cálculo, constatando ainda que tais ligações apresentam resistência ao momento fletor igual ou superior (até 30% mais) à das ligações soldadas similares, devido ao aumento da capacidade resistente da seção transversal da viga, proporcionado pela presença das chapas soldadas ao flange do pilar e parafusadas às mesas da viga.

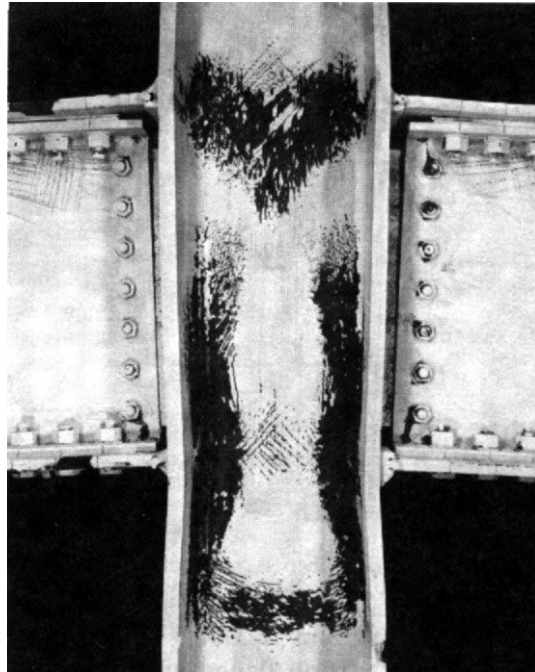


Figura 3.4 – Modo de falha de ligação – CHEN & LUI (1988a)

Devido a muitos fatores, entre os quais o custo de fabricação e montagem, os tipos de ligação analisados no programa desenvolvido na Lehigh University não são muito empregados, exceto as ligações completamente soldadas.

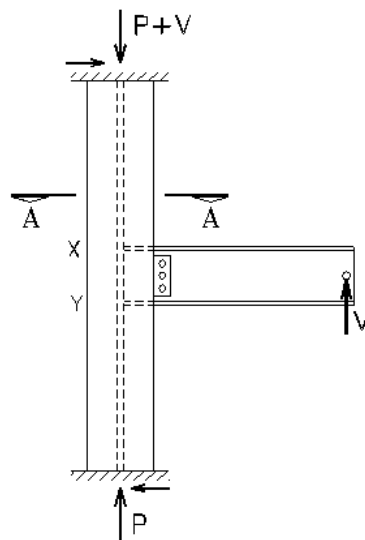


Figura 3.5 – Ligação viga-coluna através da alma do pilar

Também consideradas como ligações resistentes ao momento fletor,

alguns tipos de ligação em que a viga é conectada à alma do pilar, como mostra a figura 3.5, foram analisados por CHEN & LUI (1988b), assim como outras configurações foram objeto de estudos desenvolvidos por POPOV & PINKNEY (1969), KAPP (1974), STOCKWELL Jr. (1974), RENTSCHLER et al. (1980 e 1982), entre outros.

Outros tipos de ligação parafusada muito mencionados na literatura estrangeira especializada são as ligações que utilizam perfis “T” parafusados às mesas da viga e ao flange do pilar e as ligações com chapa de topo que serão mais minuciosamente analisadas no item 3.3, além de outras ligações em que a transmissão dos esforços se dá apenas através de elementos de ligação dispostos na alma da viga (chapas de extremidade, cantoneiras e chapas de cisalhamento, etc.) que, por serem classificadas como ligações flexíveis, não serão objeto de estudo neste trabalho.

No Brasil, merecem destaque os trabalhos desenvolvidos por PRELORENTZOU (1991) e por QUEIROZ (1992 e 1995).

Pioneiro no estudo experimental de ligações no Brasil, o trabalho de PRELORENTZOU (1991) analisou o comportamento de ligações com chapa de topo e de ligações com cantoneira de alma, discutindo a sua classificação quanto à rigidez.

QUEIROZ (1992) desenvolveu um estudo onde foram analisados os estados limites aplicáveis às ligações completamente soldadas e às ligações com chapa de topo, determinando as resistências últimas considerando a presença ou não de enrijecedores no pilar.

Propôs, ainda, um modelo de ligação, adaptado do modelo proposto por HUMER & TSCHEMMERNEGG (1988), onde são consideradas molas equivalentes ao efeito da ligação, desenvolvendo um programa computacional para dimensionar os dois tipos de ligação e determinar as constantes de mola para o modelo de ligação proposto.

A discussão da aplicação dos modelos propostos por HUMER & TSCHEMMERNEGG (1988) e por QUEIROZ (1992) para as ligações com chapa de topo será apresentada no item 3.3, dedicado à revisão bibliográfica referente a este tipo de ligação.

Em sua tese de doutoramento, QUEIROZ (1995) analisa as informações disponíveis na bibliografia sobre resistência, rigidez e capacidade de deformação das ligações completamente soldadas utilizando perfis soldados com dimensões da seção transversal diferentes das usuais para perfis laminados mais comuns no exterior.

O autor citado realizou uma série de ensaios no Laboratório do Instituto para Construção em Aço e Madeira, da Universidade de Innsbruck (Áustria), comparando os resultados com os obtidos através de análise elasto-plástica pelo método dos elementos finitos com a consideração de grandes deslocamentos e, finalmente, apresentou um modelo teórico para as ligações completamente soldadas, aplicável à análise de estruturas formadas por barras.

Como afirmado anteriormente, uma das vertentes do estudo das ligações viga-coluna é a modelagem teórica do comportamento das ligações ditas semi-rígidas, onde busca-se o estabelecimento de métodos que considerem, através da relação momento-rotação, a flexibilidade (ou rigidez) das ligações na análise e dimensionamento de estruturas metálicas.

Segundo CHEN & KISHI (1989), os modelos primitivos usavam a rigidez inicial da ligação como um parâmetro chave, estabelecendo um comportamento momento-rotação linear, o que apresentava sérias desvantagens por não ser adequado para representar o comportamento da ligação em toda a faixa da possível variação das rotações.

Entre esses trabalhos, KISHI (1994) cita, em especial, os desenvolvidos por RATHBUN (1936), MONFORTON & WU (1963) e LIGHTFOOT & LeMESSURIER (1974).

Para suplantar as desvantagens do modelo linear, procurou-se trabalhar com modelos bi-lineares, como os propostos por LIONBERGER & WEAVER (1969), ROMSTAD & SUBRAMANIAN (1970), TARPY & CARDINAL (1981) e LUI & CHEN (1986), os quais reconheciam a redução da rigidez da ligação acima de determinados valores da rotação relativa entre os elementos conectados.

KENNEDY (1969), SOMMER (1969), FRYE & MORRIS (1975), LUIZ

& CHEN (1986), KISHI & CHEN (1986), MORRIS & PACKER (1987) e KISHI & CHEN (1980), entre outros, propuseram e/ou aperfeiçoaram modelos polinomiais, enquanto JONES et al. (1980 e 1981) utilizaram um polinômio cúbico (B-spline) para ajustar a curva momento-rotação.

NETHERCOT & ZANDONINI (1989) classificam os diversos trabalhos referentes à previsão do comportamento momento-rotação das ligações em quatro categorias, quanto ao tipo de modelagem utilizado:

- i) através de expressões matemáticas;
- ii) através de métodos analíticos simplificados;
- iii) através de modelos mecânicos;
- iv) via método dos elementos finitos.

Os autores citados analisam diversos trabalhos e sua aplicabilidade prática, concluindo ainda ser necessário um grande esforço de pesquisa para tornar viável a alternativa de considerar a flexibilidade das ligações no comportamento global das estruturas metálicas.

CHEN & LUI (1991) recomendam, para finalidades práticas e mediante uma análise e escolha criteriosa, a utilização dos métodos propostos por FRYE & MORRIS (1975), por ANG & MORRIS (1984), por KISHI & CHEN (1986) e por WU & CHEN (1990).

KISHI (1994), além de uma cuidadosa análise dos diversos métodos de previsão do comportamento momento rotação das ligações, apresenta o programa computacional Steel Connection Data Bank (SCDB), que incorpora três diferentes equações de previsão do comportamento momento-rotação para diversos tipos de ligação, com base em resultados experimentais disponíveis na literatura especializada.

3.3 – Ligações com chapa de topo

Na Universidade de Cambridge (Inglaterra), sob o patrocínio da British Welding Research Association (BWRA), SHERBOURNE (1961) foi um dos pioneiros no estudo das ligações viga-coluna com chapa de topo do tipo esquematizado na figura 3.6, em que a transmissão dos esforços da viga

para o pilar se dá através de uma chapa soldada à extremidade da viga e parafusada ao flange do pilar.

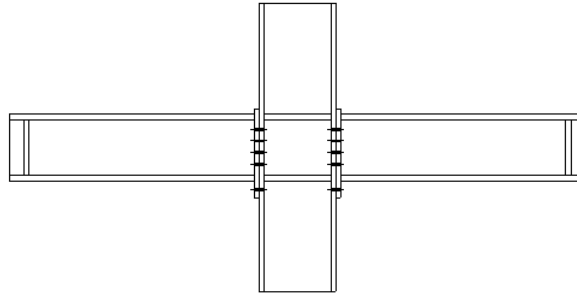


Figura 3.6 – Ligação viga-coluna com chapa de topo – SHERBOURNE (1961)

O impulso às pesquisas sobre o comportamento das ligações com chapa de topo foi dado com o início dos estudos sobre as ligações que utilizavam perfis “T” para conectar as mesas da viga ao flange do pilar, como será detalhadamente comentado a seguir.

3.3.1 – Modelo “Hanger-Type”

DOUTY & McGUIRE (1965) realizaram um estudo sobre a ligação representada na figura 3.7, analisando tanto o comportamento local das conexões entre o perfil “T” e as mesas da viga e o flange do pilar, quanto o comportamento global da ligação.

Na análise do comportamento da alma dos perfis “T”, os ensaios realizados por DOUTY & McGUIRE (1965) demonstraram que, embora as mesas da viga tivessem suas seções transversais reduzidas pela presença dos furos, a ligação era capaz de resistir a momentos iguais ou superiores ao momento fletor de plastificação total calculado em relação à área bruta da seção transversal da viga, atribuindo tal fato ao possível encruamento do material em torno dos furos nas mesas da viga.

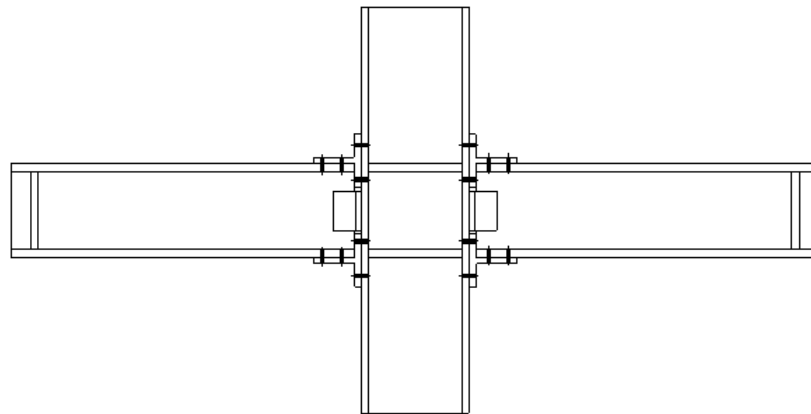


Figura 3.7 – Ligação com perfil ‘T’ – DOUTY & McGUIRE (1965)

No estudo relativo   conexão entre a mesa dos perfis ‘T’ e o flange do pilar, a ênfase maior foi dada ao caso de sollicita o de tração, em razão do possível desenvolvimento de forç s de alavanca (“prying action”) entre os elementos conectados.

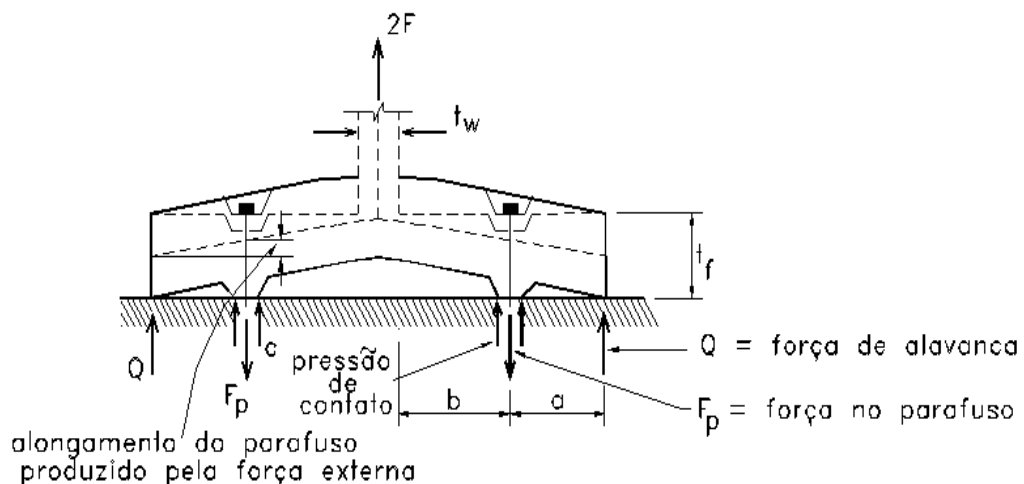


Figura 3.8 – Modelo analítico de DOUTY & McGUIRE (1965)

A figura 3.8 mostra o modelo analítico utilizado por DOUTY & McGUIRE (1965), através do qual foi estabelecida uma relação entre a forçá de tração aplicada ao perfil ‘T’ e a forçá de alavanca Q, com base em uma análise elástica.

A expressão analítica foi modificada, com base em dados experimentais, resultando nas expressões semi-empíricas 3.1a e 3.1b, aplicáveis respectivamente ao dimensionamento em regime de serviç o

(“working load method”) e em regime plástico (“plastic design method”).

$$Q = \left(\frac{\frac{1}{2} - \frac{pt_f^2}{30ab^2 A_p}}{\frac{3a}{4b} \left(\frac{3a}{4b} + 1 \right) + \frac{pt_f^4}{30ab^2 A_p}} \right) F_{wp} \quad \text{III.1a}$$

$$Q = \left(\frac{\frac{1}{2} - \frac{pt_f^2}{30ab^2 A_p}}{\frac{a}{b} \left(\frac{a}{3b} + 1 \right) + \frac{pt_f^4}{6ab^2 A_p}} \right) F_{wp} \quad \text{III.1b}$$

onde p = largura tributária de cada parafuso;

A_p = área da seção transversal do parafuso;

F_{wp} = força por parafuso, em regime de serviço, dada pela relação da força total de tração no flange do perfil “T”, dividida pelo número de parafusos tracionados;

F_{up} = força última por parafuso;

a , b , t_f de acordo com a figura 3.8 (se $a \geq 1,25b$ adotar $a = 1,25b$).

No desenvolvimento das expressões 3.1a e 3.1b, DOUTY & McGUIRE (1965) basearam-se em condições de equilíbrio e compatibilidade, esta última sendo obtida com a consideração de que a mesa do perfil “T” atua como uma viga bi-apoiada em suas extremidades, suportando a ação da força externa aplicada e das forças atuantes nos parafusos.

Para que tal condição seja satisfeita, a mesa do perfil “T” e os parafusos devem permanecer no regime elástico e a ação das forças de alavanca deve ser limitada à extremidade da mesa.

KULAK et al. (1987) comentam que, embora a primeira condição possa ser atendida sob regime de serviço, é improvável que ela se verifique quando a ligação atinge sua capacidade última, acrescentando que a segunda condição, provavelmente, não será atendida sob nenhuma situação

de solicitação.

DOUTY & McGUIRE (1965) sugeriram que as expressões 3.1a e 3.1b poderiam ser utilizadas para as ligações em que a chapa de topo estende-se além da mesa tracionada da viga (“extended end-plate connections”).

NAIR et al. (1974) realizaram um estudo analítico-experimental sobre o fenômeno das forças de alavanca, englobando solicitações estáticas e cíclicas e determinaram a influência do efeito alavanca através da comparação com o comportamento de ligações com perfis “T” com mesas de grande espessura.

Com o resultado dos ensaios, estabeleceram a eficiência dos parafusos e a relação, sob condições de solicitação última, entre a força de alavanca e o esforço de tração aplicado à alma do perfil “T”.

Através de uma análise numérica, utilizando elementos finitos, os autores citados realizaram também um estudo paramétrico das ligações com perfis “T”, analisando a influência do tipo de parafusos (ASTM A325 ou A490), além dos seguintes parâmetros:

a = distância do centro do parafuso à extremidade da mesa, medida perpendicularmente à alma do perfil “T”;

t_f = espessura da mesa do perfil “T”;

p = comprimento tributário do flange, medido paralelamente à alma do perfil “T” e dividido pelo número de linhas de parafusos;

d = diâmetro dos parafusos

De acordo com essa análise e considerando a possibilidade de formação de uma rótula plástica na mesa do perfil “T”, junto à alma, NAIR et al. (1974) estabeleceram expressões para a determinação da relação entre a força de alavanca e a força de tração que solicita o parafuso que, ajustadas por comparação com os resultados experimentais, conduziram as expressões 3.2 e 3.3, respectivamente aplicáveis aos parafusos A325 e A490.

$$\left(\frac{Q}{F_p} \right)_u = \frac{100bd^2 - 18pt_f^2}{70ad^2 + 12pt_f^2} \geq 0 \quad \text{III.2}$$

$$\left(\frac{Q}{F_p}\right)_u = \frac{100bd^2 - 14pt_f^2}{62ad^2 + 21pt_f^2} \geq 0 \quad \text{III.3}$$

onde F_p = força de tração aplicada à ligação, por parafuso.

Para estas expressões os autores recomendam duas vezes a espessura do perfil “T” como o valor máximo a ser utilizado para a distância a entre o centro do parafuso e a extremidade da mesa.

A partir da determinação de $\left(Q/F_p\right)_u$, a máxima força de tração a ser aplicada ao perfil “T”, por parafuso, considerando-se que o parafuso seja o elemento crítico da ligação, será dada por

$$F_{up} = \frac{f_{up}}{1 + \left(\frac{Q}{F_p}\right)_u} \quad \text{III.4}$$

onde f_{up} = resistência do parafuso utilizado.

KULAK et al. (1987) alertam que as equações 3.2 e 3.3 somente podem ser aplicadas para a específica combinação entre o tipo de aço (ASTM A36) e tipo de parafusos (A325 ou A490) para a qual elas foram desenvolvidas, devendo-se acrescentar ainda as seguintes observações:

- i) a , b , d , p , t_f em polegadas; F_p , em kips⁽¹⁾ e f_{up} em ksi⁽²⁾;
- ii) NAIR et al. (1974) recomendam que os parafusos sejam dimensionados considerando-se 40 ksi (A325) e 54 ksi (A490) como as tensões máximas admissíveis, correspondendo a fatores de segurança iguais a 2,3 e 2,1 respectivamente, de acordo com a especificação do RCRBSJ (1966).
- iii) nas expressões 3.2 e 3.3, a é a distância do centro do parafuso à face da alma do perfil “T” menos 1/16”.

KULAK et al. (1987) citam o trabalho de STRUIK & deBACK (1969) que haviam sugerido uma nova abordagem analítica do problema, não

⁽¹⁾ 1 kip = 4,448 kN

⁽²⁾ 1 ksi = 6,895 MPa

limitada a específicas combinações de tipos de aço e de parafusos, uma vez que todos os principais fenômenos que influenciam o efeito alavanca estavam incluídos no modelo.

Na figura 3.9 apresenta-se o modelo simplificado adotado no mencionado estudo, onde a força Q representa a força de alavanca por parafuso, atuando ao longo da borda da mesa do perfil "T" (paralelamente à mesa do perfil).

Esta hipótese, à luz dos resultados de ensaios e segundo KULAK et al. (1987), mostrou-se razoável desde que a distância a mantenha-se dentro de "certos limites".

O momento fletor na interface mesa/alma do perfil "T" é representado por M e na seção correspondente à linha de parafusos, devido à força de alavanca Q , é dado por $\alpha\delta M$, onde δ é a relação entre a área líquida (na linha de parafusos) e a área bruta (na interface com a alma do perfil "T").

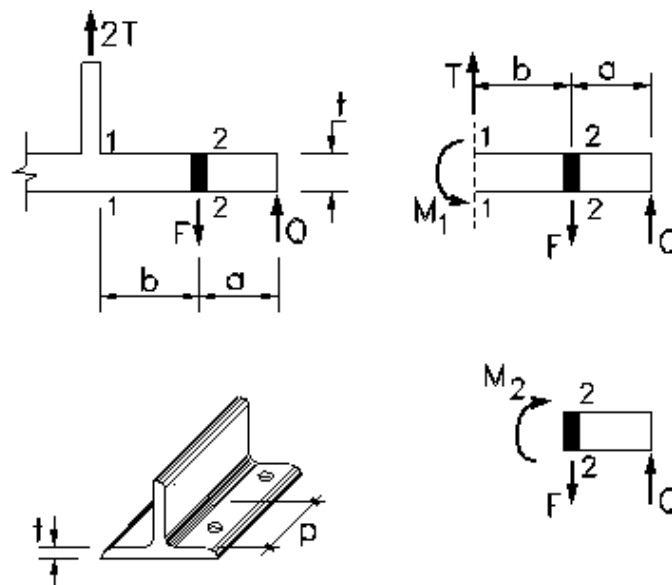


Figura 3.9 – Modelo simplificado de STRUIK & deBACK (1969)

O fator α representa a relação entre o momento na linha de parafusos, por unidade de comprimento, e o momento na intersecção mesa/alma.

Utilizando-se o trecho da alma do perfil "T" de largura b (figura 3.9), o equilíbrio de momentos resulta em

$$(1 + \alpha\delta) = M \quad \text{III.5}$$

A resistência última ao momento fletor da seção (área bruta) da mesa é dada por

$$M = \frac{p t_f^2}{4} f_y \quad \text{III.6}$$

enquanto, por equilíbrio do trecho de comprimento a , obtém-se

$$Q a = \alpha\delta M \quad \text{III.7}$$

Para o equilíbrio entre a força de tração aplicada, as forças nos parafusos e as forças de alavanca, deve-se ter

$$F_p = F + Q \quad \text{III.8}$$

que, combinada com as expressões 3.5, 3.6 e 3.7, resulta em

$$F_p = F \left[1 + \frac{\alpha\delta}{1 + \alpha\delta} \left(\frac{b}{a} \right) \right] \quad \text{III.9}$$

$$Q = F \left(\frac{\alpha\delta}{1 + \alpha\delta} \right) \left(\frac{b}{a} \right) \quad \text{III.10}$$

e

$$t_f = \sqrt{\frac{4Fb}{p f_y (1 + \alpha\delta)}} \quad \text{III.11}$$

A comparação entre os valores obtidos através das expressões 3.9 e 3.10 com os resultados experimentais mostra que o modelo proposto é quase tão conservador quanto o adotado por NAIR et al. (1974), segundo KULAK et al. (1987) em virtude do encruamento do material e da distribuição real dos esforços.

Como resultado da deformação da mesa do perfil “T”, a força F_p não atua exatamente no eixo do parafuso, mas em um ponto intermediário, como mostrado na figura 3.10a, entre o centro e a borda do furo, o que diminui a distância \underline{b} , afetando diretamente a relação Q / F_p .

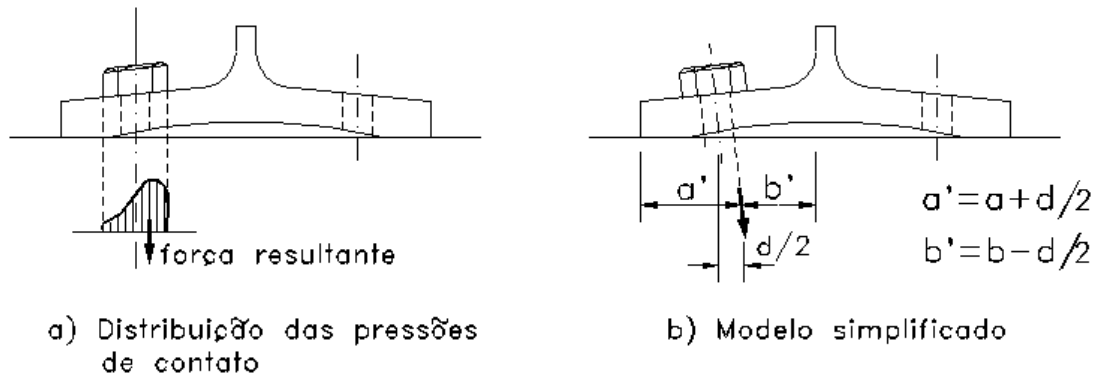


Figura 3.10 – Posição da força a ser resistida pelo parafuso

Para considerar este fato, KULAK et al. (1987) propuseram uma revisão da condição de equilíbrio, como mostrado na figura 3.10b, utilizando distâncias $\underline{a'}$ e $\underline{b'}$ em lugar de \underline{a} e \underline{b} , resultando em

$$Q = F \left(\frac{\alpha \delta}{1 + \alpha \delta} \right) \left(\frac{b'}{a'} \right) \quad \text{III.10a}$$

e

$$t_f = \sqrt{\frac{4Fb'}{pf_y(1 + \alpha \delta)}} \quad \text{III.11a}$$

Os resultados obtidos experimentalmente mostraram boa correlação com os obtidos pelas expressões 3.10a e 3.11a, desde que \underline{a} não seja muito maior que \underline{b} , recomendando-se utilizar $a \leq 1,25b$.

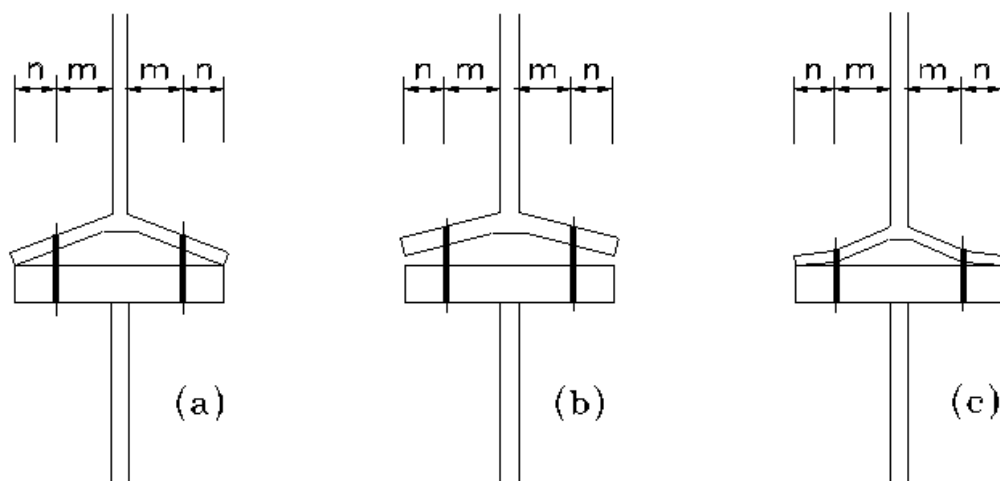
A sétima edição do manual do American Institute of Steel Construction (AISC), em 1970, incorporou as expressões 3.2 e 3.3 no capítulo relativo a ligações de pendurais (“hanger type connections”), sugerindo a sua aplicabilidade às ligações com chapa de topo (“end plate connections”), através de um exemplo (p. 4.95-4.98).

KRISHNAMURTHY (1975a) criticou a aplicabilidade às ligações com

chapa de topo afirmando que, qualitativamente, estas ligações não apresentam comportamento similar ao das ligações com perfis “T”, exceto em raras circunstâncias, e que a magnitude das forças de alavanca é altamente dependente da espessura das mesas e da alma da viga.

A crítica de FIESENHEISER & DUDEK (1975) ao trabalho de NAIR et al. (1974) refere-se ao aspecto conservador do modelo proposto, por basear-se em condições últimas de solicitação, tornando-o incompatível com o dimensionamento em regime elástico e conduzindo a valores superestimados para as forças de alavanca.

A partir destas contestações FIESENHEISER & DUDEK (1975) apresentaram um método baseado na hipótese de formação de rótulas plásticas na intersecção alma/mesa do perfil “T” e na linha de centro dos parafusos.



a) Mecanismo A

b) Mecanismo B

Figura 3.11 – Modelo de ZOETMEIJER (1974)

O método citado, apresentado originalmente por ZOETMEIJER (1974), de acordo com a figura 3.11, considerava dois possíveis mecanismos de colapso:

- i) mecanismo A: o colapso do parafuso é fator predominante para a capacidade última da ligação;
- ii) mecanismo B: a espessura da mesa do perfil “T” é o fator preponderante para a capacidade última da ligação.

Para o mecanismo A, a primeira hipótese considera a formação de uma rótula plástica na intersecção mesa/alma do perfil, antes que a força última de tração no parafuso tenha sido atingida, não se formando rótula plástica na linha de parafusos, ou esta rótula irá formar-se simultaneamente à ruptura do parafuso.

Da figura 3.12a, obtém-se, por equilíbrio, $F_u = F_{up} - Q$ e $F_u b - Qa = M_p$, onde $M_p = bt^2 f_y / 4$ é o momento de plastificação total da seção transversal da mesa junto à face da alma do perfil “T”, obtendo-se

$$F_u b - (F_{up} - F_u) a = M_p \quad \text{III.12}$$

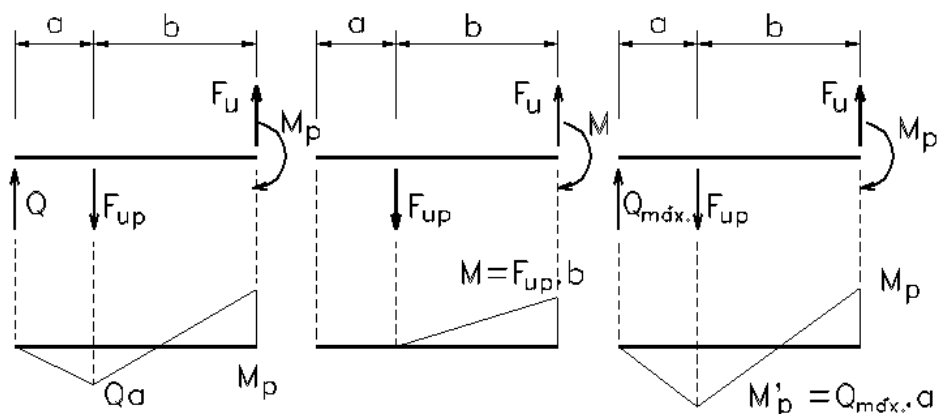


Figura 3.12 – Mecanismos de colapso – ZOETMEIJER (1974)

A segunda hipótese para o mecanismo A considera que a mesa do perfil “T” seja rígida em relação ao parafuso, como mostrado na figura 3.11b, não ocorrendo formação de rótula plástica na intersecção mesa/alma, ou essa rótula aparece simultaneamente à ruptura do parafuso.

Da figura 3.12b, $F_u b \leq M_p$ que, levada à expressão 3.12, conduz a

$$F_{up} = F_u \quad \text{III.13}$$

O mecanismo B somente será possível se a força de alavanca atingir

o seu valor máximo ($Q_{\text{máx}}$), o que ocorrerá quando houver a formação de uma rótula plástica na linha de parafusos.

Portanto, da figura 3.12c, $Q_{\text{máx}} a = M'_p$ ou

$$Q_{\text{máx}} = \frac{M'_p}{a} \quad \text{III.14}$$

onde M'_p é o momento que causa a plastificação total da seção transversal da alma do perfil “T” na linha de parafusos.

Por equilíbrio de momentos fletores, tem-se

$$F_u b = M_p - M'_p \quad \text{III.15}$$

AGERSKOV (1976) apresentou um desenvolvimento analítico para a previsão do efeito de alavanca que é similar, em muitos aspectos, aos modelos anteriores, também utilizando equações de equilíbrio e de compatibilidade, além de considerar pouco provável a formação de rótulas plásticas como proposto por ZOETMEIJER (1974) e por FIESENHEISER & DUDEK (1975), preferindo considerar que, após a formação da primeira rótula plástica, o acréscimo de solicitação até ocorrer a separação das partes conectadas produzirá o espraiamento da região sob tensão de escoamento.

De acordo com seu modelo de dimensionamento, a primeira hipótese considerada refere-se à possibilidade de separação das partes conectadas, na linha de parafusos, antes que a seção transversal na intersecção mesa/alma do perfil “T” atinja o momento de plastificação total calculado também em função das tensões normais e de cisalhamento.

Esta hipótese, em outras palavras, considera que o perfil “T” (ou a chapa de topo) é relativamente espessa, enquanto a segunda hipótese refere-se ao caso oposto, em que o momento de plastificação total é atingido antes da separação na linha de parafusos, correspondendo a uma pequena espessura para a mesa do perfil “T” (ou da chapa de topo).

Adicionalmente, AGERSKOV (1976) levou em consideração as deformações ocorridas nos parafusos (inclusive na parte rosqueada), nas porcas e nas arruelas, concluindo que as recomendações do AISC (1970) são conservadoras e conduzem a ligações super-dimensionadas.

KRISHNAMURTHY (1977) contestou o caráter detalhista do trabalho de AGERSKOV (1976) e sua aplicabilidade ao caso de ligações com chapa de topo, em virtude do enrijecimento produzido pela alma da viga, criticando ainda a utilização da hipótese de que as forças de alavanca atuam na extremidade da mesa do perfil “T” ou da chapa de topo.

Em resposta às críticas, AGERSKOV (1977a) considera pertinentes todas as hipóteses formuladas, afirmando não somente ter demonstrado o conservadorismo das especificações então em vigor, como também ter facilitado a aplicação do método de dimensionamento proposto, através do desenvolvimento de diagramas de uso direto, introduzidos em AGERSKOV (1977b), onde é analisada a influência de diversos parâmetros geométricos da ligação, tais como a distância do parafuso à borda e ao flange da viga, o diâmetro e a protensão inicial do parafuso, entre outros.

Quanto ao ponto de atuação das forças de alavanca, justifica, a partir de resultados experimentais próprios e de outros pesquisadores, que tal consideração é válida para a força de tração correspondente à plastificação total da seção transversal da mesa do perfil “T”, na intersecção mesa/alma, concordando que, para solicitações inferiores, as forças de alavanca realmente atuam como um bulbo de pressões, cuja resultante tem seu ponto de aplicação próximo ao eixo do parafuso, citando resultados obtidos por NAIR et al. (1974) através de uma análise via método dos elementos finitos.

O trabalho de AGERSKOV (1977b) suscitou uma série de comentários de

- i) MUZEAU (1978), que recomendou a consideração do diâmetro externo das arruelas;
- ii) PACKER & MORRIS (1978), que estabeleceram um paralelo entre o trabalho discutido e o método proposto por PACKER & MORRIS (1977) que enfatiza a questão relativa à resistência e aos modos de

colapso do flange do pilar, apresentando as condições para a determinação da necessidade (ou não) de enrijecedores;

- iii) KRISHNAMURTHY (1978a), que relaciona uma série de “fatores contraditórios” no modelo proposto, concluindo que a análise da AGERSKOV (1977b), quando aplicada às ligações com chapa de topo, subestima a capacidade resistente das ligações e superestima, principalmente em regime de serviço, o acréscimo de solicitação nos parafusos tracionados, afirmando que “os refinamentos teóricos excessivos no desenvolvimento de um método prático de dimensionamento são irrealistas, desnecessários e de precisão ilusória”.

A oitava edição do AISC (1980) incorporou o modelo de STRUIK & deBACK (1969) , com as modificações referentes às distâncias a e b , adotando as expressões 3.10a e 3.11a para a determinação da força de alavanca e da espessura da mesa do perfil “T”, respectivamente, não mais recomendando este modelo para o dimensionamento das ligações com chapa de topo.

No capítulo referente a este tipo de ligação (“moment connections”, p. 4-111 a 4-119), o AISC (1980) adota o modelo desenvolvido por KRISHNAMURTHY (1978b), o qual, no item 3.3.3, será analisado de forma mais detalhada.

O AISC (1989) mantém a filosofia do modelo de ligações com perfis “T” (“hanger type connections”), incorporando adaptações desenvolvidas por ASTANEH (1985) e THORNTON (1985), cuja correlação com resultados experimentais foi atestada por KULAK et al. (1987).

O mesmo procedimento de dimensionamento é adotado pelo AISC (1986), apenas adaptado à filosofia do método dos estados limites (“Load and Resistance Factor Design – LRFD”).

PACKER & MORRIS (1977); MANN & MORRIS (1979) e GRUNDY et. Al. (1980) são alguns dos pesquisadores que também basearam seus estudos na hipótese de similaridade do comportamento das ligações com

chapa de topo com o das ligações com perfis “T”.

As duas primeiras referências, trabalhando com os mecanismos propostos por ZOETMEIJER (1974), recomendam, com base em SURTEES & MANN (1970), um acréscimo de 33% na força a ser resistida por parafuso, mas levam em consideração a redução da capacidade resistente da seção transversal da viga ao momento fletor, devido aos esforços normais e de cisalhamento.

Já GRUNDY et al. (1980), considerando que o efeito alavanca usualmente é menor em ligações com chapa de topo, comparativamente com as ligações que utilizam perfis “T”, recomendam um acréscimo de 20% na força a ser resistida por parafuso, sem fazer menção ao modo de determinação da força transmitida pela mesa tracionada da viga, embora, a julgar pelas referências ao AISC(1970), admita-se que não haja redução do momento fletor e que o braço de alavanca considerado seja a altura total da seção transversal da viga.

No Brasil, o MANUAL brasileiro para cálculo de estruturas metálicas (1988) adota o modelo de ligações com perfis “T” para o dimensionamento de ligações com chapa de topo.

Como mostrado na figura 3.13, a largura tributária p para cada parafuso é definida como a soma das larguras resistentes efetivas da chapa, de cada lado do parafuso.

Tais larguras efetivas são consideradas como

- i) o menor valor entre $e_1/2$ e $b + d/2$, para parafusos intermediários;
- ii) o menor valor entre e_2 e $b + d/2$, para parafusos de extremidade.

A resistência de cálculo à flexão da chapa, na seção $\alpha - \alpha$, de acordo com a NBR 8800, da Associação Brasileira de Normas Técnicas, ABNT (1986), será dada por $1,25Wf_y$, menor que Zf_y , resultando na resistência de cálculo

$$M_\alpha = \phi_b M_n = 0,9 \times 1,25 \times \frac{pt_f^2}{6} = \frac{pt_f^2}{5,33} \quad \text{III.16}$$

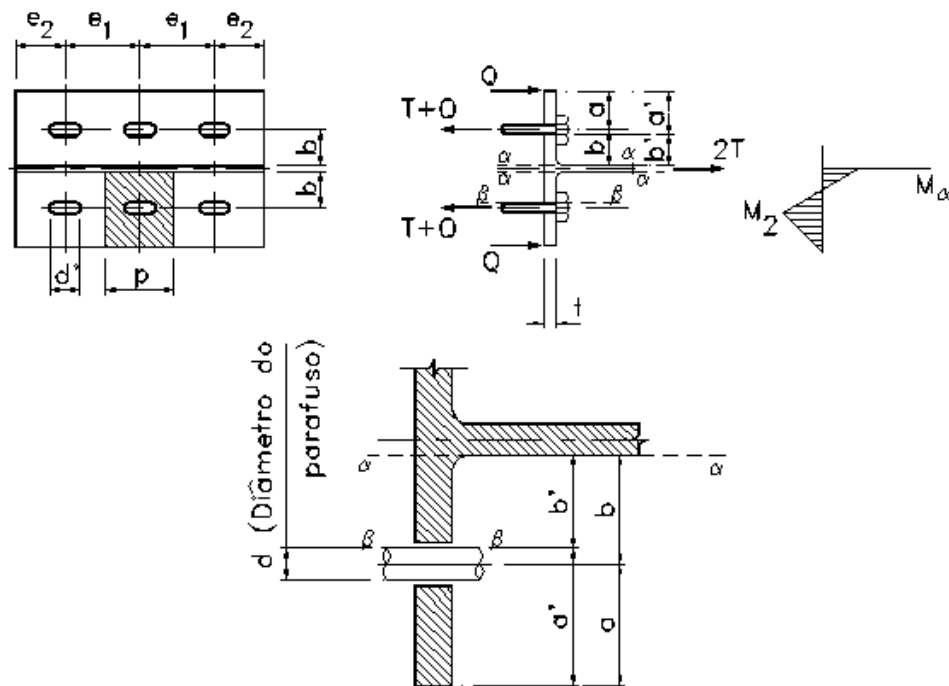


Figura 3.13 – Modelo adotado pelo MANUAL brasileiro (1988)

Na seção $\beta - \beta$ da chapa, considerada deslocada de $d/2$ a partir do centro do furo na direção da seção $\alpha - \alpha$, tem-se

$$M_{\beta} = Q(a + 0,5d) = Qa' \quad \text{III.17}$$

Considerando-se que o momento fletor M_{α} atua na largura tributária p e que M_{β} atua na seção da chapa de largura $p - d'$, onde d' é a dimensão do furo, tomada na direção paralela a p , a condição de resistência é dada por

$$M_{\beta} \leq \delta M_{\alpha} \quad \text{III.18}$$

onde $\delta = (p - d')/p$.

Define-se α como a relação entre o momento fletor e a resistência ao momento fletor, ou seja,

$$\alpha = \frac{M_{\beta}}{\delta M_{\alpha}} \leq 1 \quad \text{III.19}$$

Pelo diagrama de momentos fletores da figura 3.13, tem-se

$$M_{\alpha} = (F + Q)b' - Q(a' - b') = Fb' - Qa' \quad \text{III.20}$$

$$M_{\beta} = Qa' = Fb' - M_{\alpha} \quad \text{III.21}$$

Das duas últimas expressões, obtém-se

$$\alpha = \frac{Fb' - M_{\alpha}}{\delta M_{\alpha}} \leq 1 \quad \text{III.22}$$

O valor de α , dado pela expressão 3.22, vai determinar a existência ou não do efeito de alavanca e o dimensionamento da espessura da chapa de topo, de acordo com as seguintes situações

- i) $\alpha < 0$ - não haverá efeito alavanca, sendo o dimensionamento governado pelos parafusos;
- ii) $\alpha > 1$ - existe o efeito alavanca, mas a espessura t_f , adotada para a chapa é insuficiente;
- iii) $0 \leq \alpha < 1$ - é a faixa usual de dimensionamento, calculando-se o efeito alavanca, por parafuso, através de

$$Q = \frac{Fb' - M_{\alpha}}{a'} \quad \text{III.23}$$

3.3.2 – Modelos de HUMER & TSCHEMMERNEGG (1988) e de QUEIROZ (1992)

QUEIROZ (1992) afirma não ser possível simular o comportamento real de uma ligação representando a rigidez da ligação através de uma única

mola entre a viga e o pilar, considerando o nó como o ponto de intersecção dos eixos, uma vez que, com um modelo deste tipo, não se pode levar em consideração a deformação da alma do pilar por cisalhamento.

HUMMER & TSCHEMMERNEGG (1988) e TSCHEMMERNEGG & HUMER (1988), considerando que o comportamento não-linear das ligações é uma parte intrínseca do dimensionamento em regime elástico, classificavam a determinação do comportamento elasto-plástico das ligações e o estudo de sua influência no comportamento global das estruturas como os mais importantes objetivos das pesquisas no campo das estruturas metálicas.

Seguindo tal raciocínio, os autores citados mencionam a busca desses objetivos em uma série de projetos em desenvolvimento no Instituto para Construções em Aço e Madeira da Universidade de Innsbruck (Áustria), relacionando várias publicações nas quais essas pesquisas são relatadas e onde é apresentado um novo modelo de representação do comportamento, tanto de uma ligação completamente soldada, quanto o de uma ligação com chapa de topo.

A figura 3.14 esquematiza o modelo proposto, que consiste na adoção de molas para representar o comportamento da ligação, levando em consideração a flexibilidade da união viga-flange do pilar (molas de ligação), da região interna do pilar (molas de introdução) e do pilar em relação ao cisalhamento resultante entre as mesas das vigas (molas de cisalhamento).

As molas de introdução e de ligação atuam sob a ação dos momentos transmitidos pelas vigas, enquanto a mola de cisalhamento atua na hipótese de os momentos, de cada lado do pilar, não serem iguais, reagindo ao momento resultante.

As pesquisas realizadas na Universidade de Innsbruck determinaram as constantes dos três tipos de mola, no regime elástico, e analisaram o comportamento inelástico do nó para combinações usuais de vigas e pilares constituídos por perfis laminados de padrão europeu.

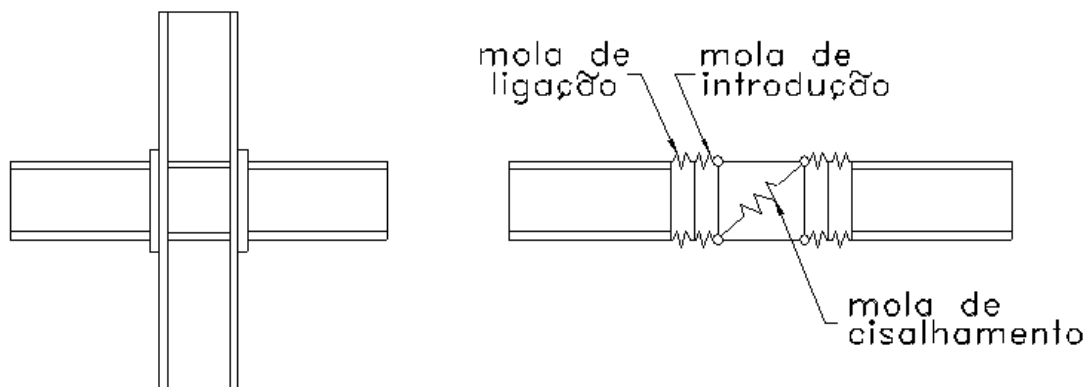


Figura 3.14 – Modelo de HUMER & TSCHEMMERNEGG (1988)

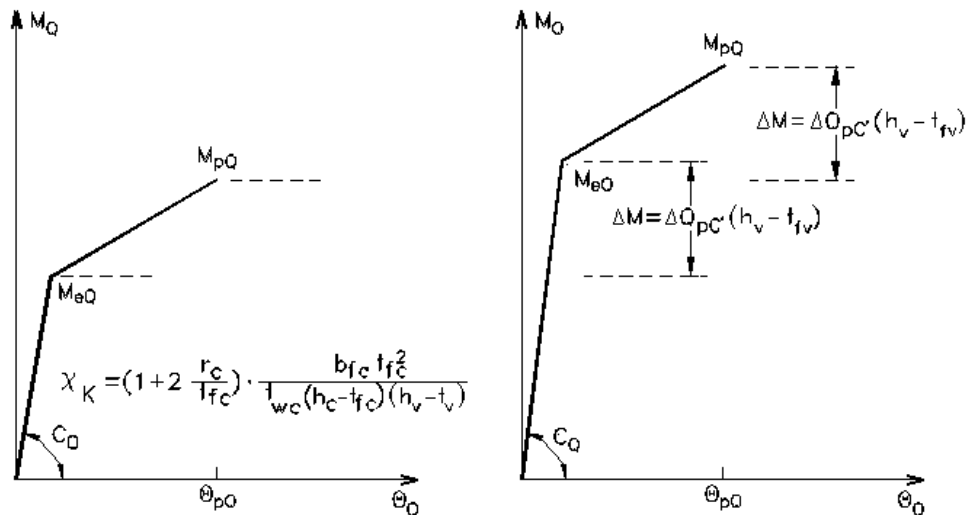
O ÖSTERREICHISCHER STAHLBAUVERBAND (ÖSTV), em 1987, apresentou um completo resumo das pesquisas realizadas, organizando os parâmetros determinados em forma de tabelas, e apresentando um programa computacional desenvolvido por HUMER (1987) para análise inelástica de pórticos.

Para apresentar os parâmetros determinados para os três tipos de mola do modelo de ligação, vamos utilizar uma notação similar à adotada por QUEIROZ (1992).

a) Mola de cisalhamento

KRAWINKER et al. (1975) verificaram que a resistência ao cisalhamento de uma ligação é superior à resistência plástica ao cisalhamento do pilar, levando KLEIN (1985) e BRAUN (1987) a pesquisar o comportamento de ligações sob carregamento não simétrico.

A teoria apresentada por KLEIN (1985) é restrita aos perfis laminados HEB, enquanto BRAUN (1987) formulou um modelo geral para determinar os parâmetros característicos da mola de cisalhamento, aplicável a qualquer combinação de perfis de padrão europeu, adotando dois sistemas de mola de cisalhamento atuando em paralelo, para simular o comportamento da alma do pilar e outro para considerar o enrijecimento proporcionado pelos flanges.



a) sem enrijecedor

b) com enrijecedor

Figura 3.15 – Comportamento momento-rotação da mola de cisalhamento

A figura 3.15 ilustra o comportamento momento-rotação da mola de cisalhamento, cujos parâmetros característicos, apresentados no ÖSTV (1987) são dados por

- para o regime elástico

$$M_{eQ} = Q_{pC}(h_c - t_{fc}) + \Delta Q_{pC}(h_v - t_{fv}) \quad \text{III.24}$$

$$C_{eQ} = t_{wc}(h_c - t_{fc})(h_v - t_{fv})G \quad \text{III.25}$$

$$\theta_{eQ} = \frac{M_{eQ}}{C_{eQ}} \quad \text{III.26}$$

- para o regime inelástico

$$M_{pQ} = \left[0,66 \left(1 + \frac{h_v - t_{fv}}{240 t_{fc}} \right) + 2,624 \chi_k \left(1 - \frac{0,024 t_{fc}}{h_v - t_{fv}} \right) \right] Q_{pC}(h_v - t_{fv}) + \Delta Q_{pC}(h_v - t_{fv}) \quad \text{III.27}$$

onde

$$\chi_k = \left(1 + \frac{2r_c}{t_{fc}}\right) \frac{b_{fc} t_{fc}^2}{t_{wc} (h_c - t_{fc})(h_v - t_{fv})} \quad \text{III.28}$$

$$\theta_{pQ} = \frac{2,6 \chi_k + 0,275(h_v - t_{fv})}{t_{fc}} \theta_{eQ} \quad \text{III.29}$$

$$C_{pQ} = \frac{M_{pQ} - M_{eQ}}{\theta_{pQ} - \theta_{eQ}} \quad \text{III.30}$$

Nas expressões anteriores, além dos parâmetros indicados na figura 3.15,

b_{fc} = largura do flange do pilar;

h_c = altura da seção transversal do pilar;

t_{fc} = espessura do flange do pilar;

t_{wc} = espessura da alma do pilar;

h_v = altura da seção transversal da viga;

t_{fv} = espessura do flange da viga;

G = módulo transversal de elasticidade do material;

e

$$Q_{pC} = \frac{t_{wc} (h_c - t_{fc}) \sqrt{3}}{1000} (h_v - t_{fv}) G \quad \text{III.31}$$

É importante observar que, no caso de haver enrijecedores na alma do pilar, a espessura da alma (t_{wc}) na expressão 3.25 deve ser substituída por $[t_{wc} + A_{st} / (h_c - t_{fc})]$, para o caso de enrijecedor constituído por chapa disposta segundo o prolongamento da mesa da viga, e por $[t_{wc} + A_{st} \sqrt{3} \sin \alpha / (h_v - t_{fv})]$, para o caso de enrijecedor diagonal, sendo A_{st} a área transversal do enrijecedor.

QUEIROZ (1992) enfatiza que a força cortante a ser considerada como solicitação de cálculo deve levar em consideração o esforço cortante introduzido pelo pilar, além das forças transmitidas pelas mesas tracionadas das vigas.

b) Mola de ligação

A mola de ligação, considerando-se o fato de não haver elementos flexíveis entre a viga e o pilar para a força de compressão introduzida pela mesa comprimida nas ligações com chapa de topo, ou em ambas as mesas das vigas nas ligações completamente soldadas, somente existe para a força de tração nas ligações com chapa de topo.

Utilizando chapa de topo rígida com quatro parafusos na região tracionada da ligação e pilar com flange flexível (interação SW), HUMER (1987) realizou uma série de teste para verificar a influência de chapas de reforço no flange do pilar (“backing plates”), cujas conclusões são assim resumidas por TSCHEMMERNEGG (1988):

- i) a primeira carga limite, correspondente ao estágio de carregamento para o qual formam-se rótulas plásticas nas linhas de parafusos, pode ser calculada, de modo realista, utilizando-se o modelo de viga apresentado por ZOETMEIJER (1974), com a modificação proposta para a determinação do comprimento efetivo do flange do pilar;
- ii) a capacidade resistente do flange do pilar, no estágio correspondente à primeira carga limite e submetido ao esforço introduzido pela mesa tracionada da viga, pode ser aumentada com a utilização de chapas de reforço e, deste modo, igualada à capacidade resistente da região comprimida de uma ligação semi-rígida;
- iii) a rigidez de uma ligação com chapa de topo, projetada de acordo com o método adotado, é igual à rigidez de uma ligação completamente soldada.

Analisando estas conclusões, QUEIROZ (1992) afirma que “a soma das flexibilidades das molas de ligação e de introdução de uma ligação parafusada tracionada é praticamente igual à flexibilidade da mola de introdução de uma ligação soldada”, acrescentando que a maior distribuição da força introduzida em uma ligação soldada proporciona maior rigidez da mola de introdução, compensada pela flexibilidade adicional proporcionada

pelos parafusos e pela chapa de topo.

Ressalva, entretanto, que a rigidez da ligação no regime elástico não é significativamente afetada pelas chapas de reforço e que o comportamento descrito somente será garantido se a chapa de topo for capaz de resistir à flexão sem o desenvolvimento das forças de alavanca (chapa rígida).

c) Mola de introdução

Segundo TSCHERMERNEGG & HUMER (1988), o comportamento momento-rotação das molas de introdução, como mostrado na figura 3.16, pode ser simplificada representado por uma variação bi-linear.

Para diversas combinações usuais de vigas e pilares constituídos por perfis laminados de padrão europeu, o ÖSTV (1987) apresenta as seguintes expressões para a determinação da flexibilidade associada à deformação local da alma do pilar, na região das mesas da viga:

- regime elástico

$$M_{eE} = (h_v - t_{fv})(f_{yw}A_e + f_{yst}A_{st}) \quad \text{III.32}$$

$$C_E = \left(1 + \frac{A_{st}}{A_e}\right) \frac{(h_v - t_{fv})^2}{2} c_E \quad \text{III.33}$$

$$\theta_{eE} = \frac{M_{eE}}{C_E} \quad \text{III.34}$$

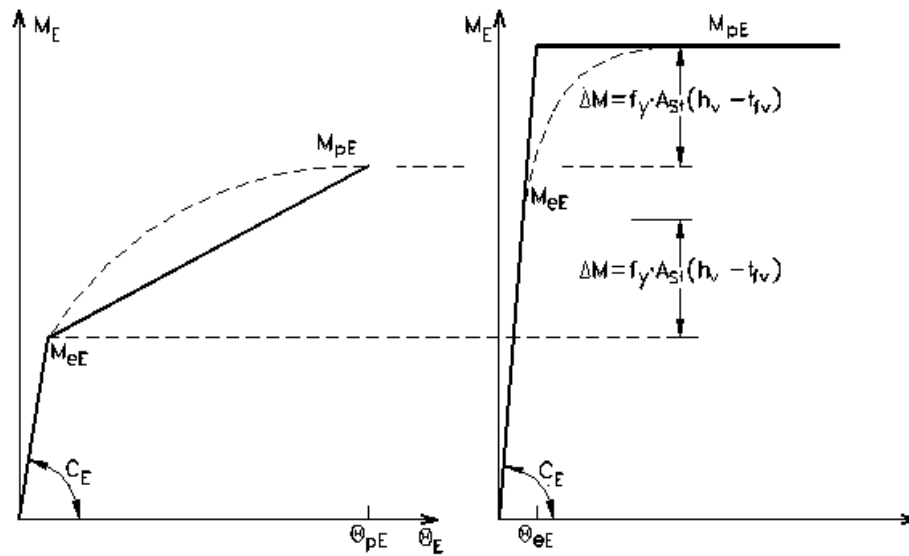
onde $c_E = 1200 \text{ kN/mm}$, para perfis laminados europeus;

f_{yw} = limite de escoamento da alma do pilar;

f_{yst} = limite de escoamento do enrijecedor;

A_{st} = área da seção transversal dos enrijecedores situados na região considerada (figura 3.16);

A_e = área efetiva da alma do pilar (regime elástico), calculada considerando-se espraçamento 1:1 da espessura da mesa da viga.



(a) sem enrijecedor (b) com enrijecedor
Figura 3.16 – Comportamento momento rotação da mola de introdução

- regime inelástico

$$M_{pE} = (h_v - t_{fv})(f_{yw}A_p - f_{yst}A_{st}) \quad \text{III.35}$$

$$\theta_{pE} = \frac{M_{pE}h_v}{2E \times 10^{[3,345 \log(h_v - t_{fv}) - 1,963]}} \leq \frac{2w}{(h_v - t_{fv})} \quad \text{III.36}$$

$$C_{pE} = \frac{M_{pE} - M_{eE}}{\theta_{pE} - \theta_{eE}} \quad \text{III.37}$$

onde w = limite de deslocamento horizontal, obtido experimentalmente para perfis padrão europeu, sendo

$$w \leq \begin{cases} 3 \text{ mm para série HEA} \\ 5 \text{ mm para série HEB} \\ 10 \text{ mm para série HEM} \end{cases}$$

A_p = área efetiva da alma do pilar (regime inelástico), calculada para um espraçamento de 1:2,5 da espessura da mesa da viga.

Nas expressões 3.33 e 3.36, em virtude da presença dos parâmetros c_E e \underline{w} , deve-se utilizar kN para forças e mm para comprimentos.

Além das tabelas relativas à determinação dos parâmetros M_{pE} , M_{pQ} , θ_{pE} e θ_{pQ} , o ÖSTV (1987) apresenta também tabelas de dimensionamento de ligações com chapa de topo, dotadas de chapa de reforço no flange do pilar.

Essas tabelas, válidas unicamente para o aço St360 ($f_y = 240 \text{ N/mm}^2$), devendo-se corrigir os valores de M_{pE} e M_{pQ} , quando for utilizado o aço St510 ($f_y = 360 \text{ N/mm}^2$), multiplicando-se os valores retirados das tabelas por 1,5 ($= 360/240$).

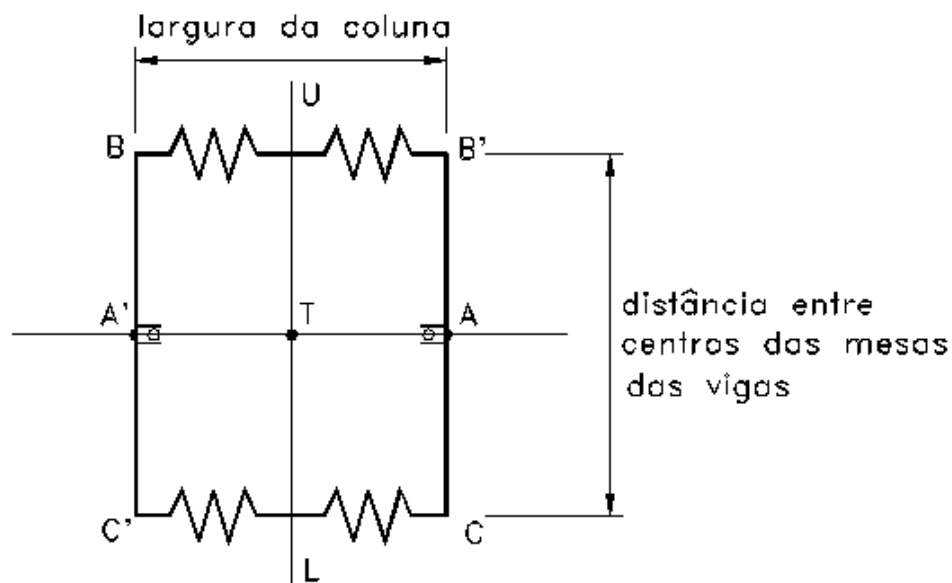


Figura 3.17 – Modelo de QUEIROZ (1992)

QUEIROZ (1992), considerando o fato de faltarem informações para a determinação da constante de mola para o caso dos perfis soldados mais comumente utilizados no Brasil, conclui não ser viável a utilização de um fator único para o parâmetro c_E , face à grande variedade de proporções possíveis da seção transversal, enfatizando a necessidade do estabelecimento de um critério adequado através de pesquisas futuras.

O modelo de QUEIROZ (1992) resultou de uma modificação do modelo de HUMER & TSCHEMMERNEGG (1988), promovendo-se a associação, em série, das molas de ligação e de introdução, como mostrado na figura 3.17, com flexibilidade igual à da soma das flexibilidades das molas consideradas.

A mola de cisalhamento foi substituída pelo fornecimento da área da seção do pilar que resiste ao esforço cortante (área da alma do pilar) no trecho UL.

As barras BC e B'C' são consideradas rígidas e rigidamente ligadas aos eixos das vigas correspondentes, permitindo a introdução do binário transmitido pelas mesas das vigas, enquanto as barras AO e A'O, também rígidas, são rigidamente ligadas ao eixo do pilar e rotuladas em A e A', com deslocamento horizontal não impedido, com a finalidade de receber os esforços cortantes das vigas e transferi-los para o eixo do pilar.

As outras hipóteses, consideradas para o modelo em questão, são:

- i) a chapa de topo é considerada rígida, resistindo à flexão sem o desenvolvimento de forças de alavanca e considerando-se que a distância entre o ponto de atuação da força no parafuso e a face da mesa da viga pode ser reduzida de $0,5d$, sendo d o diâmetro do parafuso;
 - ii) de acordo com as recomendações de PACKER & MORRIS (1977), os parafusos são dimensionados com um acréscimo de um terço da parcela da força externa por parafuso, adotando-se ainda as seguintes relações geométricas para a chapa de topo;
 - largura da chapa de topo $\cong 9d$;
 - distância horizontal entre centro de furos $\cong 5d$;
 - distância vertical entre centros de furos $\cong 6d$;
 - distância vertical entre o centro do furo e a borda da chapa $\cong 2,5d$;
 - iii) a distância mínima entre o centro de um furo e a face de uma chapa e a distância mínima entre centros de furos devem ser observadas e, adicionalmente, impõe-se que a largura da chapa de topo não pode ser superior à do flange do pilar nem inferior à da mesa da viga e que a distância horizontal entre centros de furos não deve exceder a largura da mesa da viga para evitar concentração da força transmitida pela mesa na chapa de topo.
- QUEIROZ (1992) estabelece assim as seguintes relações de

compatibilidade:

- $5d \leq b_{fv} - 9d$
- $b_{fp} \geq 9d$
- $5d \geq 2b_1 + t_{wp}$
- $5d \geq 2b_2 + t_{wp}$
- $6d \geq 2b_3 + (t_{fv} / \cos \alpha)$
- $[(h_v - t_{fv}) / \cos \alpha] - 6d \geq s_{2m}$

onde d = diâmetro do parafuso;

b_{fv} = largura da mesa da viga;

b_{fp} = largura do flange do pilar;

b_1 = distância do centro do furo à face da alma da viga;

b_2 = distância do centro do furo à face da alma do pilar;

b_3 = distância do centro do furo à face da mesa da viga;

h_v = altura da seção transversal da viga;

t_{wv} = espessura da alma da viga;

t_{wp} = espessura da alma do pilar;

t_{fv} = espessura da alma da viga;

α = ângulo de inclinação do eixo da viga em relação à horizontal;

s_{2m} = distâncias mínimas padrão entre centros de furos, adotadas de acordo com o diâmetro do parafuso.

Várias outras restrições, tanto geométricas, quanto físicas, são adotadas por QUEIROZ (1992), que desenvolveu um programa de verificação e determinação de constantes de mola para ligações soldadas ou parafusadas com chapa de topo.

3.3.3 – Modelo de KRISHNAMURTHY (1978b)

Ao final da década de 70, como anteriormente relatado, diversos trabalhos haviam sido desenvolvidos com a finalidade de introduzir modificações e ajustes nas fórmulas de cálculo do efeito de alavanca, de

modo a refletir, com mais exatidão, os resultados obtidos através de análises experimentais.

Se, por um lado, as variações das forças nos parafusos puderam ser medidas com uma boa aproximação nos testes efetuados por DOUTY & McGUIRE (1965) e por AGERSKOV (1976), a distribuição e a magnitude das forças de alavanca eram conhecidas somente de forma qualitativa.

Esta limitação do método, proveniente da impossibilidade prática de se dispor de instrumentos de medição na interface da chapa de topo com o flange da coluna, motivou o trabalho apresentado por KRISHNAMURTHY (1978b), baseado em estudos desenvolvidos nas universidades de Auburn, Vanderbilt e Birmingham, que consistiu, basicamente, da análise de ligações via elementos finitos e na comparação dos resultados com os obtidos através de ensaios em laboratório.

Examinando a questão das ligações com chapa de topo, KRISHNAMURTHY (1978b) aponta, de forma muito clara, que o principal problema da consideração do efeito de alavanca é a consideração de que as forças envolvidas na ligação são concentradas.

Com esta constatação, o diagrama de momentos fletores para a chapa de topo deve agora apresentar uma variação não-linear, como mostrado na figura 3.18d, conduzindo a valores de pico sensivelmente menores que os obtidos através da variação linear dos momentos fletores.

Considerando que a seção transversal da chapa de topo é reduzida pelos furos; que a restrição ao deslocamento da chapa de topo, imposta pelos parafusos, se dá apenas em pontos isolados e que a chapa está submetida a flexão em duas direções, KRISHNAMURTHY (1978b) afirma que o momento fletor nas proximidades da junção da mesa da viga com a chapa de topo é sempre maior que o momento fletor verificado na linha de parafusos e, portanto, será determinante no dimensionamento.

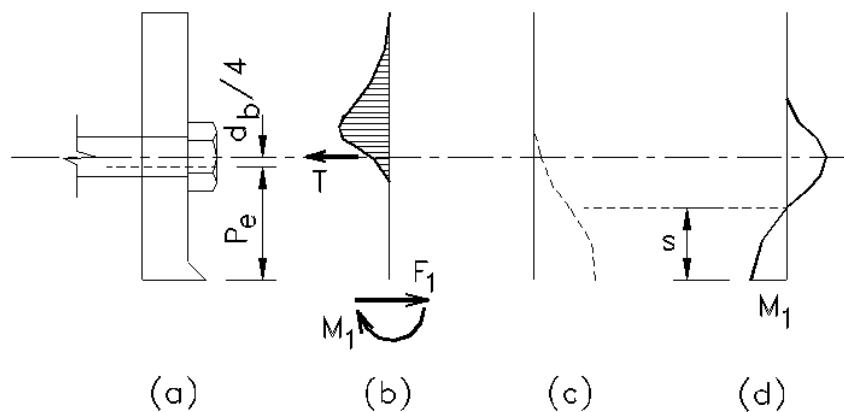


Figura 3.18 – Modelo de KRISHNAMURTHY (1978b): (a) Geometria; (b) Esforços e bulbo de pressão; (c) Deformada da chapa de topo; (d) Diagrama de momentos fletores

De acordo com a figura 3.18c

$$M_1 = F_1 s \quad \text{III.38}$$

e o esforço de tração transmitido pela mesa da viga é dado por

$$F_t = \frac{M_v}{H - t_{fv}} \quad \text{III.39}$$

Considerando-se, por simetria, que a projeção da chapa de topo é submetida à metade do esforço de tração transmitido pela mesa da viga e que não há deslocamento na linha de parafusos, a distância \underline{s} é igual à metade da distância p_f entre a linha de parafusos e a face da mesa da viga.

Esta distância porém, de acordo com NAIR et al. (1974) e KULAK et al. (1987), deve ser substituída pela distância $p_e < p_f$, cujo valor, estabelecido através de correlações entre resultados de ensaios e análises por elementos finitos, KRISHNAMURTHY (1978b) adota como

$$p_e = p_f - 0,25d_p - w_t \quad \text{III.40}$$

onde w_t é a garganta efetiva da solda de filete entre a mesa da viga e a

chapa de topo.

O momento fletor a ser considerado para o dimensionamento da chapa de topo, portanto, é dado por

$$M_1 = \left(\frac{F_t}{2} \right) \left(\frac{p_e}{2} \right) \quad \text{III.41}$$

KRISHNAMURTHY (1978b) ressalta que, embora a equação anterior represente uma idealização bastante razoável, o comportamento de uma chapa de topo é consideravelmente diferente, devido à presença da alma da viga, resultando em não simetria na distribuição da força de tração.

A análise por elementos finitos feita por KRISHNAMURTHY (1975c) mostrou que

$$F_1 = C_1 F_t ; \quad 0,3 \leq C_1 \leq 0,5 \quad \text{III.42}$$

e que, mesmo para baixos níveis de solicitação, ocorre alongamento e flexão nos parafusos, resultando em

$$s = C_2 p_e ; \quad 0,5 \leq C_2 \leq 1,0 \quad \text{III.43}$$

Além disso, considerando-se os efeitos decorrentes da dispersão das forças devido à altura da viga, o momento crítico M_d na chapa é diferente de M_1 , estabelecendo-se que

$$M_d = C_3 M_1 ; \quad C_3 \leq 1,0 \quad \text{III.44}$$

Combinando-se as equações 3.41, 3.42, 3.43 e 3.44, tem-se

$$M_d = \alpha_m M_1 \quad \text{III.45}$$

onde $\alpha_m = 4C_1 \cdot C_2 \cdot C_3$ é considerado um fator de correção do momento fletor M_1 aplicado à chapa de topo (expressão 3.41), para levar em consideração as hipóteses simplificadoras utilizadas no seu

desenvolvimento.

Através de análise por regressão matemática dos resultados obtidos com a simulação numérica via método dos elementos finitos, KRISHNAMURTHY (1975c e 1978b) estabeleceu que

$$M_d = 1,29 \left(\frac{f_y}{f_{pu}} \right)^{0,4} \left(\frac{f_{pt}}{f_{ch}} \right)^{0,5} \left(\frac{b_{fv}}{b_{ch}} \right)^{0,5} \left(\frac{A_{fv}}{A_{wv}} \right)^{0,32} \left(\frac{p_e}{d_p} \right)^{0,25} M_1 \quad \text{III.46}$$

$$e \quad \alpha_m = C_a \cdot C_b \left(\frac{A_{fv}}{A_{wv}} \right)^{0,32} \left(\frac{p_e}{d_p} \right)^{0,25} \quad \text{III.47}$$

onde

$$C_a = 1,29 \left(\frac{f_y}{f_{pu}} \right)^{0,4} \left(\frac{f_{pt}}{f_p} \right)^{0,5} \quad e \quad C_b = \left(\frac{b_{fv}}{b_{ch}} \right)^{0,5} \quad \text{III.48}$$

sendo A_{fv} = área da seção transversal da mesa tracionada da viga;

A_{wv} = área da seção transversal da alma da viga;

b_{fv} = largura da mesa da viga;

b_{ch} = largura da chapa de topo;

d_p = diâmetro do parafuso;

f_y = limite de escoamento do aço;

f_{pu} = tensão última de tração nos parafusos;

f_{pt} = tensão admissível à tração nos parafusos;

f_{ch} = tensão admissível à flexão na chapa de topo.

O diâmetro do parafuso é obtido através da área mínima, teoricamente necessária, por fila de parafusos, dada por

$$a_t = 0,5 \frac{F_t}{f_{pt}} \quad \text{III.49}$$

KRISHNAMURTHY (1978b) recomenda que a largura mínima da chapa de topo deve ser

$$b_{ef} = b_{fv} + 2\sqrt{2} w_t + t_{ch} \quad \text{III.50}$$

Com as expressões desenvolvidas, KRISHNAMURTHY (1978b) estabeleceu o seguinte procedimento de cálculo:

Etapa 1: Calcular a força de tração F_t na mesa da viga (expressão 3.39);

Etapa 2: Calcular a área mínima necessária a_t para uma fila de parafusos (expressão 3.49) e determinar o diâmetro d_p ;

Etapa 3: Calcular a distância efetiva p_e (expressão 3.40);

Etapa 4: Calcular o momento fletor M_1 (expressão 3.41);

Etapa 5: Calcular o fator de correção do momento fletor α_m para a chapa de topo (expressão 3.47);

Etapa 6: Calcular o momento fletor M_d (expressão 3.45);

Etapa 7: Calcular a espessura da chapa de topo através da teoria de flexão, utilizando a expressão

$$t_{ch} = \sqrt{\frac{6M_d}{b_{ch} f_{ct}}} \quad \text{III.51}$$

Etapa 8: Verificar a largura efetiva da chapa de topo (expressão 3.50). Se $b_{ch} < b_{ef}$ repetir as etapas 5 a 8, utilizando b_{ef} em lugar de b_{ch} ;

Etapa 9: Calcular a máxima tensão de cisalhamento na chapa de topo

$$f_{v,ch} = \frac{F_t}{2b_{ch} t_{ch}} \quad \text{III.52}$$

Se $f_{v,ch} > 0,4 f_y$, deve-se aumentar t_{ch} de forma a satisfazer a expressão 3.52.

Para a distância do centro do parafuso à borda da chapa de topo KRISHNAMURTHY (1978b) recomenda que seja adotada igual a 1,75 vezes o diâmetro do parafuso.

AGERSKOV (1979) comentou que KRISHNAMURTHY (1978b) prestou um valioso serviço ao enfatizar que, utilizando-se o modelo de ligação com perfil “T”, o momento fletor na junção da mesa com a chapa de topo é sempre maior que o momento na linha de parafusos, mas apresentou uma série de críticas relativas à distribuição de pressões entre a chapa de topo e o flange do pilar; à distribuição do esforço de tração entre as linhas de parafusos (parâmetro C_1 na expressão 3.38) e à afirmação do autor do método de que “o decréscimo na espessura da chapa de topo, através do método proposto, será frequentemente acompanhada de alguma redução da rigidez da ligação”.

Em sua contestação KRISHNAMURTHY (1979c) comenta que a distribuição de pressões entre a chapa de topo e o flange do pilar não somente depende da espessura da chapa e do nível de solicitação da ligação, mas também de uma série de fatores, como a distância entre parafusos, a força de protensão e muitos outros que afetam tal distribuição “de uma forma altamente não-linear”, enfatizando que, “exceto sob certas combinações não usuais desses vários parâmetros e somente sob solicitação correspondente ao início de escoamento na seção transversal da viga, as forças de alavanca apresentam uma distribuição em forma de bulbo, não sendo críticas no que se refere ao momento fletor na chapa de topo”.

Quanto à crítica a respeito da distribuição da tração entre as linhas de parafusos, KRISHNAMURTHY (1979c) esclarece que o limite inferior do parâmetro C_1 , correspondente à linha de parafusos situada na extensão da chapa de topo além da mesa tracionada da viga, somente foi atingido para baixos valores de solicitação de tração, mesmo assim em poucos dos casos analisados, lembrando que, mesmo nesta situação mais crítica, considerando-se que os parafusos são instalados com uma protensão equivalente a 70% de sua capacidade última, os 40% de acréscimo apontados por AGERSKOV (1979) não podem ser considerados catastróficos, uma vez que a máxima força de tração ainda permanecerá abaixo da capacidade resistente dos parafusos.

Um outro fator apontado por KRISHNAMURTHY (1979c) para

considerar infundados os temores de trabalhar-se com solicitações tão próximas da capacidade última dos parafusos é o fato de que, pelas suas observações, ocorre redistribuição das forças de tração quando a viga atinge níveis de solicitação superiores ao regime de serviço.

McGUIRE (1979) comenta a grande importância do método proposto por KRISHNAMURTHY (1978b), acrescentando que são merecedores de toda atenção as propostas que possam justificar a adoção de procedimentos mais liberais no dimensionamento de estruturas metálicas, apresentando ainda algumas considerações quanto à ausência de significado físico do parâmetro α_m (expressão 3.47) e ao fato de que os coeficientes C_1 , C_2 e C_3 , que aparentemente melhor representam o fenômeno do comportamento das ligações com chapa de topo, tenham sido abandonados no desenvolvimento do método de dimensionamento proposto.

KRISHNAMURTHY (1979c) argumenta que os coeficientes citados foram introduzidos por conveniência de conceituação do problema e que α_m engloba grupos de parâmetros que são mais fisicamente significativos que os coeficientes inicialmente adotados, além de se constituírem em parâmetros dominantes do fenômeno estudado.

Os "reports" de KRISHNAMURTHY (1973a-b, 1974a-c, 1975a-e, 1976, 1978c-e e 1979a-b) contém todos os detalhes referentes ao extenso projeto de pesquisa desenvolvido nas citadas universidades americanas.

O AISC (1980) apresenta as seguintes modificações ao incorporar o modelo proposto por KRISHNAMURTHY (1978b):

- i) adota para expoente da relação (A_{fv} / A_{wv}), da expressão 3.48, o valor 1/3;
- ii) recomenda, para a distância p_f , o valor $d_p + 1/2"$, justificando-se esse acréscimo pela necessidade de uma folga mínima para permitir o aperto do parafuso;
- iii) adota, para a máxima largura da chapa de topo, o valor $1,15b_{fv}$, não fazendo menção à largura mínima, que obviamente, deve ser igual à largura da mesa da viga.

Em sua nona edição, baseada no método das tensões admissíveis, o AISC (1989) mantém as modificações da versão anterior; introduz a recomendação de que a largura da chapa de topo deve ser aproximadamente igual à largura da mesa da viga mais 1", estabelecendo que este valor é o máximo admissível para a largura efetiva a ser utilizada nos cálculos, mas elimina a verificação do cisalhamento na chapa de topo.

No tópico relativo às ligações com chapa de topo ("end plate moment connections"), o AISC (1986), a única modificação relevante refere-se às expressões 3.49 e 3.51, respectivamente relativas à determinação da área mínima necessária para uma fila de parafusos tracionados e à determinação da espessura da chapa de topo.

Para a área mínima por parafuso, utiliza-se

$$a_t = \frac{F_t}{2n\phi f_{pt}} \quad \text{III.49a}$$

onde ϕf_{pt} = tensão limite de cálculo à tração nos parafusos, enquanto, para a espessura da chapa de topo deve-se utilizar

$$t_{ch} = \sqrt{\frac{4M_d}{b_{ch}(0,9)f_{y,ch}}} \quad \text{III.51a}$$

onde $f_{y,ch}$ = limite de escoamento da chapa de topo

3.3.4 – Modelo do Eurocode-3 (1993)

O Anexo J do EUROCODE-3 (1993) estabelece os métodos de dimensionamento para ligações viga-coluna resistentes a momento fletor, com elementos constituídos por perfis laminados ou soldados com dimensões similares e solicitadas por carregamento predominantemente estático, entre as quais as ligações viga-coluna com chapa de topo, denominadas "bolted connections with extended end-plates".

Como será detalhadamente analisado mais adiante, o modelo de dimensionamento adotado engloba a verificação de todas as solicitações nos elementos envolvidos na ligação, tais como, tração nos parafusos, nas

almas da viga e do pilar e nas soldas da chapa de topo com a mesa tracionada e com a alma da viga; flexão da chapa de topo e do flange do pilar; cisalhamento no painel de alma do pilar; compressão na mesa da viga e na solda da chapa de topo com a mesa comprimida da viga; enrugamento e flambagem da alma do pilar; cisalhamento nos parafusos e na solda da alma da viga com a chapa de topo e ainda a pressão de contato dos parafusos com o flange do pilar e a chapa de topo.

As ligações, como já mencionado no capítulo 2, são classificadas quanto à rigidez (ligações flexíveis, rígidas e semi-rígidas) e quanto à resistência (flexíveis, parcialmente resistentes e completamente resistentes ao momento fletor).

Para as ligações parcialmente resistentes, a transferência do momento fletor entre os elementos conectados é limitada pela resistência de cálculo ao momento fletor do nó, enquanto para as ligações completamente resistentes ao momento fletor, o limite é definido pela resistência de cálculo dos elementos conectados.

A referência citada estabelece as condições para a modelação dos nós (simples, contínuos e semi-contínuos) que implicam na consideração ou não dos efeitos do comportamento dos nós sobre o comportamento global da estrutura, relacionando a classificação e a modelação dos nós de acordo com o tipo de análise (elástica, rígida-plástica ou elasto-plástica) utilizada.

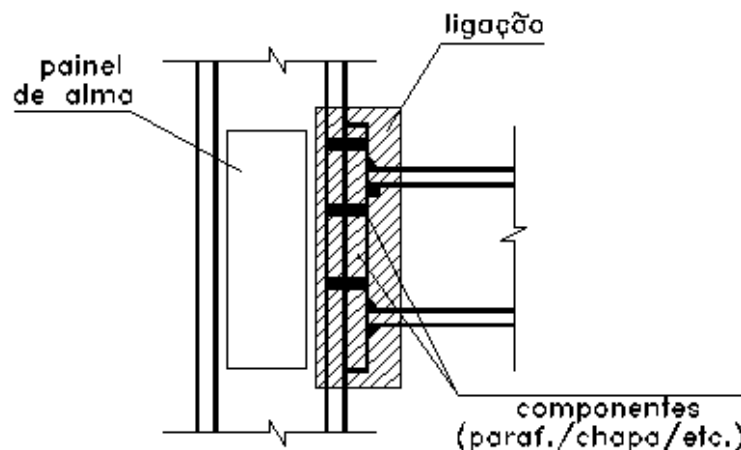
Para o estabelecimento do método de dimensionamento, o Anexo J do EUROCODE-3 (1993) estabelece as seguintes definições, ilustradas na figura 3.19:

- i) componentes básicos de um nó \Rightarrow parte específica de um nó que desempenha contribuição relevante em uma ou mais das propriedades estruturais do nó;
- ii) ligação (“connection”) \Rightarrow região da interligação de dois elementos estruturais;
- iii) nó (“joint”) \Rightarrow conjunto dos elementos básicos que possibilitam a interligação dos elementos estruturais, de modo que os esforços internos possam ser transferidos entre esses elementos;

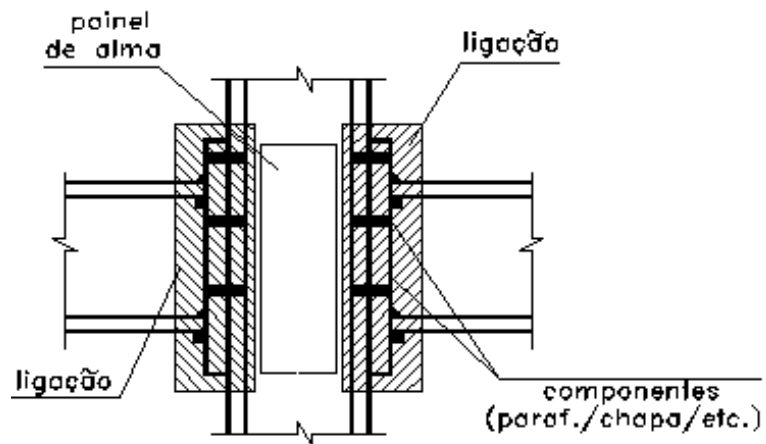
- iv) propriedades estruturais de um nó \Rightarrow resistência aos esforços internos, rigidez rotacional e capacidade de rotação de um nó.

A filosofia de dimensionamento das ligações com chapa de topo adotada pelo Anexo J do EUROCODE-3 (1993) é baseada em várias pesquisas desenvolvidas na Europa, cujos resultados foram objeto de um período de utilização prática na Holanda, consistindo na consideração de uma distribuição das forças de tração entre os parafusos, figura 3.20(c) – a figura 3.20(b) indica a distribuição adotada na Inglaterra -, abandonando-se a abordagem tradicional que admite a distribuição triangular indicada na figura 3.20(a).

A transmissão do momento fletor é considerada como sendo feita através de um binário tração/compressão cujo braço de alavanca (z) é determinado, para ligações com chapa de topo, pela distância entre o plano médio da espessura da mesa comprimida e o ponto médio da distância entre as duas linhas de parafusos mais afastadas na região tracionada (figura 3.21).

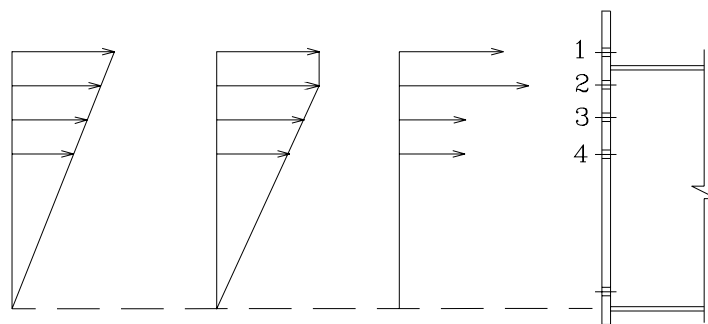


(a) pilar com uma ligação



(b) pilar com duas ligações

Figura 3.19 – Configuração de uma ligação viga-coluna com chapa de topo



(a) Triangular (b) Modificada (c) Modificada
Inglaterra Eurocode-3

Figura 3.20 – Distribuição das forças de tração

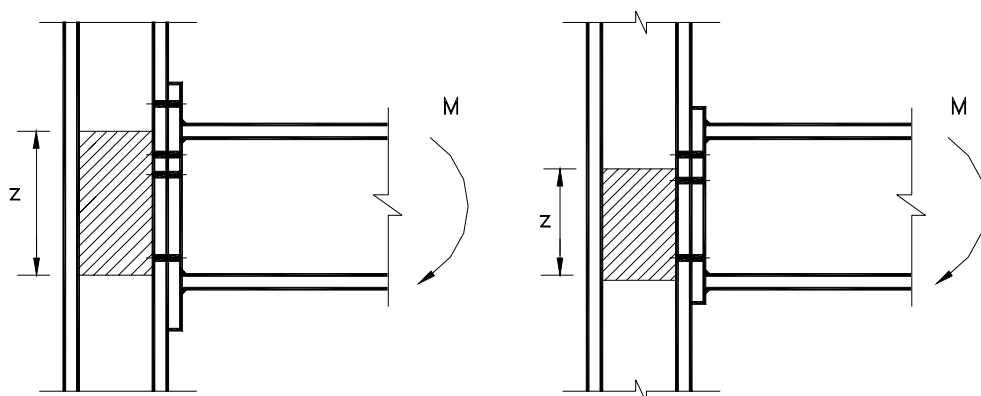


Figura 3.21 – Braço de alavanca do binário tração/compressão

O método considera que o esforço de tração admissível em qualquer linha de parafusos é função de sua capacidade resistente e não somente de seu específico braço de alavanca, resultando em maior solicitação nas linhas de parafusos localizados nas proximidades de regiões enrijecidas tais como a mesa da viga ou enrijecedores.

Os elementos componentes da ligação, entendida como a região de interligação entre os elementos conectados, são levados em consideração na distribuição da força de tração entre as linhas de parafusos, de modo que a distribuição final corresponda à capacidade máxima do elemento menos resistente, transferindo-se o esforço de tração excedente em uma linha de parafusos para a linha adjacente que apresentar reserva de capacidade resistente.

De acordo com BROWN et al. (1996), uma distribuição plástica da força de tração somente pode ser admitida se a linha de parafusos extrema da região tracionada apresenta ductilidade compatível, estabelecendo-se um limite superior para prevenir o colapso prematuro dos parafusos desta linha, dado pela relação entre a espessura do flange do pilar (ou da chapa de topo) e a resistência do parafuso.

A modificação na distribuição da força de tração nos parafusos é feita, portanto, quando esse limite é excedido, buscando-se garantir que os valores estabelecidos pela distribuição triangular, internamente às mesas da viga, não sejam ultrapassados.

A figura 3.22 compara as distribuições plásticas (original e modificada) com a distribuição triangular da força de tração entre as linhas de parafusos.

O princípio básico do método de dimensionamento adotado pelo Anexo J do EUROCODE-3 (1993) é a consideração de que o nó é composto por uma série de componentes básicos, sendo necessárias 15 (quinze) verificações de resistência, em função dos esforços que solicitam tais elementos, como listado na tabela 3.1, correspondente à figura 3.23.

Inicialmente, para cada lado da ligação (flange do pilar e chapa de topo) e para cada linha de parafusos, determina-se a resistência disponível à tração, considerando-se a tração nos parafusos, a flexão da chapa de topo

e do flange do pilar e a tração na alma do pilar e na alma da viga, obtendo-se uma distribuição plástica de forças, como representado na figura 3.22, com os menores valores calculados para a capacidade resistente de cada linha de parafusos considerada.

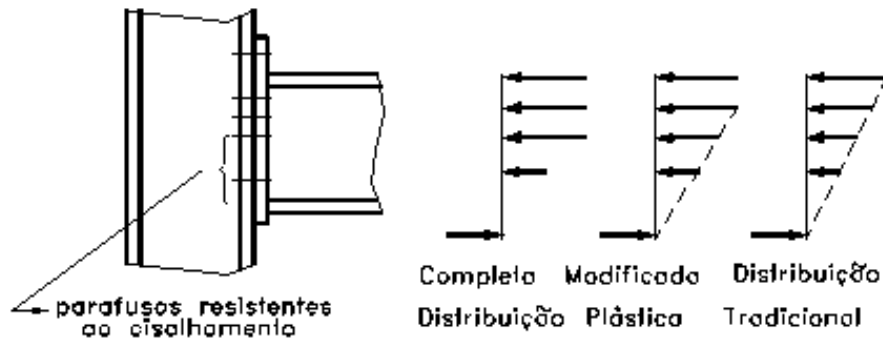


Figura 3.22 – Distribuições plástica e triangular da força de tração entre as linhas de parafusos¹

A cada estágio de verificação, todos os parafusos situados entre a linha em questão e a mesa comprimida da viga são ignorados, calculando-se a resistência da linha mais afastada do centro de compressão como se somente ela existisse.

¹ As figuras 3.22 a 3.29 foram reproduzidas da referência CI/BSCA com a permissão do Diretor do Steel Construction Institute, Silwood Park, Ascot, England SL5 7QN.

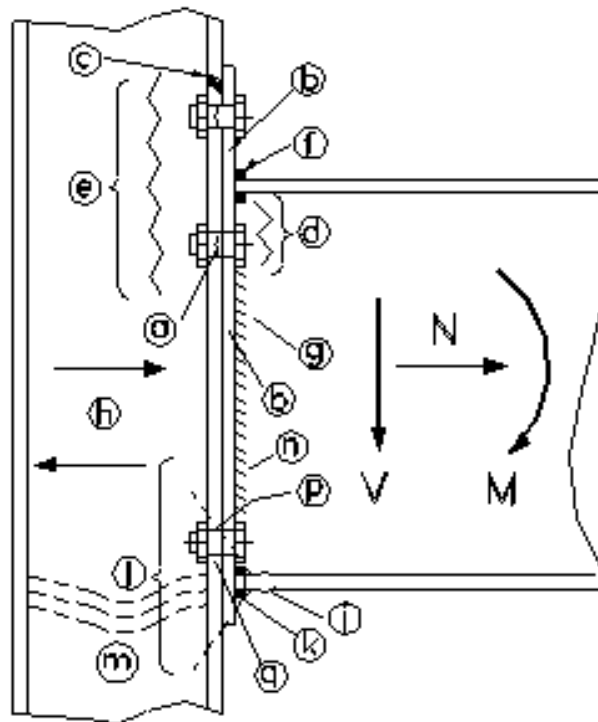


Figura 3.23 – Regiões para verificações de resistência em uma ligação com chapa de topo

As linhas subsequentes são verificadas tanto isoladamente quanto como parte de um grupo, em combinação com as linhas anteriormente analisadas, obtendo-se para a resistência da segunda linha o menor valor obtido considerando-se a sua capacidade resistente quando ela atua isoladamente e a capacidade das linhas 1 e 2, atuando como um grupo, menos a capacidade resistente já calculada para a ação isolada da primeira linha.

A figura 3.24 ilustra o processo de determinação da capacidade resistente das linhas de parafusos, considerando-se a tração nos parafusos.

Um enrijecedor tracionado (ou a mesa da viga) atua como um divisor entre as linhas de parafusos, em termos de atuação conjunta, de modo que nenhuma linha abaixo dele deve ser considerada em combinação com qualquer linha situada acima do enrijecedor, para o correspondente lado da ligação.

Tabela 3.1 - Verificações de resistência

Região	Referência	Verificação
Tracionada	a	Tração nos parafusos
	b	Flexão da chapa de topo
	c	Flexão do flange do pilar
	d	Tração na alma da viga
	e	Tração na alma do pilar
	f	Solda mesa/chapa de topo
	g	Solda alma/chapa de topo
Cisalhamento Horizontal	h	Cisalhamento no painel de alma do pilar
Comprimida	j	Mesa da viga
	k	Solda mesa/chapa de topo
	l	Enrugamento da alma do pilar
	m	Flambagem da alma do pilar
Cisalhamento Vertical	n	Solda alma/chapa de topo
	p	Cisalhamento nos parafusos
	q	Pressão de contato (flange ou chapa)

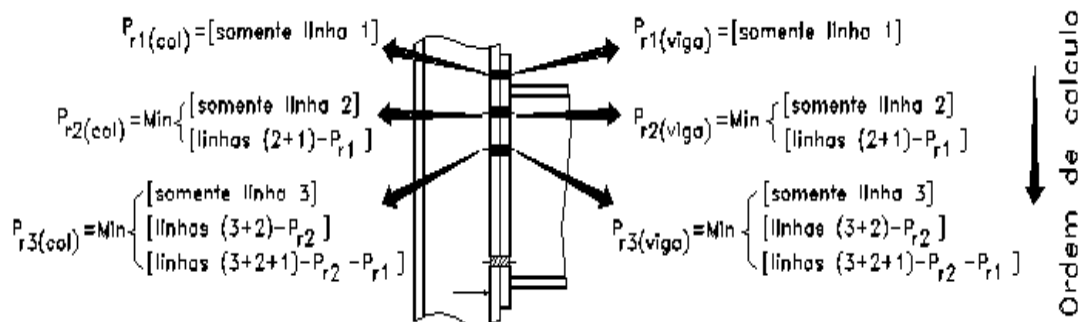


Figura 3.24 – Etapas de cálculo da distribuição de forças nos parafusos

Por exemplo, para a ligação mostrada na figura 3.24, as linhas 1 e 2 não são consideradas atuando em conjunto no lado da ligação correspondente à viga (são divididas pela mesa da viga), mas são

consideradas como um grupo para o lado da ligação correspondente ao pilar.

BROWN et al. (1996) consideram que tal procedimento produz dois efeitos:

- (i) a prioridade é dada para a linha mais externa de parafusos, considerada como a mais estrategicamente localizada para resistir ao momento fletor;
- (ii) devido à distribuição plástica das forças, a resistência excedente em uma determinada linha de parafusos pode ser transferida para uma outra linha, desde que ela possa ser igualada do outro lado da ligação (flange do pilar ou chapa de topo).

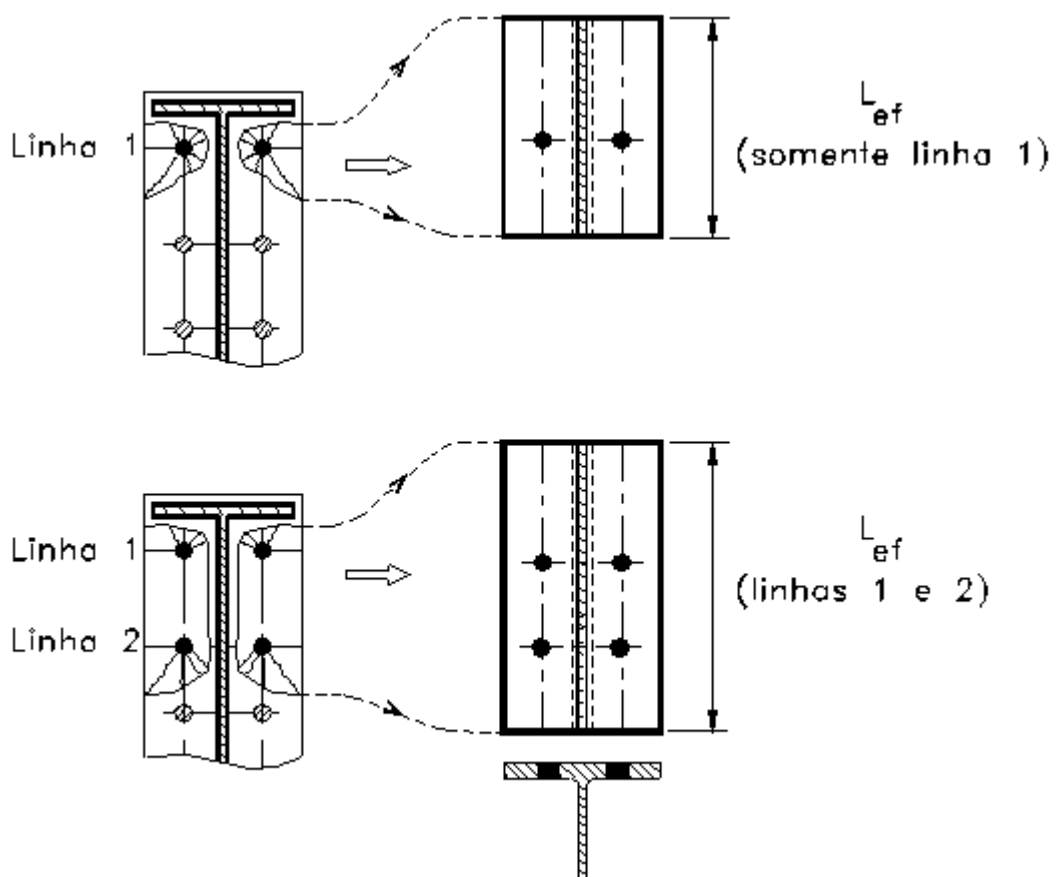


Figura 3.25 – Perfis “T” equivalentes

Para a verificação da flexão da chapa de topo e do flange da coluna, o Anexo J do EUROCODE-3 (1993) substitui a complexa configuração de

charneiras plásticas que ocorrem em torno dos parafusos por perfis “T” equivalentes (“equivalent T-stubs”), como mostrado na figura 3.25, verificando-se a resistência do perfil “T” equivalente para os três possíveis modos de falha ilustrados na figura 3.26.

A capacidade resistente à flexão do flange do pilar ou da chapa de topo é calculada em função da força de tração atuante em uma linha ou grupo de linhas de parafusos, adotada como o menor valor obtido quando são empregadas as expressões 3.53 a 3.55, correspondentes aos diferentes tipos de colapso da ligação.

i) Modo 1 \Rightarrow escoamento total do flange ou da chapa de topo

$$P_r = \frac{4M_p}{m} \quad \text{III.53}$$

ii) Modo 2 \Rightarrow colapso do parafuso com escoamento do flange ou da chapa de topo

$$P_r = \frac{2M_p + n \sum P_t'}{m+n} \quad \text{III.54}$$

iii) Modo 3 \Rightarrow colapso do parafuso

$$P_r = \sum P_t' \quad \text{III.55}$$

onde M_p = momento de plastificação total do perfil “T” equivalente, representando o flange do pilar ou a chapa de topo

$$= L_{ef} t^2 f_y / 4$$

L_{ef} = comprimento efetivo da linha de escoamento no perfil “T” equivalente, apresentado em forma de tabelas, de acordo com a posição das linhas ou grupos de linhas de parafusos e da presença ou não de enrijecedores ou da mesa da viga

t = espessura do flange do pilar ou da chapa de topo

f_y = limite de escoamento do flange do pilar ou da chapa de topo

P_r = capacidade resistente da linha ou grupo de linhas de parafusos

P'_t = limite superior de resistência do parafuso quando o efeito de alavanca é considerado

$\sum P'_t$ = somatório dos limites superiores de resistência de todos os parafusos de um grupo

m = distância do centro do parafuso à face da alma do pilar ou da viga, menos 80% do raio flange/alma (pilar) ou da dimensão da solda alma/chapa de topo (viga)

n = distância efetiva do centro do parafuso à borda do flange do pilar ou da chapa de topo, no máximo igual a 1,25 m

Para a trecho da chapa de topo situada além da mesa tracionada, são necessárias as dimensões m_x e n_x apresentadas na figura 3.27, sendo

m_x = distância do centro do parafuso à face da mesa da viga, menos 80% da dimensão da solda chapa de topo/mesa da viga

e_x = distância do centro do parafuso à extremidade da chapa de topo

n_x = menor valor entre e_x e 1,25 m_x

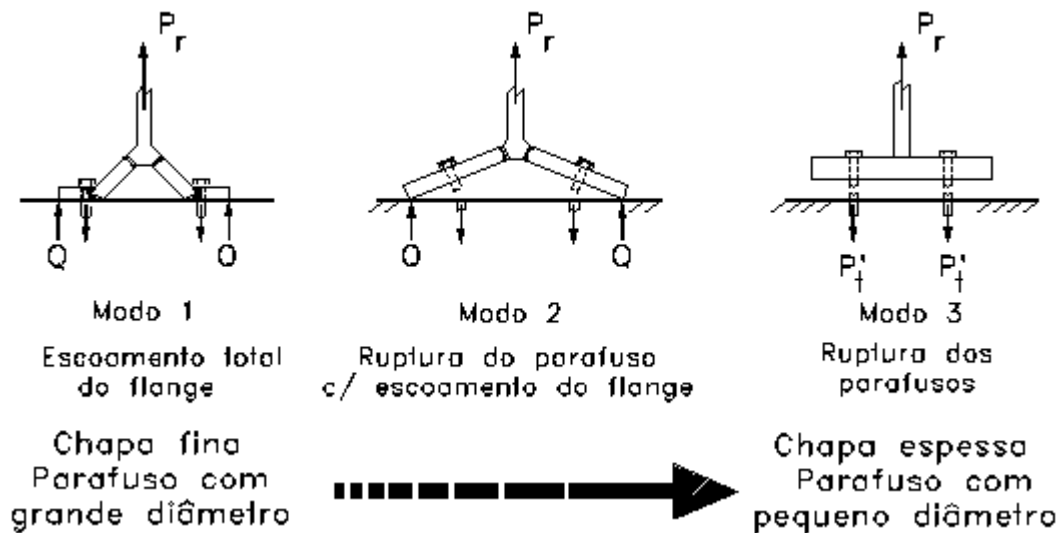


Figura 3.26 – Flexão do flange do pilar (ou da chapa de topo) e resistência dos parafusos

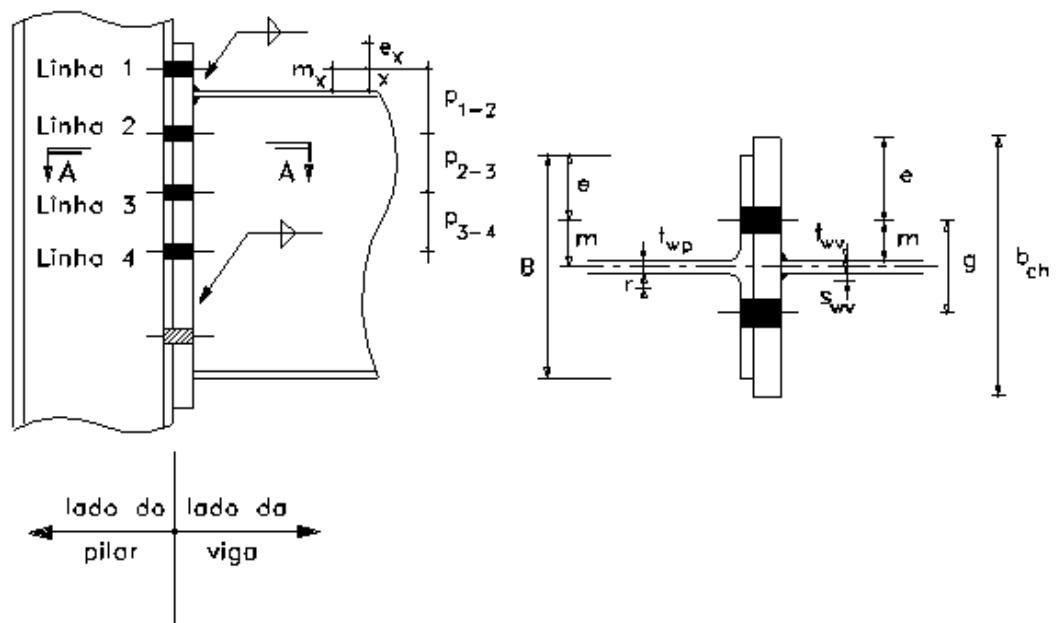


Figura 3.27 – Geometria da ligação

A verificação da tração também é feita, separadamente, para a alma da viga e da coluna, obtendo-se a capacidade resistente de uma linha ou grupo de linhas de parafusos através da expressão

$$P_r = L_t t_w f_y \quad \text{III.56}$$

onde L_t = comprimento efetivo da alma (da viga ou do pilar) à tração, admitindo-se um espraçamento máximo de 60° dos parafusos em relação ao plano médio da alma

t_w = espessura da alma da viga (t_{wv}) ou do pilar (t_{wp})

f_y = limite de escoamento da alma da viga ($f_{y,wv}$) ou do pilar ($f_{y,wp}$)

A figura 3.28 ilustra o procedimento de verificação da tração na alma da viga ou do pilar

Obtida a distribuição plástica das forças entre as linhas de parafusos, levando em consideração a solicitação de tração nos parafusos e na alma da viga e do pilar, é necessário efetuar uma verificação da validade desta distribuição em relação à distribuição triangular.

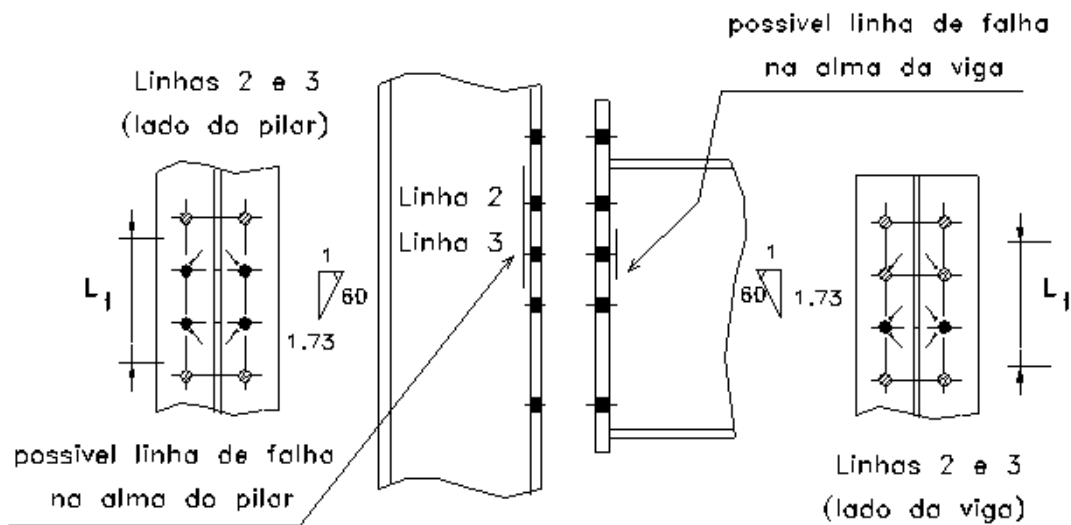


Figura 3.28 – Verificações típicas para tração na alma

Esta verificação deve ser feita uma vez que é necessário que ocorra alguma deformação para que as linhas de parafusos próximas à mesa tracionada (localizadas internamente às mesas da viga ou internamente aos enrijecedores do pilar) possam desenvolver a sua capacidade resistente total.

Em outras palavras, caso a ligação tenha pequena capacidade de deformação, como é o caso de ligações com parafusos de pequeno diâmetro e chapa de topo relativamente espessa, existe o risco de que o colapso dos parafusos das linhas externas ocorra antes que a capacidade resistente das linhas mais internas seja plenamente alcançada.

A distribuição plástica, portanto, deve ser modificada, exceto se forem satisfeitas as seguintes condições:

- i) no lado da viga

$$t_{ch} < \frac{d_p}{1,9} \sqrt{\frac{f_{up}}{f_{y,ch}}} \quad \text{III.57}$$

- ii) no lado do pilar

$$t_{fp} < \frac{d_p}{1,9} \sqrt{\frac{f_{up}}{f_{y,fp}}} \quad \text{III.58}$$

onde t_{ch} = espessura da chapa de topo

t_{fp} = espessura do flange do pilar

d_p = diâmetro do parafuso

f_{up} = resistência última à tração do parafuso

$f_{y,ch}$ = limite de escoamento da chapa de topo

$f_{y,fp}$ = limite de escoamento do flange do pilar

Se as condições expressas pelas equações 3.57 e 3.58 não forem satisfeitas, a força de tração em qualquer linha de parafusos interna às mesas da viga ou aos enrijecedores do pilar deve ser limitada ao valor correspondente ao limite proporcionado pela distribuição triangular (elástica).

A verificação da compressão na coluna é feita em termos de:

- i) esmagamento da alma da coluna, considerando-se um espraçamento de 45° da força transmitida pela mesa comprimida, através da espessura da chapa de topo e de 1:2,5 através do flange do pilar e do raio de concordância flange/alma do pilar;
- ii) flambagem da alma da coluna, considerando-se espraçamento de 45° da força de compressão transmitida pela mesa da viga, até o eixo do pilar.

A força de compressão transmitida pela mesa da viga, calculada através do somatório das forças transmitidas pelas linhas de parafusos, não pode exceder sua capacidade resistente, definida pelo Anexo J do EUROCODE-3 (1993) pela expressão

$$P_c = M_{c,Rd}(H - t_{fv}) \quad \text{III.59}$$

onde $M_{c,Rd}$ = momento resistente de cálculo da seção transversal da viga, tomado como o menor valor entre $W_{ef} f_y / \gamma_{M1}$ (considerando-se a possibilidade de ocorrência de flambagem local da mesa) e $Z_x f_y / \gamma_{M0}$ (para seções classe 1, 2 ou 3)

H = altura da viga

t_{fv} = espessura da mesa da viga

W_{ef} = módulo resistente elástico efetivo da seção da viga

Z_x = módulo resistente plástico da seção da viga

f_y = limite de escoamento da viga

$\gamma_{M0,M1} = 1,1$ (coeficientes de segurança)

A propósito da consideração do centro de rotação da ligação localizado no plano médio da mesa comprimida da viga, BROWN et al. (1996) comentam que várias pesquisas recomendam que pode-se considerar que uma parcela da força de compressão seja transmitida pela alma da viga caso a mesa não tenha capacidade suficiente.

Este procedimento, entretanto, modifica o braço de alavanca das forças de tração nos parafusos e é necessário um processo iterativo para o estabelecimento do equilíbrio.

Ao autores citados concluem que, se a tensão na região comprimida da viga é limitada à tensão de escoamento, “é virtualmente impossível para qualquer ligação com chapa de topo não estendida (“flush end plate connections”) ou mesmo para muitas ligações com chapa de topo (“extended end plate connections”) atingir o valor $M_{c,Rd}$.

Uma publicação recente do Steel Construction Institute e da British Constructional Steelwork Association, SCI/BCSA (1996), substitui a expressão 3.59 pela expressão

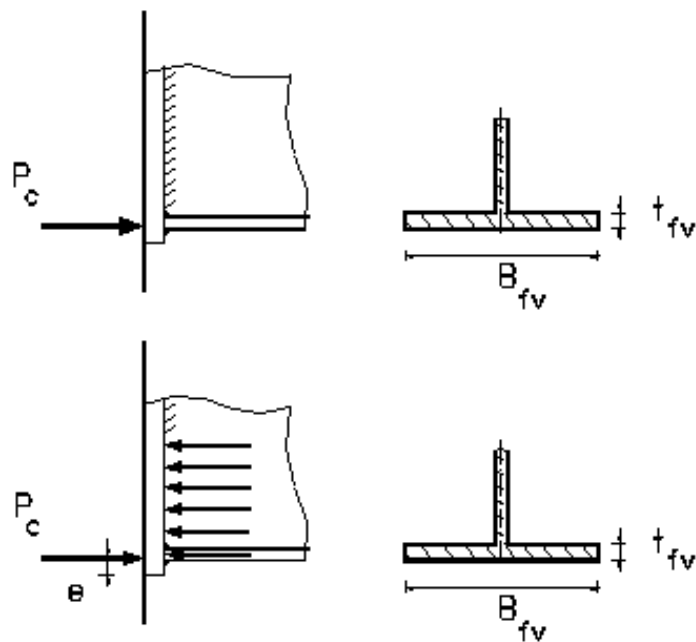
$$P_c = 1,4 f_{y,v} t_{fv} b_{fv} \quad \text{III.60}$$

onde $f_{y,v}$ = tensão limite de escoamento da viga

t_{fv} = espessura da mesa da viga

b_{fv} = largura da mesa da viga

A justificativa para o acréscimo de 40% na capacidade resistente da mesa à compressão é a ocorrência de dois efeitos localizados, resultantes do encruamento do material (“strain-hardening”) e da dispersão da força de compressão através da alma da viga, cada um dos quais, para os perfis da série UB, é da ordem de 20%.



(a) somente mesa da viga b) contribuição da alma da viga

Figura 3.29 – Transmissão da força de compressão através da mesa da viga

Para a maioria das ligações, segundo BROWN et al. (1996), esta verificação simplificada mostra que o esmagamento da mesa não é preponderante, mas esse limite pode ser excedido no caso de haver solicitação axial de compressão na viga.

Nesses casos, adota-se uma seção “T” como região comprimida, conforme representado na figura 3.29, ressaltando-se que a tensão limite na seção “T” é limitada a $1,2 f_{y,v}$ uma vez que a contribuição da alma está sendo considerada e que o centro de rotação deve ser redefinido, coincidindo com o centróide da seção “T” resistente a P_c , sendo necessário ainda recalcular-se o braço de alavanca das forças de tração nas linhas de parafusos.

A questão da transmissão da força cortante, através dos parafusos, não é especificamente mencionada no Anexo J do EUROCODE-3 (1993), havendo apenas uma referência ao corpo principal do EUROCODE-3 (1992), quanto à resistência ao cisalhamento dos parafusos.

A publicação do European Community of Steel Construction – ECSC (1997), em seu segundo volume dedicado ao dimensionamento de ligações

rígidas e semi-rígidas resistentes ao momento fletor, estabelece que a força cortante total nas ligações parafusadas com chapa de topo deve ser resistida, independentemente, tanto pelas soldas entre a chapa de topo e a viga, quanto pelos parafusos.

Uma vez que o EUROCODE-3 (1992) permite a instalação de parafusos de alta resistência sem protensão inicial, a referida publicação recomenda que, nesse caso, a capacidade resistente dos parafusos ao esforço cortante deve ser obtida pelo somatório das seguintes parcelas:

- i) capacidade resistente dos parafusos situados nas linhas de parafusos não solicitados a esforço de tração;
- ii) 30% da capacidade resistente dos parafusos situados nas linha de parafusos da região tracionada da ligação.

Como enfatizado por BROWN et al. (1996), a publicação do SCI/BCSA (1996) decidiu adotar, onde possível, os modelos de dimensionamento do EUROCODE-3 mas, preservando as verificações de resistência previstas pela BS-5950 (1990).

Em vista disso, a condição de resistência ao esforço cortante, definida pelo SCI/BCSA (1996), é que

$$V \leq n_s P_{ss} + n_t P_{ts} \quad \text{III.61}$$

onde V = esforço cortante na ligação;

n_s = número de parafusos fora da região tracionada;

n_t = número de parafusos na região tracionada;

P_{ss} = capacidade resistente ao cisalhamento, de um parafuso, tomando-se o menor dos valores calculados para cisalhamento puro no parafuso e para pressão de contato na chapa de topo e no flange do pilar;

P_{ts} = capacidade resistente ao cisalhamento, de um parafuso, tomando-se o menor entre os valores correspondentes a 40% da resistência ao cisalhamento puro no parafuso e à

resistência à pressão de contato na chapa de topo e no flange do pilar.

Na expressão 3.61, ao contrário das demais constantes neste trabalho, foi mantida a notação original, por se tratar de uma verificação extremamente específica e de aplicação restrita ao âmbito da normalização inglesa.

É importante ressaltar que o SCI/BCSA (1996) não faz referência, na aplicação da expressão 3.61, ao fato de haver ou não protensão dos parafusos e que, na prática, a única alteração em relação à recomendação do ECSC (1997) é relativa à utilização de 40% da capacidade resistente ao cisalhamento puro de um parafuso, ao invés de 30%.

Outra observação importante é que ambas as referências citadas não levam em consideração a hipótese de diferentes solicitações nas linhas de parafusos da região tracionada da ligação.

As demais verificações, referentes ao painel do pilar sob cisalhamento horizontal e às soldas (mesa e alma da viga/chapa de topo), bem como as recomendações referentes ao dimensionamento dos enrijecedores comprimidos e tracionados, de chapas de reforço nos flanges e na alma do pilar são explicadas em detalhes tanto na publicação do SCI/BCSA (1996), quanto nas publicações ECSC (1997), que incluem exemplos de dimensionamento e tabelas de ligações padronizadas.

O SCI/BCSA (1996) apresenta ainda um fluxograma para um processo simplificado de cálculo, para o qual, do lado do flange do pilar (sem enrijecedores tracionados) as duas linhas tracionadas de parafusos são consideradas como atuando em conjunto, com capacidade resistente igualmente distribuída entre essas linhas, verificando-se as demais linhas apenas quanto ao atendimento do limite proporcionado pela distribuição triangular.

3.4 – Comentários sobre os modelos de dimensionamento

Muitas pesquisas têm sido desenvolvidas e muitos trabalhos têm sido publicados, como relatado nos itens anteriores, discutindo a validade dos modelos propostos para o dimensionamento das ligações viga-coluna com chapa de topo.

O modelo “hanger-type”, baseado na analogia com as ligações que utilizam perfis “T”, desde a primeira proposição de DOUTY e McGUIRE (1965) foram substancialmente modificados, principalmente por NAIR et al. (1974), STRUIK & deBACK (1969) e por KULAK et al. (1987), bem como foram objeto de refinamentos introduzidos por AGERSKOV (1976 e 1977b), MUZEAU (1978), PACKER & MORRIS (1977), MANN & MORRIS (1979) e GRUNDY et. al. (1980).

As maiores críticas à analogia adotada para a formulação do modelo “hanger-type”, referiam-se à consideração das forças de alavanca concentradas na extremidade da chapa de topo e à não consideração de mecanismos de colapso que relacionassem a espessura da chapa de topo e o diâmetro dos parafusos, bem como a influência da alma da viga.

Estes aspectos foram parcialmente explorados nos trabalhos de ZOETMEIJER (1974) e de FIESENHEISER & DUDEK (1975), nos quais foram propostos e discutidos diferentes mecanismos de colapso baseados na formação de rótulas plásticas na ligação mesa/alma e/ou na linha de parafusos.

Uma análise global de todos os aspectos referentes ao modelo “hanger-type” levam à conclusão de que trata-se de uma hipótese extremamente conservadora, tanto em termos de exigência de grande espessura da chapa de topo, quanto em termos de superestimar as forças de alavanca (parafusos de grande diâmetro), além de não permitir a verificação da influência da flexibilidade do flange do pilar por considerar, em todas as hipóteses adotadas, que o perfil “T” (ou o conjunto chapa de topo/viga) está conectado a uma base rígida.

A não confiabilidade do modelo pode ser verificada, por exemplo, nas diferentes recomendações propostas para a estimativa da ordem de grandeza das forças de alavanca por PACKER & MORRIS (1977) e MANN &

MORRIS (1979), que recomendam majorar em 33% o esforço de tração nos parafusos, e por GRUNDY et. al. (1980), para quem esta majoração deve ser de apenas 20%.

Os modelos de HUMMER & TSCHEMMERNEGG (1988) e de QUEIROZ (1992), na realidade, são mais voltados à modelagem do comportamento estrutural de ligações viga-coluna soldadas ou com chapa de topo, simulando as flexibilidades dos elementos da ligação através de molas de deslocamento, para obter o comportamento momento-rotação global da ligação, embora QUEIROZ (1992) tenha desenvolvido um programa computacional que também dimensiona e verifica a resistência de todos os elementos envolvidos na ligação, inclusive a espessura da chapa de topo e o diâmetro dos parafusos.

Este programa computacional, porém, na questão relativa ao dimensionamento de ligações com chapa de topo, utiliza o modelo “hanger-type”, adotando as recomendações de PACKER & MORRIS (1977) e de MANN & MORRIS (1979) quanto à majoração de 30% da força de tração nos parafusos e quanto a limitações geométricas da chapa de topo.

A idéia básica do modelo, embora tentando representar mais adequadamente o comportamento momento-rotação de uma ligação através da quantificação da influência dos elementos componentes da ligação, introduz uma sofisticação incompatível com a maioria dos programas de análise estrutural, além de basear-se, de modo excessivo, em resultados obtidos diretamente de ensaios onde é muito grande a influência do tipo de perfis e da específica combinação viga/pilar/parafusos utilizada.

A este respeito, QUEIROZ (1992) já havia enfatizado que a determinação da constante da mola de introdução por via experimental, como adotado no modelo em questão, não seria viável para a utilização em ligações com perfis soldados, devido à grande variedade de dimensões possíveis da seção transversal e, podemos incluir, de possíveis combinações de perfis de vigas e pilares.

Finalmente, mas não menos importante, três observações fundamentais devem ser feitas sobre o modelo original de HUMMER &

TSCHEMMERNEGG (1988) e sobre a modificação introduzida por QUEIROZ (1992):

- i) o modelo substitui uma única mola entre a viga e o pilar por três (modelo original) ou duas molas (modelo modificado), também localizadas em pontos discretos da ligação, para representar uma região contínua da ligação, sem uma análise global do conjunto de molas, ou seja, da interferência produzida pelo comportamento de cada uma das molas no comportamento das demais;
- ii) as expressões das constantes de mola desenvolvidas por HUMMER & TSCHEMMERNEGG (1988) resultam na introdução de três novos elementos para cada conexão viga-coluna, com características de comportamento momento-rotação altamente complexas, cujo impacto em termos de esforço computacional deve ser avaliado, não só em termos de acréscimo no tempo de processamento, mas, principalmente, em termos de desenvolvimento de rotinas aplicáveis ao caso e compatíveis com os métodos de análise e programas computacionais existentes;
- iii) os valores das constantes de mola fornecidos pelo programa computacional desenvolvido por QUEIROZ (1992) dizem respeito a um determinado estado de solicitação da ligação (momento fletor, esforço normal e cortante) e, em função do caráter não-linear do comportamento momento-rotação, não podem ser aplicados na verificação do comportamento global das estruturas. A opção, indicada por QUEIROZ (1992), seria uma sequência de análises da estrutura, a primeira considerando-se que a ligação é completamente rígida e determinando-se as constantes de mola e a segunda levando-se em consideração os valores obtidos, mas introduzindo-se dois elementos correspondentes às molas do modelo.

O método de dimensionamento proposto por KRISHNAMURTHY

(1978b) tem a seu favor o endosso do AISC (1980), mas algumas observações são pertinentes, tanto com relação ao desenvolvimento do método, quanto com relação à sua aplicabilidade em termos de perfis de vigas e pilares diferentes dos perfis padrão americano.

Em termos do desenvolvimento do método, a primeira questão a ser levantada refere-se à não consideração de qualquer interação com a rigidez do pilar, ou seja, o modelo é adequado apenas para os casos em que seja possível afirmar que o flange e a alma do pilar, por suas dimensões ou através de enrijecedores, não exerçam nenhuma influência sobre o comportamento do conjunto viga/chapa de topo/parafusos.

Outro fator a ser considerado refere-se ao estabelecimento da equação 3.41, baseada na hipótese de distribuição uniforme da força de tração transmitida pela mesa da viga entre as linhas de parafusos na região tracionada e na consideração de que não há deslocamento da chapa de topo na linha de parafusos.

A sequência do desenvolvimento do modelo reconhece o grau de aproximação da citada expressão, apresentando os parâmetros C_1 , C_2 e C_3 , determinados por KRISHNAMURTHY (1975c) através de análises numéricas utilizando o método dos elementos finitos, para melhor representar a solicitação de flexão na chapa de topo.

A questão principal a ser levantada na determinação dos parâmetros C_1 , C_2 e C_3 , ou dos parâmetros C_a e C_b , estes últimos utilizados nas expressões 3.46 e II.47, diz respeito não só à precisão da análise numérica efetuada mas também à variação dos parâmetros envolvidos no problema.

Nos relatórios da extensa pesquisa desenvolvida por KRISHNAMURTHY (1973a-b, 1974a-c, 1975a-e, 1976, 1978c-e e 1979a-b) não há maiores indicações sobre o grau de sofisticação dos elementos finitos utilizados na análise numérica, mas a descrição da simulação do contato da chapa de topo com o flange da coluna deixa a impressão que o programa computacional poderia ser classificado, em termos do grau de desenvolvimento atual, como bastante “rudimentar”.

Um dos parâmetros escolhidos por KRISHNAMURTHY (1978b) para

a análise da influência foi a distância dos parafusos à mesa da viga, designada por p_f e modificada para p_e , para levar em consideração a modificação do ponto de atuação das forças nos parafusos e a dimensão da solda entre a viga e a chapa de topo (expressão 3.40).

É discutível a utilização deste parâmetro como uma variável e, conseqüentemente, pode-se questionar os resultados obtidos em função da dúvida suscitada quanto à precisão do método, considerando-se que:

- i) na prática, não faz muito sentido a variação do parâmetro p_f , sendo mais racional admitir-se uma distância dependente apenas do diâmetro do parafuso acrescida de uma folga para permitir o adequado aperto dos parafusos;
- ii) o próprio KRISHNAMURTHY (1978b) afirma que a capacidade resistente ao momento fletor da ligação é altamente sensível à variação da distância p_e ;
- iii) os resultados obtidos por GRIFFITHS e WOOTEN (1979) mostraram que para $p_f = d_p + 1/2" - w_t$, a espessura da chapa de topo difere muito pouco do valor calculado através da expressão 3.46, proposta por KRISHNAMURTHY (1978b), em relação ao obtido substituindo-se p_e por p_f na expressão 3.41, que representa o momento fletor que solicita a chapa de topo sem as modificações introduzidas através do parâmetro α_m .

Quanto à aplicabilidade do método desenvolvido por KRISHNAMURTHY (1978b) a ligações constituídas por perfis que não sejam similares aos perfis de padrão americano (série W), ela deve ser vista com grandes ressalvas devido à extrema dependência da expressão 3.46 em relação às propriedades geométricas da seção transversal das vigas.

Finalmente, assim como outros modelos de dimensionamento, o método de KRISHNAMURTHY (1978b) não faz nenhuma concessão à semi-rigidez da ligação, ou seja, o dimensionamento é feito como se a ligação fosse idealmente rígida, resistindo ao momento fletor transmitido pela viga sem apresentar rotação, o que pode levar, em algumas situações, a um

super-dimensionamento da espessura da chapa de topo.

Em relação ao modelo adotado pelo Anexo J do EUROCODE-3 (1993), a análise apresentada a seguir deve ser vista com as seguintes ressalvas:

- i) trata-se de um modelo muito recente, cujo embasamento teórico e/ou experimental foi objeto de apenas uns poucos artigos publicados, em veículos de divulgação científica de grande circulação;
- ii) a maior parte das pesquisas que resultaram no estabelecimento do método de dimensionamento foram relatadas apenas em relatórios internos de universidades e/ou institutos de pesquisa, cujo acesso não é muito fácil;
- iii) as poucas publicações que puderam ser consultadas, entre elas as já citadas SCI/BCSA (1996) e ECCS (1997), apresentam uma lista extremamente reduzida de referências bibliográficas (entre as quais alguns relatórios do tipo mencionado anteriormente) e são publicações destinadas à utilização prática do modelo de dimensionamento, preocupando-se mais com a apresentação de tabelas para ligações padronizadas do que com os fundamentos do método.

Feitas estas ressalvas, o método apresenta o mérito de basear-se no comportamento estrutural dos elementos básicos que compõem uma ligação, incluindo-se os elementos que constituem o pilar, de forma a possibilitar a avaliação de todas as possíveis influências no comportamento global da ligação.

Este grau de sofisticação, embora introduza uma série adicional de verificações, não constitui um empecilho à aplicação do método uma vez que é possível a sua automatização dos cálculos através de um programa computacional cujo fluxograma é apresentado pelo SCI/BCSA (1996).

Como resultado da análise de todos os elementos componentes da ligação, o método permite que a padronização de ligações seja feita de uma

forma ainda mais prática do que em outros casos, possibilitando que as tabelas de capacidade resistente sejam apresentadas isoladamente para os pilares e para os conjuntos chapas de topo/vigas, o que torna viável a análise de qualquer combinação entre as vigas e os pilares que compõem tais tabelas.

Um dos mais importantes pontos do modelo do EUROCODE-3 (1993) foi a adoção do conceito dos perfis “T” equivalentes para as diferentes configurações de charneiras plásticas, apresentando fórmulas que permitem o cálculo dos comprimentos efetivos desses perfis “T” equivalentes para a determinação da capacidade resistente à flexão do flange do pilar e da chapa de topo.

O conceito de comprimento efetivo é baseado no comprimento do flange de um perfil “T”, sem enrijecimento, que transmite o mesmo esforço de tração que a região do flange do pilar ou da chapa de topo correspondente, em função da possível configuração de charneiras plásticas.

É importante ressaltar que, ao contrário de outros métodos, a utilização de um perfil “T” equivalente é feita em termos de regiões do flange do pilar ou da chapa de topo, correspondentes a uma determinada linha ou grupo de linhas de parafusos, e não substituindo todo o conjunto composto pela região tracionada da chapa de topo e a mesa da viga.

A equivalência entre o perfil “T” e a região correspondente do flange do pilar ou da chapa de topo, de acordo com BROWN et al. (1996), é apenas aproximada, sem relação direta entre o comprimento real da charneira plástica e o comprimento efetivo do perfil “T”.

A referência citada destaca ainda que as fórmulas para o cálculo do comprimento efetivo são determinadas experimentalmente, mas não é feita nenhuma referência às pesquisas que levaram a tais expressões.

ZOETMEIJER e deBACK (1972), ZOETMEIJER (1974 e1990) foram alguns dos trabalhos consultados que estudaram a configuração das charneiras plásticas no flange das colunas e na chapa de topo, estabelecendo experimentalmente as fórmulas para cálculo do comprimento

efetivo dos perfis “T” equivalentes.

Provavelmente, entre outros, estes tenham sido os trabalhos básicos sobre o modelo adotado pelo EUROCODE-3 (1993).

Um outro fator de destaque no método refere-se à possibilidade de modelagem do comportamento momento-rotação do nó (entendido como o conjunto de todos os elementos componentes de uma ligação viga-coluna) através de uma única mola de flexão, facilitando a análise das estruturas através de programas computacionais convencionais.

Uma última observação deve ser feita em termos da distribuição de parafusos ao longo da chapa de topo.

O SCI/BCSA (1996) apresenta tabelas em que os parafusos são dispostos em múltiplas linhas, na região tracionada da ligação interna às mesas da viga, enquanto no ECCS (1997) as tabelas apresentam ligações com apenas duas linhas de parafusos dispostas simetricamente em relação à mesa tracionada da viga.

Como já mencionado, o Anexo J do EUROCODE-3 (1993) admite a simplificação do cálculo das forças de tração nos parafusos, considerando que ambas as linhas de parafusos são igualmente solicitadas.

A própria referência citada menciona que tal simplificação é conservativa e a comparação dos resultados deste método, através de um exemplo de dimensionamento, será apresentada no Anexo I.

3.5 – Considerações finais

A revisão bibliográfica apresentada neste capítulo demonstra a complexidade do comportamento estrutural das ligações viga-coluna com chapa de topo, bem como a diversidade de modelos desenvolvidos para representar tal comportamento.

Através dos comentários apresentados no item anterior procurou-se mostrar uma análise crítica dos modelos mais significativos envolvendo uma discussão da aplicabilidade dos mesmos e os aspectos referentes à sua aplicabilidade às ligações entre vigas e colunas constituídas por perfis

soldados de utilização bastante frequente nas estruturas metálicas construídas no Brasil.

Os próximos capítulos deste trabalho são dedicados à apresentação da metodologia utilizada nesta pesquisa e dos resultados obtidos para, em seguida, serem apresentadas as comparações – entre os resultados obtidos por intermédio das análises numérica e experimental e entre os modelos apresentados -, as conclusões e as recomendações relativas às sugestões para o prosseguimento das pesquisas.

 [Capítulo 2](#)

[Capítulo 4](#) 

Capítulo

4

METODOLOGIA DA PESQUISA**4.1 – Etapas da pesquisa**

A metodologia empregada no desenvolvimento desta pesquisa seguiu um enfoque teórico-experimental, envolvendo as etapas relativas à revisão bibliográfica, à análise numérica e experimental das ligações e à análise comparativa dos resultados obtidos.

A revisão bibliográfica, compreendendo os capítulos 2 e 3, foi realizada com o objetivo de permitir ao leitor a assimilação dos detalhes dos modelos teóricos que embasaram as pesquisas anteriores, os métodos de dimensionamento decorrentes dos modelos teóricos adotados e a comparação das hipóteses assumidas e dos resultados obtidos através desses estudos.

As etapas relativas às análises numérica e experimental, cujo desenvolvimento será abordado nos capítulos 5 e 6, envolveram ainda uma série de atividades preparatórias.

Para a realização da análise experimental procedeu-se inicialmente à seleção dos parâmetros cuja variação será objeto de observação, definindo-se, preliminarmente, a geometria dos protótipos de ensaio e calculando-se as espessuras de referência das chapas de topo e os diâmetros dos parafusos.

Foram ainda dimensionados os protótipos com ligações completamente soldadas e com cantoneiras de alma, consideradas,

respectivamente, como ligações rígidas e flexíveis para efeito de comparação do comportamento estrutural.

Após a execução dos protótipos pela Fábrica de Estruturas Metálicas – Projetos, Construções e Montagens S. A. (FEM), localizada em Volta Redonda (RJ), foram realizados ensaios de caracterização dos aços e parafusos empregados e de calibração dos parafusos instrumentados que foram utilizados em alguns dos protótipos.

Para possibilitar a análise numérica das ligações com chapa de topo através do método dos elementos finitos foram desenvolvidos pré-processadores para a geração dos arquivos de dados para o programa computacional utilizado.

Os itens a seguir apresentam uma descrição detalhada das etapas preparatórias mencionadas.

4.2 – Seleção dos parâmetros de estudo

A grande complexidade do comportamento estrutural das ligações com chapa de topo exige uma série de verificações em seu dimensionamento.

O Anexo J do EUROCODE-3 (1993) recomenda a verificação das seguintes solicitações nos componentes básicos das ligações:

- cisalhamento no painel de alma do pilar;
- tração e compressão na alma do pilar;
- compressão na alma e nas mesas das vigas;
- flexão no flange do pilar;
- tração nas mesas das vigas;
- tração, cisalhamento e pressão de contato nos parafusos.

Diversos pesquisadores têm alertado, como relatado no capítulo 3, para a importância dos mais diversos fatores no comportamento estrutural das ligações com chapa de topo, incluindo-se a espessura da chapa de topo,

o diâmetro dos parafusos, as dimensões das vigas e dos pilares, as distâncias entre parafusos e destes às mesas tracionadas das vigas e às extremidades da chapa de topo, a presença ou não de enrijecedores de alma nos pilares e, até mesmo, as dimensões das arruelas, das porcas e da cabeça dos parafusos.

Obviamente, qualquer pesquisa que tenha a pretensão de estudar a influência de todos esses fatores demandaria uma grande disponibilidade de tempo e de recursos humanos e financeiros, o que não é o caso deste trabalho.

Por esta razão, optou-se por restringir o escopo desta pesquisa a alguns parâmetros fundamentais ao comportamento estrutural das ligações, enfatizando, entretanto, a importância dos demais e esperando que trabalhos futuros possam dedicar-se à análise da sua influência.

O parâmetro básico para a seleção das vigas e pilares envolvidos nas ligações a serem analisadas foi imposto pela realidade da construção metálica no Brasil, que utiliza quase que exclusivamente perfis soldados que não são similares aos perfis de padrão americano ou europeu enfocados nas pesquisas realizadas no exterior e relacionadas na revisão bibliográfica efetuada.

A partir desta constatação, considerando-se ainda a faixa de perfis mais utilizada no país para estruturas de edifícios, optou-se por restringir a fase experimental à análise de vigas constituídas por perfis padronizados (série VS) com seções transversais medindo 250 mm e 350 mm de altura.

Para a fase de análise numérica, como será visto no item 4.7, a faixa de variação da altura da seção transversal das vigas pode estender-se por toda a gama de perfis soldados padronizados (séries VS e CVS), evidentemente levando-se em consideração o acréscimo de esforço computacional e de tempo necessário para a realização da análise.

Os outros parâmetros selecionados para a análise envolveram os seguintes aspectos:

- i) espessura da chapa de topo;

- ii) diâmetro dos parafusos;
- iii) largura e espessura das mesas das vigas;
- iv) espessura da alma das vigas.

Em relação aos parâmetros cuja influência não foi objeto de observação devem ser enfatizados os seguintes pontos:

- i) a presença ou não de enrijecedores na alma dos pilares é de fundamental importância no comportamento estrutural das ligações, como têm enfatizado diversos pesquisadores. Neste trabalho, este parâmetro não foi levado em consideração principalmente para simplificar a discretização por elementos finitos, partindo-se da hipótese de que os flanges do pilar têm capacidade para resistir aos esforços introduzidos pelas vigas ou que dispõe de enrijecedores adequadamente dimensionados para que a chapa de topo possa ser considerada como apoiada em um suporte rígido, como assumido para a análise numérica.
- ii) As distâncias mínimas entre centros de furos foram admitidas como as estabelecidas pela NBR-8800 (1986), correspondente a três vezes o diâmetro nominal dos parafusos, levando-se em consideração um acréscimo para garantir que as distâncias mínimas entre os centros dos furos e a face da alma ou mesas das vigas permitisse a utilização de equipamentos de aperto.
- iii) As distâncias dos centros dos furos às bordas da chapa de topo foram fixadas em duas vezes o diâmetro nominal dos parafusos, não sendo considerada a influência de sua variação.
- iv) Adotou-se o comprimento dos parafusos, para efeito da análise numérica, igual a duas vezes a espessura da chapa de topo.

A fixação desses valores teve por objetivo a simplificação das análises, ressaltando-se que KRISHNAMURTHY (1974c) e HUANG (1974) destacam que a distância do centro dos furos à face das mesas têm uma influência muito significativa no comportamento estrutural das ligações,

embora a distância às bordas da chapa de topo e o comprimento do parafuso, dentro dos limites práticos de utilização sejam de pequena importância.

- v) A largura da chapa de topo foi estabelecida como igual à largura da mesa das vigas desde que, em função das observações (ii) e (iii), esta dimensão não fosse inferior a sete vezes o diâmetro nominal dos parafusos (duas vezes o diâmetro para cada uma das distâncias às bordas e três vezes o diâmetro para a distância entre centros de furos).
- vi) A altura da chapa de topo foi obtida adicionando-se quatro vezes o diâmetro nominal dos parafusos à altura da seção transversal das vigas, exceto no caso do dimensionamento através do método proposto por KRISHNAMURTHY (1978b), quando adicionou-se duas vezes o diâmetro nominal do parafuso (distância do centro dos furos à borda da chapa de topo) mais a distância p_f recomendada pelo AISC (1986 E 1989).
- vii) Adotou-se apenas parafusos ASTM A325, de utilização mais frequente no Brasil.
- viii) Para o aço, adotou-se o valor nominal da tensão de escoamento para o dimensionamento dos protótipos, adotando-se também o valor médio obtido através dos ensaios de caracterização (para cada espessura de chapa) para a análise numérica.

No capítulo referente às conclusões serão apresentadas e comentadas as implicações decorrentes das simplificações e da fixação das distâncias mencionadas.

4.3 – Geometria dos protótipos de ensaio

Para a análise experimental optou-se por protótipos cruciformes, como mostrado na figura 4.1, em que duas vigas (os valores de L_v são apresentados na tabela 4.3) são ligadas a um pilar central.

Esta configuração, utilizada em muitas das pesquisas da bibliografia consultada, permite a aplicação do carregamento através de um único atuador hidráulico, posicionado sobre o pilar central, tendo-se dois apoios posicionados sob as extremidades das vigas.

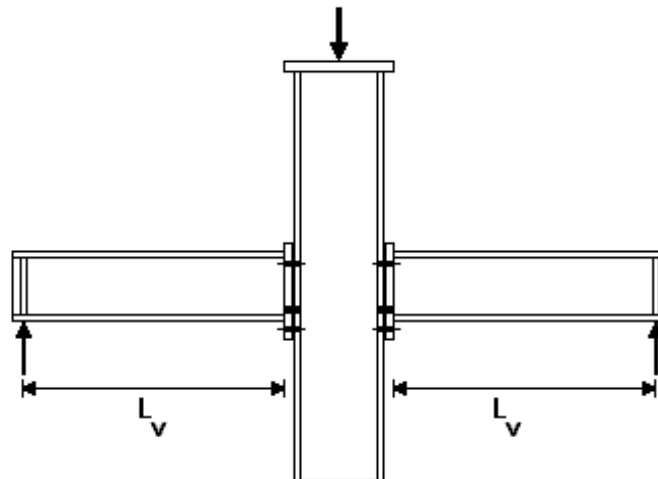


Figura 4.1 – Representação esquemática dos protótipos de ensaio

Os outros fatores considerados, ao adotar-se a mencionada configuração, dizem respeito à possibilidade de serem ensaiadas duas ligações por protótipo e ao fato de que, ao contrário da configuração em que apenas uma viga é ligada ao pilar, não é necessário um dispositivo rígido para promover o contraventamento do sistema (travamento do pilar na posição vertical).

A descrição dos demais componentes da análise experimental (pórtico de reação, aparelhos de apoio, etc.) será apresentada no capítulo 7, juntamente com a descrição da sistemática adotada para os ensaios.

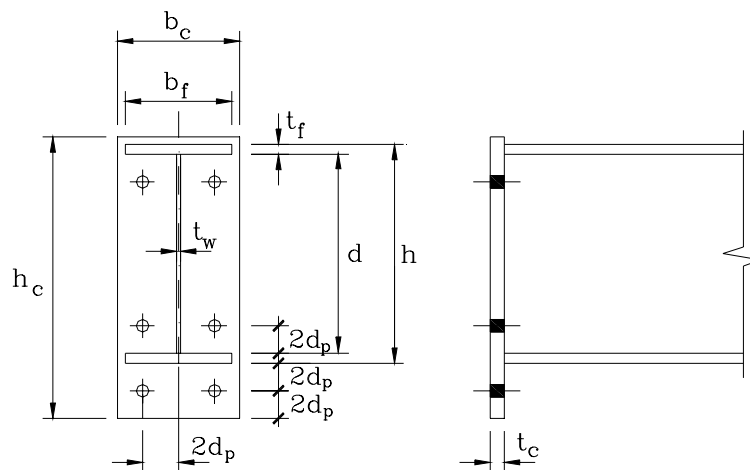


Figura 4.2 – Geometria das chapas de topo

Na figura 4.2 apresenta-se a geometria das chapas de topo, suas dimensões e o posicionamento dos parafusos.

4.4 – Dimensionamento dos protótipos de ensaio

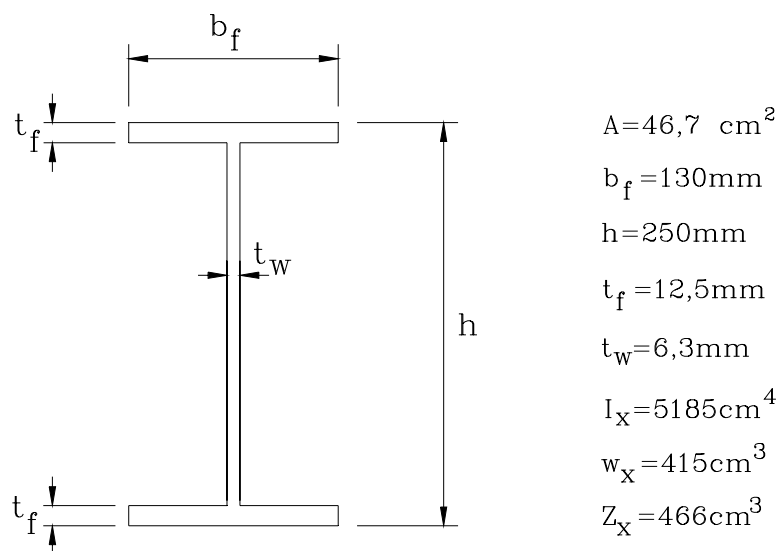


Figura 4.3 – Características geométricas da seção transversal (viga VS 250x37)

A tabela 4.1 apresenta as principais etapas do dimensionamento comparativo entre os métodos propostos pelo MANUAL BRASILEIRO (1988) e por KRISHNAMURTHY (1978b) para vigas constituídas por perfil soldado VS 250x37, cujas características geométricas são apresentadas na figura 4.3, utilizando-se parafusos ASTM A-325 e aço com $f_y = 250$ MPa.

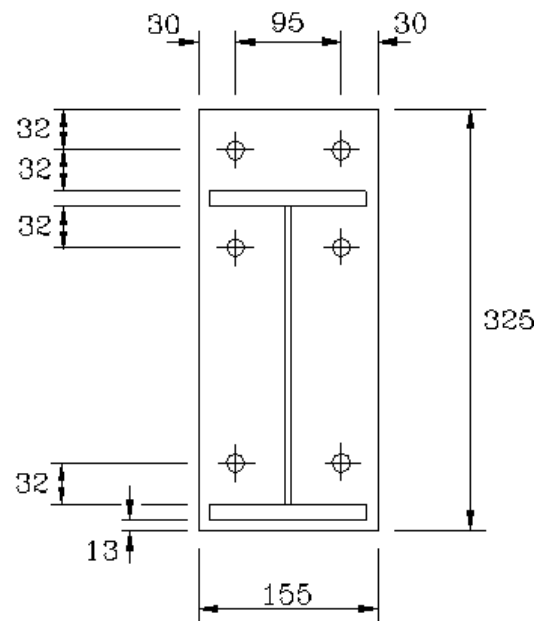


Figura 4.4 – Gabarito da chapa de topo viga (VS 250x37)

A figura 4.4 apresenta o gabarito da chapa de topo, definido a partir da estimativa inicial do diâmetro do parafuso ($d_p = 16$ mm).

Todas as etapas de dimensionamento, incluindo a ligação com vigas da série VS 350x58, são apresentadas no Anexo I.

Verifica-se que o primeiro método admite uma variação da espessura da chapa de topo, em função das forças de alavanca, ou seja, considerando-se as espessuras comerciais, para uma chapa com 31,5 mm de espessura não haveria efeito alavanca ($\alpha = 0$), enquanto para uma chapa com espessura igual a 22,4 mm ($\alpha = 1$) a força de alavanca assumiria o seu valor máximo.

Tabela 4.1 – Dimensionamento comparativo

Etapas	Manual Brasileiro (1988)	Krishnamurthy (1978b)
Força de tração na mesa da viga	$F_t = \frac{Z_x f_y}{H - t_f} = \frac{466 \times 25}{25 - 1,25} = 490,53 \text{ kN}^{(*)}$	
Estimativa inicial do diâmetro dos parafusos	$T = \frac{F_t}{4} = 122,63 \text{ kN}$ $R_{nt} = 0,75 A_p f_{up} = 122,63$ $A_p = 1,98 \text{ cm}^2$ $d_p = 16 \text{ mm}$	$A_p = \frac{490,53}{2 \times 2 \times 90 \times 0,6895}$ $A_p = 1,98 \text{ cm}^2$ $d_p = 16 \text{ mm}$
Parâmetros Auxiliares	$e_1 / 2 = 40 \text{ mm}; e_2 = 30 \text{ mm}$ $b + d_p / 2 = 40 \text{ mm}$ $p = 40 + 30 = 70 \text{ mm}$	$d_p = 1,75 \times 16 = 28 \text{ mm}$ $p_f = 2 \times 16 = 32 \text{ mm}$ $p_e = 32 - 0,25 \times 16 = 28 \text{ mm}$ $C_b = \sqrt{\frac{130}{155}} = 0,92$ $\frac{A_f}{A_w} = \frac{13 \times 1,25}{0,63 \times 22,5} = 1,15$ $p_e / d_p = 28 / 16 = 1,75$ $\alpha_m = 1,253$
Momento fletor	$M_\alpha = 1,25 \frac{pt^2}{6} f_y = \frac{pt^2}{4,8} f_y$	$M_d = \frac{1,253 \times 490,53 \times 2,8}{4}$ $M_d = 430,24 \text{ kN.cm}$
Parâmetros α e δ	$\alpha = \frac{Tb' - M_\alpha}{\delta M_\alpha}$ $\delta = \frac{p - d'}{p}$	
Espessura da Chapa de topo	$\alpha = 0$ $t_{ch} = \sqrt{\frac{4,8 Tb'}{p f_y}} = 2,84 \text{ cm}$ <hr/> $\alpha = 1$ $t_{ch} = \sqrt{\frac{4,8 Tb'}{(1 + \delta) p f_y}} = 2,15 \text{ cm}$	$t_{ch} = \sqrt{\frac{4 \times 430,24}{15,5 \times 25}} = 2,11 \text{ cm}$
^(*) A força de cálculo de tração na mesa da viga, considerando o estado limite de escoamento da seção transversal bruta é $\phi_t A_g f_y = 0,9 \times 13 \times 1,25 \times 25 = 365,63 \text{ kN}$. O valor $F_t = 490,53 \text{ kN}$ foi mantido nos cálculos apenas por motivo de comparação entre os métodos		

Na tabela 4.2 são apresentados os valores das forças de alavanca e

do diâmetro do parafuso necessário em cada um dos casos de espessura da chapa de topo, ressaltando-se que para $\alpha > 1$ considera-se que a espessura da chapa é insuficiente para resistir ao momento fletor.

Tabela 4.2 – Forças de alavanca e diâmetro dos parafusos

Espessura da chapa de topo (mm)	Força de alavanca (kN)	Diâmetro dos parafusos (mm)
31,5	-	16
25	16,61	19
22,4	27,85	19

Para o método proposto por Krishnamurthy (1978b), adotando-se $t_{ch} = 22,4$ mm as verificações adicionais apresentadas no capítulo anterior são satisfeitas e o diâmetro de 16 mm é adequado.

Além dos protótipos definidos através do dimensionamento comparativo, foram também incluídos na análise experimental, para cada série, dois outros protótipos nos quais utilizou-se:

- i) espessura de 25 mm para a chapa de topo, com parafusos de 16 mm de diâmetro (insuficiente pelo primeiro método de dimensionamento);
- ii) espessura de 19 mm para a chapa de topo (teoricamente insuficiente pois conduz a $\alpha > 1$) e parafusos com 19 mm de diâmetro.

As tabelas 4.3, 4.4 e 4.5 apresentam as principais dimensões dos protótipos utilizados na análise experimental, ressaltando-se que as ligações completamente soldadas e as com cantoneiras de alma foram tomadas como parâmetros de referência para representar o comportamento estrutural teórico das ligações rígidas e flexíveis, respectivamente.

Tabela 4.3 – Ligações com chapa de topo

Protótipos	Viga	Coluna	Chapa de topo (mm)	Diâmetro dos parafusos (mm)	Comprimento das vigas (m)		
CT1A-1	VS	CVS	31,5	16	1,500		
CT1B-1			31,5	16	1,500		
CT1A-2			25	16	1,550		
CT1B-2			25	19	1,550		
CT1A-3			25	16	1,550		
CT1B-3			250	350	25	19	1,550
CT1A-4			X	X	22,4	16	1,510
CT1B-4			37	105	22,4	19	1,510
CT1A-5					22,4	16	1,510
CT1B-5					22,4	19	1,510
CT1A-6					19	19	1,510
CT1B-6					19	19	1,510
CT2A-1	VS	CVS	37,5	22	1,495		
CT2B-1			37,5	22	1,495		
CT2C-1			37,5	22	1,495		
CT2A-2			350	350	31,5	22	1,500
CT2B-2			350	350	31,5	22	1,500
CT2A-3			X	X	31,5	25	1,500
CT2B-3			58	128	31,5	25	1,500
CT2A-4					25	22	1,505
CT2B-4					25	22	1,505
CT2A-5					25	25	1,505
CT2B-5					25	25	1,505
CT2A-6					22,4	25	1,505
CT2B-6			22,4	25	1,505		

Os pilares das ligações foram dimensionados de acordo com as prescrições da NBR-8800 (1986), utilizando-se enrijecedores com 12,5 mm de espessura nas regiões tracionada e comprimida e verificando-se ainda a flexão das mesas dos pilares, as soldas viga/chapa de topo, pilar/enrijecedor e viga/enrijecedor de apoio.

Foram utilizadas arruelas sob as porcas, consideradas como elemento que gira na montagem dos protótipos.

Tabela 4.4 – Ligações com cantoneiras

Protótipo	Viga	Coluna	Cantoneira	Parafuso	N ^o Protótipos
CA1	VS 250x37	CVS 350x105	2 ¹ / ₂ X2 ¹ / ₂ X ¹ / ₄	12,5	2
CA2	VS 350x58	CVS 350x128	2 ¹ / ₂ X2 ¹ / ₂ X ¹ / ₄	16	3

Tabela 4.5 – Ligações soldadas

Protótipo	Viga	Coluna	N ^o Protótipos
CS1	VS 250x37	CVS 350x105	2
CS2	VS 350x58	CVS 350x128	3

4.5 – Ensaio de caracterização dos aços empregados

Para a obtenção dos valores característicos dos aços empregados na confecção dos perfis soldados foram confeccionados corpos de prova, de acordo com as especificações da ASTM – American Society for Testing and Materials (1977) e da NBR-6152 (1980), retirados de amostras de chapas fornecidas pelo fabricante dos protótipos.

Os corpos de prova para as chapas com espessura de 6,3 mm, 8 mm e 12,5 mm foram confeccionados em forma de tiras - cujas dimensões são apresentadas na figura 4.5(a) – e foram submetidos a ensaios de tração em um equipamento da marca INSTRON.

Através de um “clipe-gage” acoplado aos corpos de prova (quatro para cada espessura de chapa), o equipamento forneceu gráficos relacionando a força de tração aplicada com o alongamento do corpo de prova, tendo sido adotados os seguintes procedimentos de ensaio:

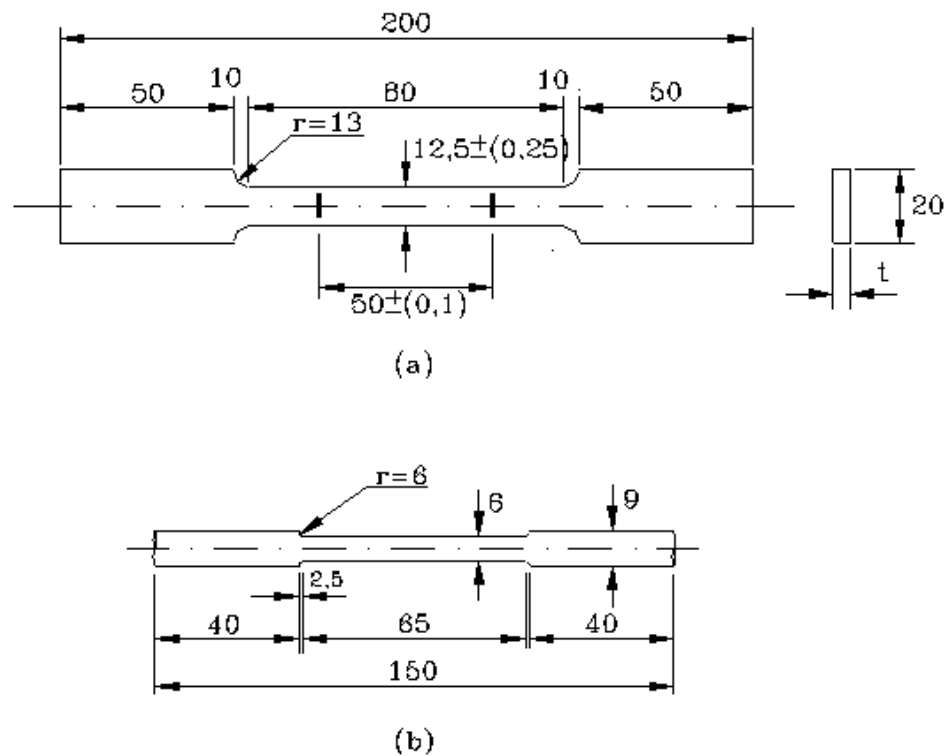


Figura 4.5 – Corpos de prova para caracterização dos aços
(a) tiras; (b) cilíndricos

- i) fundo de escala: 50 kN/cm²;
- ii) velocidade de alongamento: 2mm/minuto;
- iii) velocidade do papel: 50 mm/minuto.

Devido às limitações da metodologia utilizada, os valores do módulo de elasticidade mostraram-se muito discrepantes, principalmente por serem obtidos através de medições efetuadas sobre o gráfico fornecido pelo equipamento.

Optou-se, então, pela realização de ensaios em corpos de prova instrumentados com extensômetros elétricos de resistência, adotando-se, por razões relativas à disponibilidade de equipamento, corpos de prova cilíndricos, cujas dimensões são apresentadas na figura 4.5(b).

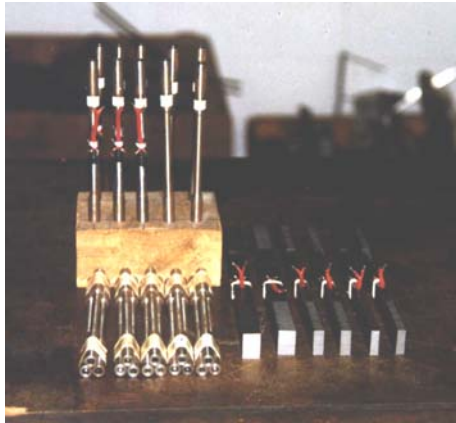


Figura 4.6 – Corpos de prova instrumentados



Figura 4.7 – Corpo de prova posicionado para ensaio



Figura 4.8 – Gráfico tração x alongamento (INSTRON)



Figura 4.9 – Medição das deformações



Figura 4.10 – Ruptura de corpo de prova cilíndrico



Figura 4.11 – Medição do alongamento na ruptura

As figuras 4.6 a 4.12 mostram detalhes da instrumentação e dos procedimentos de ensaio dos corpos de prova.

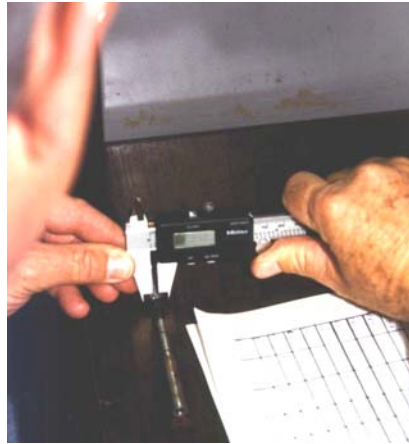


Figura 4.12 – Medição da estricção do corpo de prova

Na tabela 4.6 são mostrados os valores médios dos resultados obtidos através dos ensaios (alongamento, forças e tensões de escoamento e de ruptura e módulo de elasticidade).

Tabela 4.6 – Caracterização dos aços

Chapa (mm)	Along. (mm)	Along. (%)	P_y (kN)	P_r (kN)	f_y (MPa)	f_r (MPa)	E (kN/cm ²)
6,3	68,12	36,2	27,5	38,9	350	495	21420
8	68,38	36,8	32,2	45,6	323	457	21170
12,5	70,17	40,3	47,3	73,0	292	451	20520
16	66,88	33,8	8,4	13,6	291	470	20700
19	66,18	32,4	8,0	13,2	276	456	20560
22,4	64,61	29,2	8,4	13,5	288	461	20320
25	64,90	29,8	7,8	12,7	261	426	20090
31,5	65,90	31,8	7,6	13,2	260	451	20030

Para uma visão mais completa do comportamento tensão-

deformação dos aços empregados na confecção dos protótipos, foram realizados alguns ensaios utilizando uma máquina universal servo-controlada, da marca DARTEC, com capacidade para 100 kN, dotada de precisão de centésimo de milímetro nos deslocamentos do atuador.

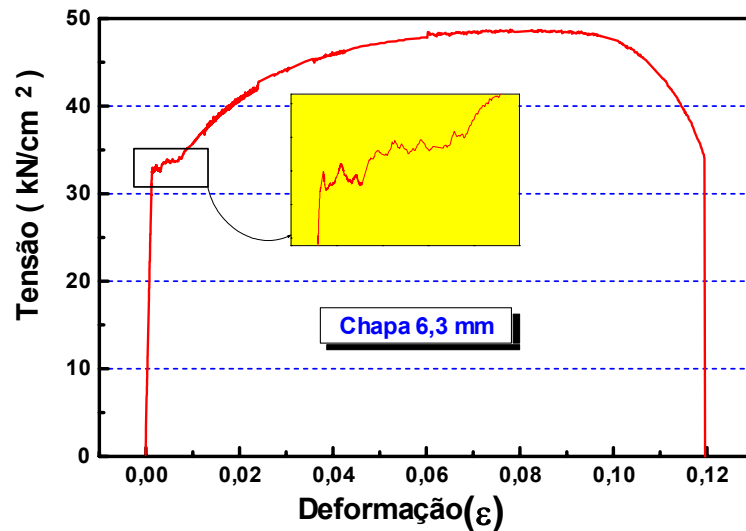


Figura 4.13 – Diagrama tensão-deformação para chapa de 6,3 mm (DARTEC)

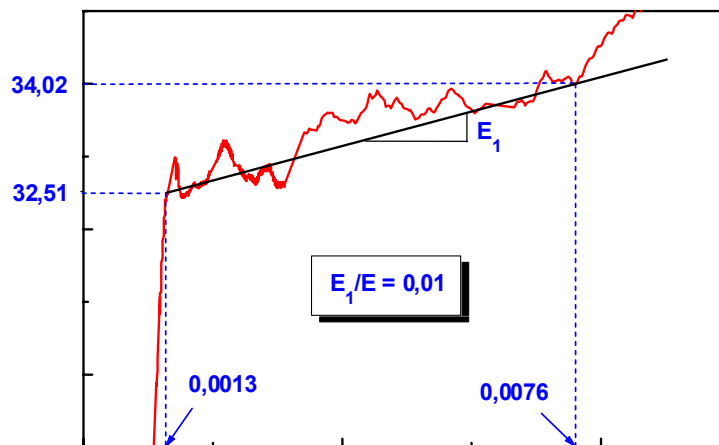


Figura 4.14 – Detalhe da região de escoamento (chapa 6,3 mm)

Com os gráficos obtidos nesta máquina, como o mostrado na figura 4.13, cujo detalhe é ampliado na figura 4.14, é possível verificar que a inclinação da curva tensão x deformação na fase de escoamento é aproximadamente igual a 1% da inclinação da curva na fase elástica.

Também a deformação específica correspondente ao escoamento pode ser obtida da figura 4.14, o que possibilita a adoção de um gráfico simplificado, composto por três trechos lineares apresentado na figura 4.15, para representar o comportamento do aço.

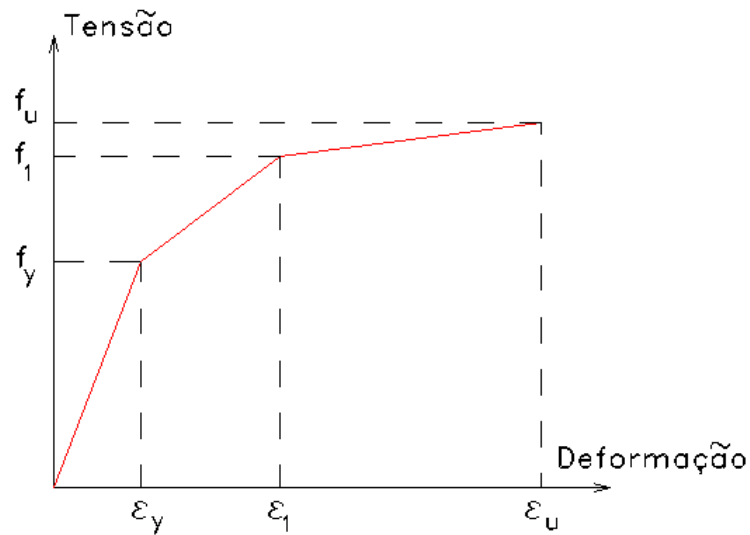


Figura 4.15 - Diagrama tensão x deformação- BAHARI & SHERBOURNE (1994 e 1996)

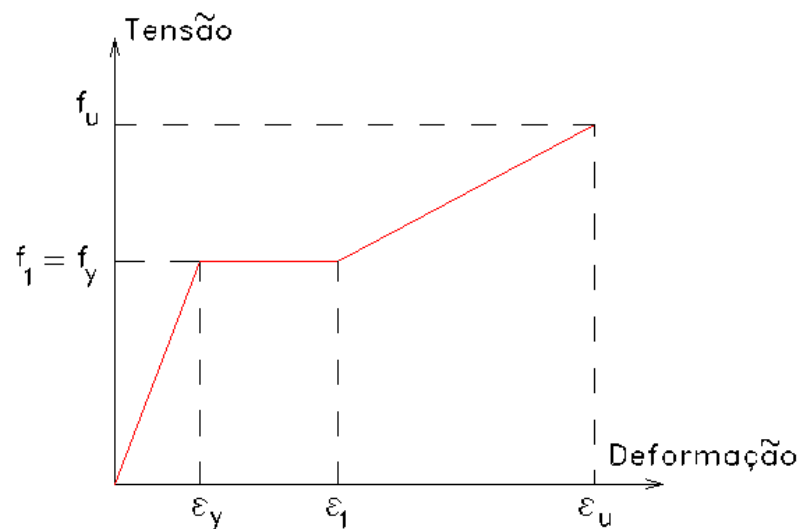


Figura 4.16 – Diagrama tensão - deformação adotado

Este procedimento foi adotado por BAHARI e SHERBOURNE (1994 e 1996), mas devido à pequena diferença entre os valores das tensões limites na fase de escoamento (figura 4.14), optou-se por considerar o comportamento do aço através do gráfico mostrado na figura 4.16, onde

admite-se que não há variação da tensão na fase de escoamento e adota-se o valor de 1,0 % para a deformação específica última.

No Anexo II são apresentados os resultados completos dos ensaios de caracterização dos aços, bem como os parâmetros de ajuste, por interpolação linear, para a obtenção dos valores do módulo de elasticidade.

4.6 – Ensaios de calibração dos parafusos instrumentados



Figura 4.17 – Instrumentação dos parafusos



Figura 4.18 – Parafuso instrumentado

Para utilização no ensaio de alguns protótipos, doze parafusos com diâmetro de 16 mm (5/8") e doze com diâmetro de 19 mm (3/4") foram instrumentados com extensômetros elétricos de resistência, dispostos longitudinalmente em relação aos parafusos e diagonalmente opostos entre si.

Os extensômetros foram ligados em paralelo, posicionando-se os seus fios através de furos executados na cabeça dos parafusos.

As figuras 4.17 e 4.18 apresentam detalhes da instrumentação dos parafusos.

Devido à presença das roscas, dispostas obliquamente em relação ao eixo dos parafusos, a aplicação da força de tração distribui-se de forma não simétrica, obtendo-se através dos extensômetros em paralelo a média da

deformação devida ao esforço aplicado.

Para a determinação da relação força de tração x deformação, foram realizados ensaios de calibração dos parafusos, obtendo-se o parâmetro B apresentado nos gráficos do Anexo II, que pode ser entendido como a “constante força-deformação” de cada parafuso na fase de comportamento elástico-linear.



Figura 4.19 – Vista geral do ensaio de calibração dos parafusos



Figura 4.20 – Detalhe do ensaio de calibração dos parafusos

Os ensaios de calibração (figuras 4.19 e 4.20) foram realizados através da aplicação de esforços de compressão sobre um dispositivo metálico que transmitia esforço de tração ao parafuso.

O carregamento foi aplicado em etapas de 10 kN, de modo a atingir esforços máximos de 90 e 100 kN, respectivamente para os parafusos com diâmetro nominal de 16 e 19 mm.

Com tais valores máximos, procurou-se trabalhar apenas na fase elástica do comportamento do material, de modo que os mesmos parafusos pudessem ser aproveitados nos ensaios dos protótipos.

Esta opção, embora pareça restritiva à primeira vista, é justificada pelo fato de que, para determinados níveis de carregamento dos protótipos

os parafusos são também submetidos a esforços de flexão, o que não permitiria a utilização do parâmetro força-deformação determinado apenas para a solicitação de tração.

Além dos gráficos com a interpolação linear para cada parafuso, o Anexo II apresenta ainda as tabelas dos resultados obtidos nos ensaios de calibração.

4.7 – Pré-processadores para a análise numérica

Devido ao grande número de modelos a serem analisados, foram desenvolvidos pré-processadores, em linguagem QuickBasic, para a geração dos arquivos de dados para o programa computacional utilizado, cujo conjunto recebeu o nome de SALCT (Sistema de Análise de Ligações com Chapa de Topo).

Este conjunto de pré-processadores é constituído por cinco módulos, descritos a seguir:

- i) Módulo 1 – Dimensiona as ligações com chapa de topo através do método utilizado pelo MANUAL BRASILEIRO de Construções Metálicas (1988) e do método proposto por KRISHNAMURTHY (1978b) e adotado pelos manuais do AISC (1986 e 1989). Para isso, a partir de um arquivo de dados contendo as propriedades geométricas das seções transversais dos perfis soldados das séries VS e CVS, este módulo executa os seguintes procedimentos:

- 1) Solicita do usuário a introdução de dados (alturas máxima e mínima das seções transversais, espessuras máxima e mínima das mesas) que permitem selecionar os perfis desejados, bem como outros dados referentes às propriedades dos materiais (limite de escoamento do aço e resistência última à tração dos parafusos). A figura 4.21 apresenta a tela inicial do programa SALCT, com as informações solicitadas do usuário, podendo-se, ao final da introdução dos mesmos, efetuar as modificações que

se fizerem necessárias.

** PROGRAMA SALCT – MÓDULO 1 **	
1 – Nome do Arquivo	=
2 – Alt. Máx. do Perfil (mm)	=
3 – Alt. Mín. do Perfil (mm)	=
4 – Esp. Máx. da Mesa (mm)	=
5 – Esp. Mín. da Mesa (mm)	=
6 – Lim. Escoam. Do Aço (MPa)	=
7 – Tipo do Parafuso (A325/A490)	=
Deseja Alterar? (S/N):	

Figura 4.21 – Tela de entrada de dados do programa SALCT

- 2) Calcula, para cada um dos perfis selecionados, o momento de plastificação total da seção transversal, as forças de tração e compressão nas mesas das vigas (considera-se que a alma transmite apenas esforço cortante) e o diâmetro necessário para os parafusos tracionados.
- 3) Para cada um dos perfis selecionados, a partir do diâmetro calculado na etapa anterior, o Módulo 1 executa os seguintes passos:
 - a) Seleciona o diâmetro comercial imediatamente superior ao diâmetro teoricamente necessário calculado anteriormente;
 - b) Calcula, pelo método adotado pelo MANUAL BRASILEIRO (1988), a espessura necessária para garantir a inexistência das forças de alavanca ($\alpha = 0$) e adota para a chapa a espessura comercial imediatamente superior à

- encontrada;
- c) Adota, sucessivamente e de forma decrescente, as espessuras comerciais de chapas, a partir da adotada no item anterior, calculando para cada uma delas as correspondentes forças de alavanca e os diâmetros necessários para os parafusos, até que a espessura adotada mostre-se insuficiente, de acordo com o parâmetro estabelecido pelo método abordado ($\alpha > 1$);
 - d) Verifica, para cada caso, as prescrições relativas à distância entre centros de furos e destes em relação às bordas e determina a largura e a altura das chapas de topo;
 - e) Cria o arquivo CHTOPO.DAT contendo a identificação do perfil soldado, suas principais características geométricas, os valores calculados para a ligação (dimensões da chapa de topo, diâmetro dos parafusos) e os valores das relações paramétricas necessárias à análise da ligação.
- 4) Para cada um dos perfis selecionados, a partir da solicitação na mesa tracionada (calculada na etapa 1), calcula a espessura da chapa de topo e o diâmetro necessário para os parafusos tracionados, através do método proposto por KRISHNAMURTHY (1978b), transferindo esses resultados para o arquivo de saída (CHTOPO.DAT).
- ii) Módulo 2 – Inicia a montagem dos arquivos de dados para o programa LUSAS, discretizando os modelos com a utilização de elementos finitos, segundo malha com geometria previamente estabelecida em função de parâmetros básicos tais como as

dimensões da chapa de topo e o diâmetro dos parafusos.

- iii) Módulo 3 – Incorpora aos arquivos de entrada de dados as coordenadas nodais da malha de elementos finitos dos modelos.

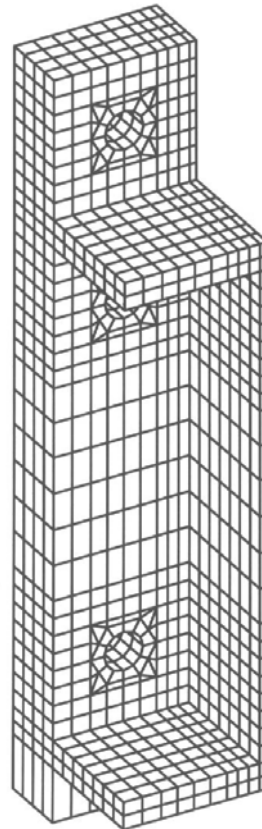


Figura 4.22 – Detalhe da malha padrão de elementos finitos

- iv) Módulo 4 – Introduz nos arquivos de entrada de dados as propriedades físicas dos materiais e dos elementos de junta (contato entre a chapa de topo e o flange do pilar, considerado como um conjunto de apoios rígidos; entre os parafusos e a parede dos furos e entre a cabeça dos parafusos e a chapa de topo, descrevendo o comportamento não-linear tensão x deformação dos materiais.
- v) Módulo V – Estabelece os dados referentes à etapa preliminar de carregamento, que consiste em aplicar aos parafusos esforços de tração correspondentes à protensão mínima; os parâmetros de controle da análise (valores de convergência e parâmetros de

rigidez para a passagem do controle de carregamento para o controle de deslocamento) e introduz os dados para as etapas de carregamento externo, subsequentes à etapa preliminar de carregamento, consistindo de forças verticais descendentes aplicadas à extremidade da viga e distribuídas, segundo duas linhas de carregamento coincidentes com as faces do enrijecedor, ao longo da largura da mesa superior.

Deve-se ressaltar que, para a obtenção de uma malha de elementos finitos com um alto grau de refinamento, é necessário um número muito elevado de pontos nodais, o que leva a um processamento muito demorado.

Por esta razão, optou-se por efetuar a simulação numérica adotando-se um modelo de viga em balanço, com vão equivalente a quatro vezes a altura da seção transversal, aproveitando-se ainda a simetria proporcionada pelo plano vertical médio da alma da viga.

No Anexo III são apresentadas as instruções para utilização do programa SALCT, cujas listagens são apresentadas, em forma de arquivos texto (.rtf), no diretório SALCT\TEXTOS do disquete que complementa este trabalho, enquanto os diretórios SALCT\QB e SALCT\EXEC contém ainda, respectivamente, os arquivos-fonte e os arquivos executáveis.

A listagem do arquivo CHTOPO.DAT, utilizado para a análise numérica das ligações, é apresentado no Anexo IV e, no Anexo V, é apresentada a estrutura dos arquivos de entrada de dados (contidos no diretório LUSAS) gerados pelo programa SALCT e utilizados na análise numérica.

Capítulo

5**ANÁLISE NUMÉRICA**

No capítulo 4 apresentou-se o programa computacional desenvolvido com a finalidade de gerar os arquivos de dados para a análise numérica dos protótipos, comentando-se alguns aspectos relativos à modelação dos protótipos e ao comportamento físico do material utilizado.

O presente capítulo será dedicado à discussão detalhada de toda a fase de análise numérica, realizada via método dos elementos finitos, englobando discretização dos protótipos, características dos elementos finitos utilizados, tipo de análise estrutural adotada e estratégia de análise, entendida como a consideração de não-linearidades, as formas de introdução dos carregamentos e os parâmetros de convergência adotados.

A análise numérica foi realizada utilizando-se o programa computacional LUSAS – London University Structural Analysis System, inicialmente em sua versão 11.3 (1996) e, na fase final da pesquisa, na versão 12 (1997), desenvolvido pela FEA (Finite Element Analysis) Ltd., da Inglaterra.

A primeira questão a ser considerada para a definição da modelação dos protótipos através do método de elementos finitos foi o tipo de análise numérica a ser adotada, em função dos resultados a serem obtidos, da finalidade da pesquisa e da natureza do problema.

Como mencionado em capítulos anteriores, a extrema complexidade do comportamento estrutural do tipo de ligação em estudo impõe, de certa forma, a necessidade de realizar-se uma análise tridimensional, embora

algumas pesquisas, como as desenvolvidas por KRISHNAMURTHY (1973a-b, 1974a, 1974c, 1975b, 1975e, 1976, 1978b, 1980c e 1983), tenham utilizado análises bi-dimensionais para o estudo do comportamento do mesmo tipo de ligação.

A adoção da análise tridimensional, entretanto, implica ainda na escolha do tipo de elemento finito a ser utilizado, uma vez que é possível levar-se em consideração o caráter tridimensional da ligação, mas utilizar-se tanto elementos planos para a modelação dos elementos da ligação, como utilizado por KRISHNAMURTHY & GRADDY (1976) e por BAHHARI & SHERBOURNE (1994 e 1996), quanto elementos finitos tridimensionais.

Para este trabalho optou-se pela adoção de elementos finitos tridimensionais, de forma a possibilitar a análise de um modelo com características mais próximas das apresentadas pelos protótipos utilizados na análise experimental, bem como permitir a obtenção de resultados ao longo da espessura dos elementos da ligação (chapa de topo e mesas das vigas) e também resultados referentes às solicitações nos parafusos (para comparação com os resultados obtidos com os parafusos instrumentados na análise experimental) e decorrentes do contato entre a cabeça dos parafusos e a chapa de topo.

Um outro aspecto analisado, antes da escolha do tipo específico de elemento finito a ser utilizado, refere-se ao tipo de análise a ser realizada (1^a. ou 2^a. ordem, elástica ou inelástica), optando-se por uma análise que leve em conta as características de não-linearidade geométrica das ligações e física dos materiais utilizados.

A partir das escolhas anteriores, optou-se pela utilização, dentre os disponíveis na biblioteca de elementos finitos do programa computacional, dos elementos HX8 e PN6, esquematicamente representados na figura 5.1, dotados de, respectivamente, oito e seis nós, com três graus de liberdade (deslocamentos) por ponto nodal.

Os elementos finitos escolhidos fazem parte de uma “família” de elementos tridimensionais isoparamétricos sólidos e contínuos, que utilizam a mesma função de forma para a interpolação tanto dos deslocamentos

quanto das coordenadas (geometria), ou seja:

$$i) \text{ deslocamentos } \Rightarrow U = \sum_{i=1}^n N_i(\xi, \eta, \zeta) U_i$$

$$ii) \text{ coordenadas } \Rightarrow X = \sum_{i=1}^n N_i(\xi, \eta, \zeta) X_i$$

onde $N_i(\xi, \eta, \zeta)$ é a função de forma para o ponto nodal “i”;

n é o número de nós do elemento;

ξ, η e ζ são coordenadas naturais (adimensionais).

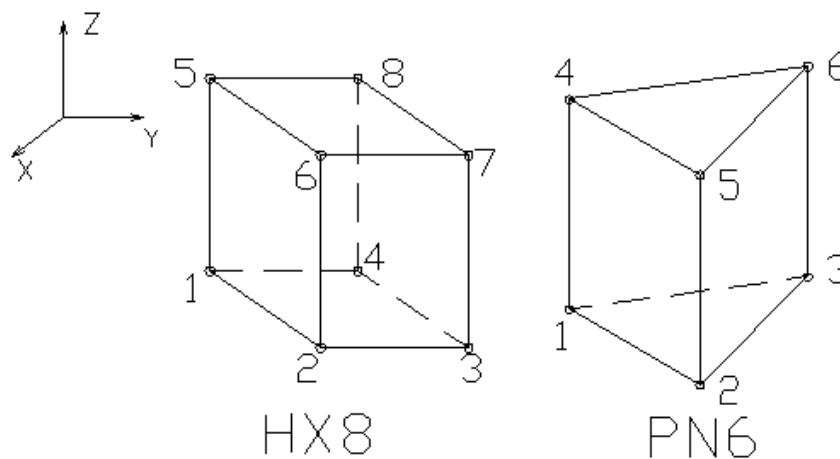


Figura 5.1 – Elementos finitos HX8 e PN6

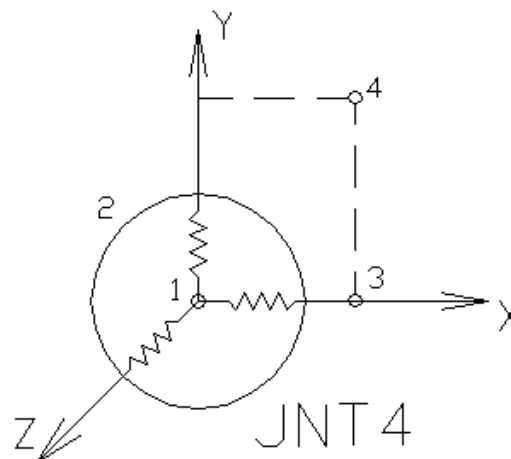


Figura 5.2 – Elemento de junta JNT4

Para o contato entre a chapa de topo e o flange do pilar, bem como o contato dos parafusos com a chapa de topo, foi escolhido o elemento de junta JNT4, esquematicamente representado na figura 5.2, dotado de quatro

nós.

O elemento JNT4 promove o contato entre dois nós de elementos finitos adjacentes, através de três molas de translação, dispostas segundo as direções locais x , y e z , utilizando os nós 3 e 4 para definir, respectivamente, a direção x local e o plano xy local.

Os dois nós em contato, considerados nós ativos, possuem três graus de liberdade (deslocamentos) e os demais nós são considerados inativos.

5.1 – Discretização da malha de elementos finitos

A idéia inicial para a análise numérica era fazer a discretização dos modelos incluindo chapa de topo, parafusos e um segmento de viga, de comprimento igual ao comprimento de uma das vigas dos protótipos utilizados na fase experimental deste trabalho.

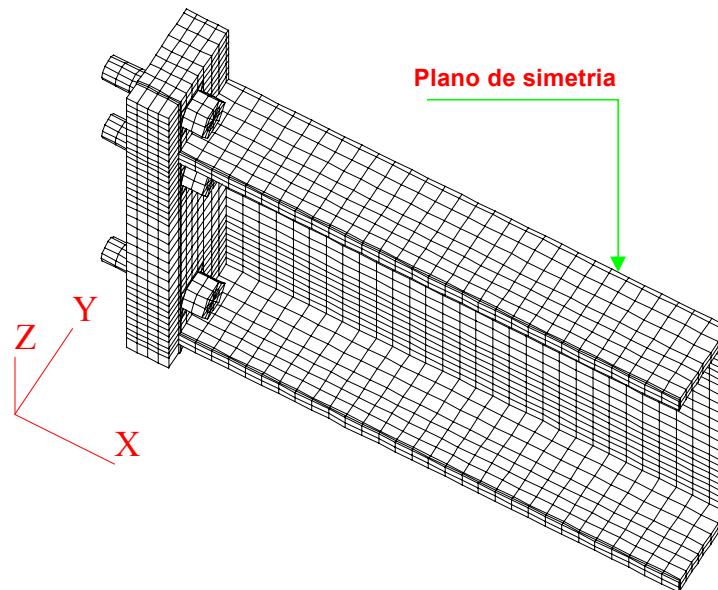


Figura 5.3 – Discretização do modelo para a análise numérica

Entretanto, por razões de ordem prática, referentes tanto ao tempo necessário para o processamento dos modelos, quanto a limitações da máxima relação entre as dimensões dos elementos finitos, optou-se por tirar proveito da simetria das vigas em relação ao plano médio da alma e utilizar apenas um segmento de viga de comprimento igual a uma vez e meia a

altura da viga ($L = 1,5 H$).

A figura 5.3 mostra uma perspectiva global do modelo discretizado, no qual a rede de elementos finitos utilizada para a chapa de topo foi adotada como padrão para todos os modelos, variando-se as dimensões dos elementos finitos em função de algumas características geométricas da ligação, tais como o diâmetro dos parafusos e a espessura da chapa de topo, das mesas e da alma das vigas.

Ao longo da espessura, a chapa de topo foi discretizada em quatro elementos, adotando-se para o contorno dos furos um dodecágono com área equivalente à área da seção transversal do parafuso.

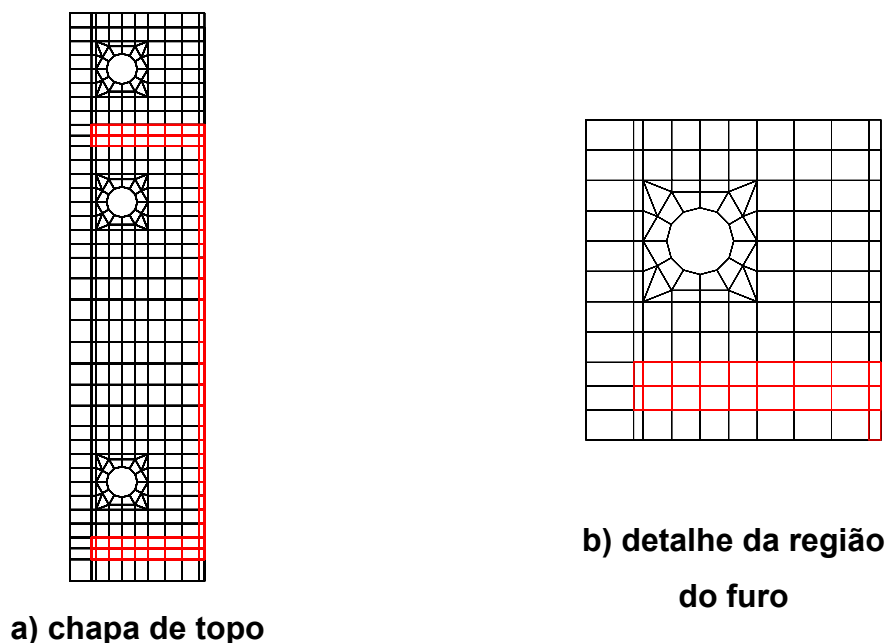


Figura 5.4 – Malhas de elementos finitos na chapa de topo

Em torno dos furos, foram utilizados elementos HX8, de geometria irregular, para reproduzir a projeção da cabeça sextavada dos parafusos, de modo a possibilitar a coincidência de pontos nodais e sua interligação através de elementos de junta.

Para dar um aspecto mais regular à rede, elementos finitos PN6 foram utilizados nas proximidades dos furos, utilizando-se, nas demais regiões da chapa de topo, elementos finitos HX8 com geometria regular, com dimensões no plano da chapa, tanto maiores quanto maior a distância às

mesas da viga.

A figura 5.4 apresenta as malhas utilizadas na chapa de topo e o detalhe das malhas utilizadas na região dos furos.

A largura da chapa de topo foi estabelecida de modo que a distância horizontal do centro dos furos à borda vertical da chapa fosse, no mínimo, igual a duas vezes o diâmetro nominal do parafuso, prevendo-se uma distância horizontal entre o centro dos furos e a face da alma da viga suficiente para o aperto dos parafusos com a utilização de uma chave de boca.

Quando a largura assim determinada é inferior à largura da mesa da viga, adota-se a mesma largura da mesa para a chapa.

Nos casos em que a largura da chapa, determinada como acima mencionado, excede a largura da mesa da viga, a largura da chapa de topo é tomada como a largura da mesa da viga acrescida de duas vezes a espessura da mesa, verificando-se o atendimento da distância mínima do centro dos furos à borda vertical da chapa.

Para as mesas da viga nos modelos, adotou-se dois elementos finitos ao longo da espessura e com a mesma dimensão ao longo do comprimento da viga (direção X mostrada na figura 5.3).

Devido à pequena espessura da alma das vigas, ainda mais em função da utilização do plano médio da alma como plano de simetria para os modelos, somente um elemento HX8 foi utilizado na espessura da alma.

As tabelas 5.1 e 5.2 apresentam, respectivamente, a quantidade e identificação dos pontos nodais e dos elementos finitos utilizados nos modelos submetidos à análise numérica, apresentando-se entre parênteses a numeração relativa aos modelos em que a chapa de topo e a mesa da viga têm a mesma largura.

Tabela 5.1 – Identificação dos pontos nodais

Identificação	Localização
1, 7, 13, ... 2737 (1, 7, 13, ... 2509)	Elementos de junta na chapa de topo

2 a 2742 ^(*) (2 a 2514) ^(*)	Chapa de topo
2743 a 3642 (2515 a 3414)	Mesa superior da viga
3643 a 5022 (3415 a 4794)	Alma da viga
5023 a 5922 (4795 a 5694)	Mesa inferior da viga
5923 a 6420 (5695 a 6192)	Parafusos
6421 a 6877 (6193 a 6611)	Pontos nodais extras para elementos de junta na chapa de topo
(*) Exceto pontos nodais dos elementos de junta	

Tabela 5.2 – Identificação dos elementos finitos

Tipo	Identificação	Localização
JNT4	1 a 457 (1 a 419)	Elementos de junta na chapa de topo
HX8	458 a 1937 (420 a 1751)	Chapa de topo
PN6	1938 a 2129 (1752 a 1943)	
HX8	2130 a 2669 (1944 a 2483)	Mesa superior da viga
	2670 a 3389 (2484 a 3203)	Alma da viga
	3390 a 3929 (3204 a 3743)	Mesa inferior da viga
PN6	3930 a 4037 (3744 a 3851)	Parafusos
	4062 a 4169 (3876 a 3983)	
	4194 a 4301 (4008 a 4115)	
HX8	4038 a 4061 (3852 a 3875)	
	4170 a 4193 (3984 a 4007)	
	4302 a 4325 (4116 a 4139)	
JNT4	4326 a 4577 (4140 a 4391)	Elementos de junta nos parafusos

Nos parafusos foram utilizados elementos PN6, adotando-se para os parafusos um comprimento igual a duas vezes a espessura da chapa de topo e para a espessura da cabeça sextavada dos parafusos uma dimensão igual ao diâmetro dos parafusos.

A discretização dos parafusos é mostrada na figura 5.5, incluindo os elementos HX8 utilizados para a modelação da cabeça sextavada.

Os pontos nodais dos elementos finitos do fuste do parafuso foram conectados, através de elementos JNT4, com os correspondentes pontos nodais da parede dos furos da chapa de topo.

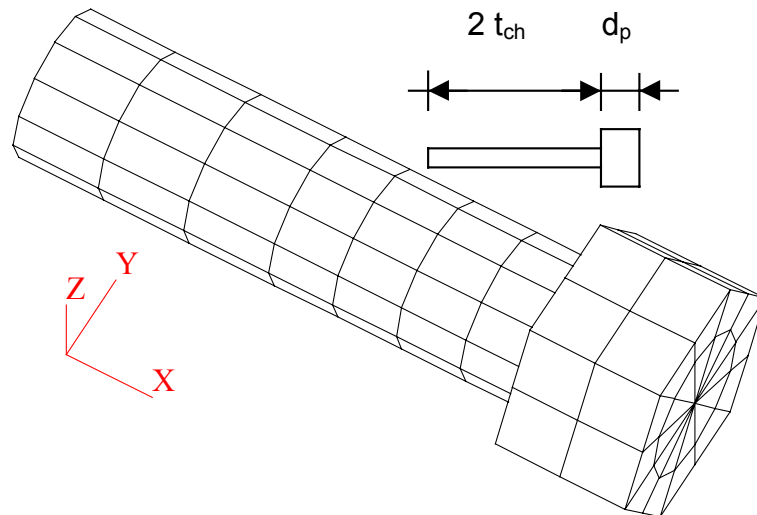


Figura 5.5 – Malha de elementos finitos nos parafusos

5.2 – Condições de contorno dos modelos

Para simular o contato da chapa de topo foram adotados pontos nodais coincidentes com os pontos nodais dos elementos situados na face da chapa de topo que estaria em contato com o flange do pilar (não incluído na análise).

Tais pontos, ligados aos pontos nodais da chapa de topo através de elementos JNT4, tiveram seus graus de liberdade (deslocamentos nas direções X, Y e Z) completamente restringidos, simulando um apoio rígido.

A hipótese de que o flange do pilar atua como um apoio rígido é uma simplificação adotada nesta pesquisa que, se não é verdadeira, é admissível em função dos objetivos almejados e dos cuidados tomados no dimensionamento dos protótipos submetidos à análise experimental, como será explicado no capítulo 7 e demonstrado, para o âmbito deste trabalho, no capítulo 8.

Para os nós situados no plano de simetria adotado foi imposta a

condição de deslocamento nulo na direção Y (perpendicular ao plano de simetria), impondo-se a condição de deslocamento nulo na direção Z para os pontos nodais do eixo dos parafusos, no trecho situado fora da espessura da chapa de topo.

As forças aplicadas aos modelos, como será detalhado no item seguinte, são de natureza distinta, representando a sollicitação produzida pela protensão dos parafusos e a sollicitação de momento fletor na ligação.

Após a primeira fase de carregamento, correspondente às forças de protensão dos parafusos, são introduzidas duas modificações nas condições de contorno dos modelos:

- i) todos os pontos nodais da extremidade dos parafusos são restringidos quanto ao deslocamento na direção X (paralela ao eixo dos parafusos) para simular o efeito das porcas;
- ii) uma condição de contorno adicional é imposta aos pontos nodais dos elementos da extremidade livre da mesa superior da viga, de modo que esses pontos tenham o mesmo deslocamento vertical (direção Z), impedindo o empenamento da mesa na extremidade da viga.

5.3 – Sollicitações aplicadas aos modelos

Na primeira fase, o carregamento é introduzido, como mostrado na figura 5.6, através de forças aplicadas aos pontos nodais situados na extremidade dos parafusos.

A força total aplicada a cada parafuso é equivalente à força de protensão mínima recomendada pela NBR-8800 (1986).

As condições de contorno dos modelos, relatadas no item anterior para a primeira fase de carregamento, permitem que ocorra alongamento dos parafusos e compressão na chapa de topo, produzida pelo contato da cabeça dos parafusos, simulando a etapa de protensão dos parafusos.

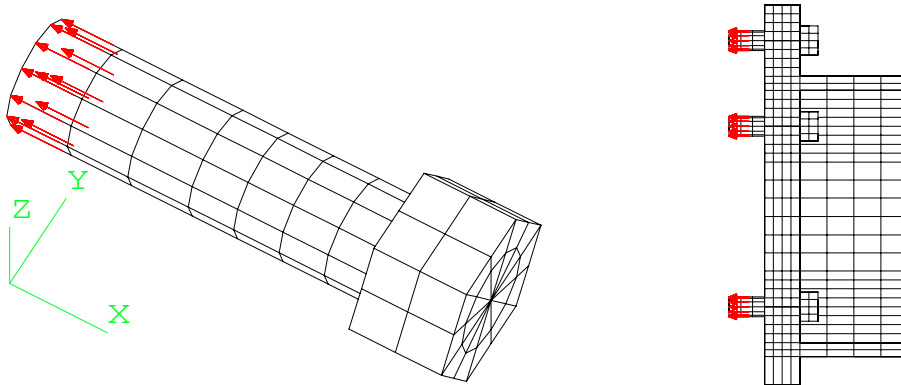


Figura 5.6 – Carregamento equivalente à protensão dos parafusos

Deve-se ressaltar que na análise numérica a protensão é aplicada simultaneamente a todos os parafusos, diferentemente do que ocorre na prática, quando o aperto é feito sequencialmente, parafuso a parafuso.

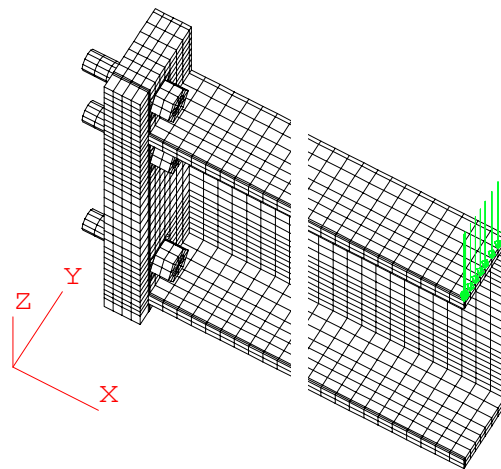


Figura 5.7 – Segunda fase de carregamento dos modelos

A segunda fase de carregamento consiste da introdução de forças verticais descendentes (figura 5.7), aplicadas aos pontos nodais dos elementos finitos situados na extremidade livre da mesa superior da viga.

A força total aplicada aos modelos é calculada como a força capaz de produzir na ligação (plano de contato da chapa de topo com a extremidade da viga) um momento fletor igual ao momento teórico de plastificação total da seção transversal da viga, acrescido de 20%.

O acréscimo no momento de plastificação foi adotado para observação do comportamento do modelo, em função das propriedades de encruamento do material.

5.4 – Características da análise

A análise numérica realizada, como já relatado, envolveu uma análise estática considerando não-linearidade física e geométrica.

Para a não-linearidade geométrica foi adotada a formulação Lagrangeana total, que utiliza o tensor de tensão de Piola-Kirchhoff de 2ª espécie e o tensor de Green-Lagrange para comparação, respectivamente, das tensões e deformações em relação à configuração de referência, estabelecida como a configuração indeformada do modelo.

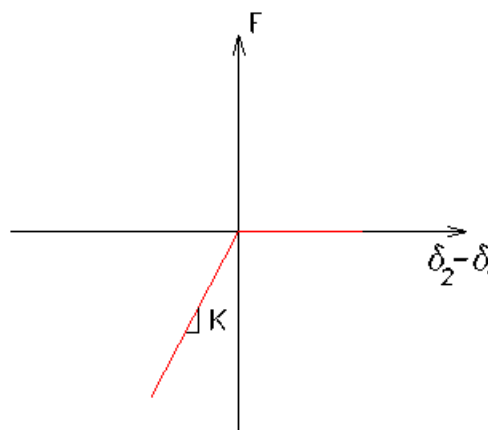


Figura 5.8 – Modelo constitutivo do elemento de junta

Para a não-linearidade física, o programa computacional utilizado permite a consideração de diferentes modelos constitutivos para os elementos finitos, tendo sido adotada a formulação de contato (“smooth contact”) para os elementos de junta.

A exigência para a simulação do contato chapa de topo/flange do pilar e entre os parafusos e a chapa de topo é que os elementos de junta sejam capazes de permitir a separação entre os pontos nodais em contato, no caso de um esforço de tração no elemento, e permitir que o esforço de compressão fosse transmitido de um elemento para outro por contato.

Para atingir este objetivo o elemento de junta utilizado apresenta o modelo constitutivo representado na figura 5.8, onde K é a constante de mola e δ_i é o deslocamento dos pontos do elemento de junta, proporcionando a transmissão de esforços de compressão entre os elementos conectados e apresentando uma resistência nula à tração entre eles.

O comportamento apresentado na figura 5.8 é adotado para a mola posicionada na direção X global (figura 5.3) para os elementos de junta entre a chapa de topo e o apoio rígido da ligação (flange do pilar) e no contato cabeça dos parafusos/chapa de topo e para as molas posicionadas nas direções Y e Z (figura 5.5) para os elementos de junta do contato do fuste dos parafusos com a chapa de topo.

Foram realizados testes de sensibilidade para o elemento de junta, adotando-se para a constante de mola o valor 10^{10} kN/mm nas direções principais de contato (compressão entre os elementos conectados) e, para evitar-se problemas de consistência numérica, adotou-se o valor 10^{-4} kN/mm para a constante de mola nas demais direções, considerado suficientemente baixo para não interferir nos resultados.

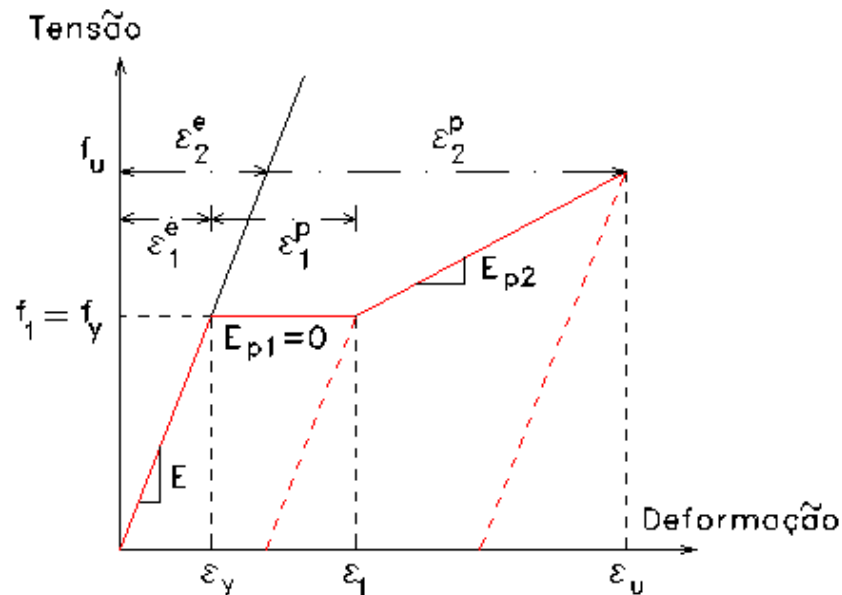
Foram feitas duas simplificações em relação aos elementos de junta, a primeira delas referente à consideração de comportamento elástico-linear para as molas na compressão e a segunda relativa à não consideração da folga existente entre o fuste dos parafusos e a chapa de topo.

A primeira simplificação justifica-se devido à consideração de apoio rígido no contato entre a chapa de topo e o flange da coluna e devido à dificuldade de estabelecer-se o valor da constante de mola para esforços de compressão (elementos de junta entre os parafusos e a chapa de topo) superiores ao limite de escoamento do material.

A segunda simplificação, embora na prática os furos sejam executados prevendo-se uma folga de montagem, foi adotada em função da pouca importância deste fator na resposta global das ligações, uma vez que o acréscimo no diâmetro dos furos, em relação ao diâmetro dos parafusos, é muito pequeno e por ser muito difícil considerar-se todas as possíveis

situações de contato que podem ocorrer na prática.

Para o material da viga e chapas de topo foi adotado o modelo elasto-plástico com critério de plastificação de Von Mises, baseado em formulação consistente, que incorpora encruamento isótropo não-linear.



**Figura 5.9 – Diagrama tensão x deformação
(vigas e chapa de topo)**

O modelo utiliza o procedimento implícito para a integração numérica (“implicit backward Euler-Von Mises yield surface model”) e é denominado “modificado” porque permite que as tensões limites de escoamento de tração e de compressão tenham valores diferentes.

Esta particularidade do modelo não era necessária para a análise, ou seja, poder-se-ia utilizar o modelo elasto-plástico padrão de Von Mises, mas a escolha do modelo foi feita em função da possibilidade de incorporação do encruamento isótropo não-linear.

A relação constitutiva elasto-plástica adotada para o material da viga e da chapa de topo, já apresentada no capítulo anterior, é introduzida na análise através do conceito do módulo elasto-plástico E_p , ou seja, através da relação entre a tensão e a deformação plástica equivalente.

Na figura 5.9 apresenta-se o gráfico da relação tensão-deformação

adotada para o material, explicitando-se as parcelas elástica e plástica das deformações em cada nível de tensão.

A variação da tensão com a deformação plástica equivalente é calculada através da expressão

$$\mathbf{C} = \frac{\mathbf{E}_p}{\left(1 - \frac{\mathbf{E}_p}{\mathbf{E}}\right)} \quad \mathbf{V.1}$$

onde

$$\mathbf{E}_{p1} = \frac{\mathbf{f}_1 - \mathbf{f}_y}{\varepsilon_1 - \varepsilon_y} \quad \mathbf{e} \quad \mathbf{E}_{p2} = \frac{\mathbf{f}_u - \mathbf{f}_1}{\varepsilon_2 - \varepsilon_1} \quad \mathbf{V.2}$$

e

$$\varepsilon_y = \frac{\mathbf{f}_y}{\mathbf{E}} \quad \varepsilon_1 = \varepsilon_1^e + \varepsilon_1^p \quad \varepsilon_2 = \varepsilon_2^e + \varepsilon_2^p \quad \mathbf{V.3}$$

As relações entre tensões e deformações plásticas equivalentes, calculadas com a expressão 5.1, são válidas até as deformações limites dadas por

$$\mathbf{L}_1 = \varepsilon_1 - \varepsilon_1^e = \varepsilon_1 - \frac{\mathbf{f}_1}{\mathbf{E}} \quad \mathbf{e} \quad \mathbf{L}_2 = \varepsilon_2 - \varepsilon_2^e = \varepsilon_2 - \frac{\mathbf{f}_2}{\mathbf{E}} \quad \mathbf{V.4}$$

A figura 5.10 mostra o gráfico da variação das tensões com as deformações plásticas equivalentes, da forma como os dados de propriedades do material são fornecidos para o LUSAS, apresentando-se, na tabela 5.3, os resultados numéricos obtidos com a utilização das equações 5.1 a 5.4, considerando-se a deformação correspondente ao término da fase de escoamento igual a quatro vezes a deformação correspondente à tensão limite de escoamento ($\varepsilon_1 = 4 \varepsilon_y$) e a deformação correspondente à tensão resistente última de tração do material igual a 1% ($\varepsilon_u = 0,01$).

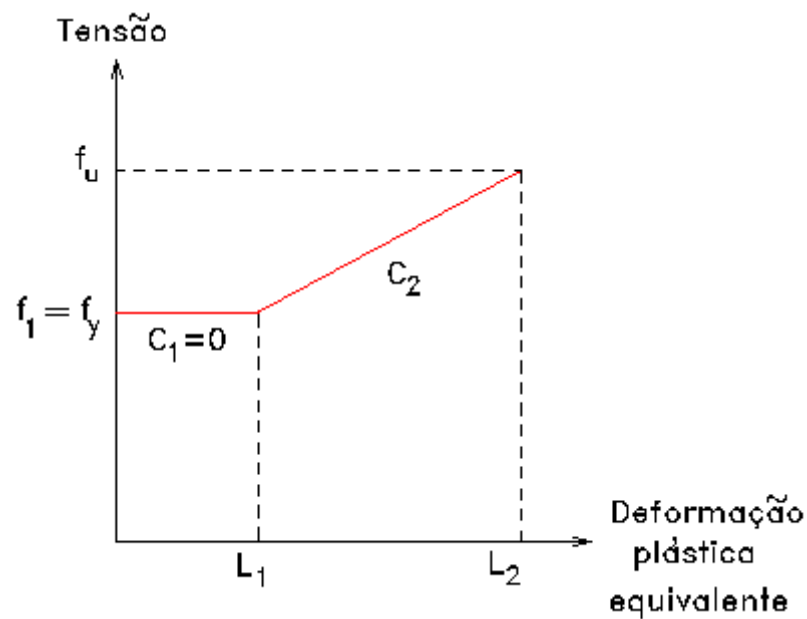


Figura 5.10 – Diagrama tensão x deformação plástica equivalente (vigas e chapa de topo)

Tabela 5.3 – Propriedades físicas do aço e dos parafusos

Viga e Chapa de Topo	E = 205 kN/mm ²		f ₁ = f _y = 0,25 kN/mm ²		f ₂ = f _u = 0,25 kN/mm ²		ε _y = 0,0012	
	ε ₁	0,0049	E _{p1}	0,00	C ₁	0,00	L ₁	0.0037
	ε ₂ = ε _U	0,01	E _{p2}	47,32	C ₂	61,52	L ₂	0.0081
Parafusos	E = 205 kN/mm ²			f _y = 0,635 kN/mm ²			ε _y = 0,0031	
	ε ₁	0,02	E _p	11,24	C ₁	11,89	L ₁	0.017

Os valores acima indicados foram adotados em função dos resultados médios obtidos nos ensaios de caracterização do material, mencionados no capítulo anterior.

Para os parafusos o procedimento é o mesmo, mas à falta de dados de caracterização do material, optou-se por considerar, como representado na figura 5.11, os valores previstos pela NBR-8800 (1986) para as tensões limite de escoamento e resistente última à tração (parafusos ASTM-A325 com diâmetro inferior ou igual a 25,4 mm), considerando-se a deformação

última igual a 2% ($\epsilon_u = 0,02$).

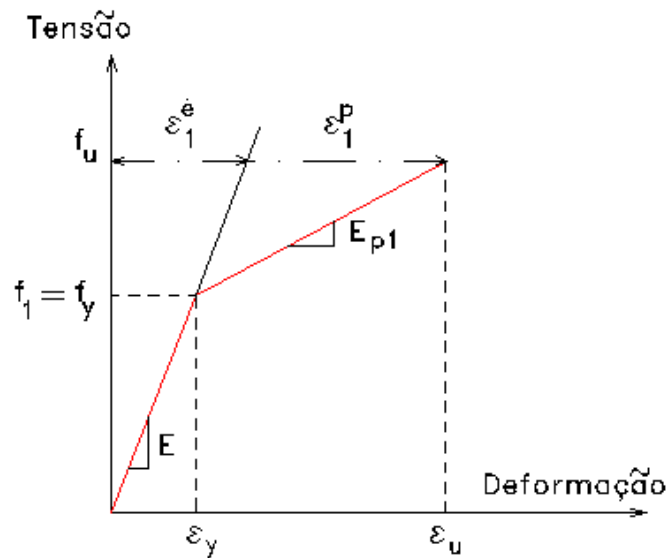


Figura 5.11 – Diagrama tensão x deformação (parafusos)

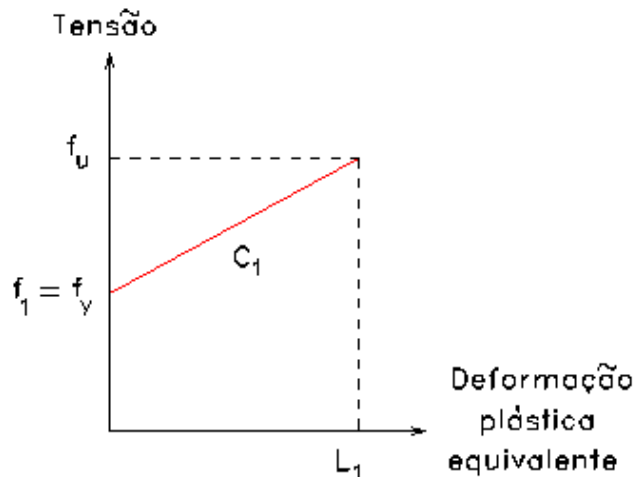


Figura 5.12 – Diagrama tensão x deformação plástica equivalente (parafusos)

Aplicando-se o mesmo procedimento para a obtenção dos valores (também apresentados na tabela 5.3) correspondentes à variação das tensões com as deformações plásticas equivalentes, obtém-se o gráfico mostrado na figura 5.12.

Para a solução do sistema de equações, o LUSAS utiliza a técnica frontal, baseada no método de eliminação de Gauss, admitindo quatro algoritmos para a otimização da largura de banda da matriz de rigidez da estrutura analisada, tendo sido utilizado o algoritmo padrão, que consiste em

minimizar a largura frontal (“frontwidth”).

O programa LUSAS executa o controle de uma análise não linear utilizando os dados fornecidos pelo usuário dentro do comando NONLINEAR CONTROL, relativos ao processo de introdução do carregamento, ao processo iterativo para a obtenção da solução e aos parâmetros de convergência.

Para a introdução das forças de protensão nos parafusos, como já mencionado, foi utilizada apenas uma etapa de carregamento, utilizando-se 10% da força externa total a ser aplicada aos modelos como primeira etapa desta fase de carregamento.

Para as fases seguintes adotou-se o processo de incrementação automática do carregamento, estabelecendo-se o fator 1,0 para o incremento em cada etapa, ou seja, em cada etapa de carregamento, subsequente à primeira, a força aplicada aos modelos é acrescida de 10% da força total calculada como mencionado no item 5.3, correspondendo a níveis constantes de carregamento a cada etapa (“constant load level”).

O programa permite a mudança do processo incremental de carregamento, possibilitando passar-se do controle de carregamento para o controle de deslocamento (“arc-length control”).

Para que esta mudança de procedimento ocorra, o programa controla o parâmetro de rigidez corrente (“current stiffness parameter”), que representa a inclinação da tangente à resposta força-deslocamento da estrutura a cada etapa de carregamento.

Este parâmetro varia de 1,0 (calculado para a primeira etapa de carregamento) a zero (quando é atingido um ponto limite) e o programa permite que seja especificado o valor deste parâmetro, a partir do qual deseja-se que a análise seja feita com o controle de deslocamento.

O programa LUSAS admite a utilização de dois métodos de controle de deslocamento, tendo sido escolhido para a análise o método proposto por Crisfield, modificado para possibilitar combinações de carregamentos proporcionais e não-proporcionais.

Para a obtenção da solução, a cada etapa de carregamento, foi

utilizado o método de Newton-Raphson, especificando-se o número máximo de iterações em cada etapa de carregamento e o número máximo de buscas lineares (“line searches”) em cada iteração.

A técnica de busca linear é empregada para melhorar a taxa de convergência, através da obtenção de um fator de multiplicação dos deslocamentos visando minimizar a energia potencial, sendo acionada quando a redução da energia potencial, em uma determinada iteração, é superior a um parâmetro de tolerância especificado pelo usuário (usualmente entre 0,4 e 0,8) ou pré-estabelecido pelo programa (0,75).

Para a verificação da convergência da solução, o LUSAS dispõe de seis critérios de convergência:

- i) norma euclidiana dos resíduos, definida pela norma das forças residuais como uma porcentagem da norma das forças externas (0,1),
- ii) norma euclidiana dos deslocamentos, definida pela norma dos deslocamentos iterativos como uma porcentagem da norma dos deslocamentos totais (1,0),
- iii) norma euclidiana dos deslocamentos incrementais, definida pela norma dos deslocamentos em uma iteração como uma porcentagem dos incrementos de deslocamentos (1,0),
- iv) norma dos trabalhos, definida pelo trabalho produzido pelas forças residuais em uma iteração como uma porcentagem do trabalho produzido pelas forças externas na iteração zero (0,001),
- v) mínimo quadrado dos resíduos (10,0E38),
- vi) valor absoluto do resíduo máximo (10,0E38).

Foram adotados os limites pré-estabelecidos pelo programa, correspondentes aos valores apresentados acima entre parênteses, recomendados como razoáveis pelo manual de teoria da versão 12 do programa LUSAS (1997), para o tipo de análise efetuada.

O objetivo de adotar-se elevados valores para os dois últimos critérios foi o de eliminar verificação da convergência por esses critérios, uma vez

que eles são dependentes das unidades utilizadas no problema, dificultando o adequado estabelecimento de valores confiáveis.

Em cada etapa de incremento do carregamento (ou de controle de deslocamento), o LUSAS estabelece um ajuste da variável envolvida (força ou deslocamento), de modo a levar em consideração o grau de não-linearidade presente no problema.

Assim, em função do número de iterações necessárias para a obtenção da convergência, para uma determinada etapa de carregamento (ou de controle de deslocamento), o incremento para a próxima etapa é reduzido ou aumentado, buscando maior eficiência do processo iterativo.

Quando o número máximo de iterações, para uma etapa de carregamento (ou de controle de deslocamento) é atingido sem que ocorra convergência, o programa estabelece uma redução do fator de incremento.

A redução do fator de incremento é de 50% e o procedimento de redução pode ser repetido até cinco vezes, mas o usuário pode alterar tanto a taxa de redução quanto o número de repetições do processo, o que não foi feito no caso da análise aqui relatada.

5.5 – Processamento dos modelos

A análise dos modelos foi efetuada em um microcomputador Pentium 200 MMX, com 64 Mb de memória RAM e dois discos rígidos de 2,5 Gb de capacidade e cada arquivo gerado pelo LUSAS, para pós-processamento através de sua interface gráfica MYSTRO, atingiu 300 Mb em média.

Tabela 5.4 – Iterações e tempo de processamento do modelo CT1-AB1 correspondente aos protótipos CT1A-1 e CT1B-1

Etapas	Pré-proces. (segundos)	Otimização (segundos)	Número do Incremento	Número de Iterações	Tempo (segundos)
Protensão	657	68	1	6 (*)	55451
Carregamento Externo	3897		2	6	55330
	2141		3	4	36475

2120		4	5 (*)	46924
2115		5	5 (*)	48846
2131		6	4	36496
2110		7	5 (*)	48662
2112		8	6 (*)	62935
2120		9	5	36600
2104		10	3	27788
2112		11	4	36537
2102		12	4	36553
2115		13	4 (*)	38549
2122		14	4	36811
2109		15	4	36886
2123		16	5 (*)	53179
2121		17	5 (*)	49256
2137		18	4	36966
2141		19	3	28094
2124		20	4	36802
Tempo total		846320 segundos		

A tabela 5.4 apresenta, para o modelo CT1-AB1, correspondente aos protótipos CT1-A1 e CT1-B1 (viga VS 250x37, pilar CVS 350x105, parafusos com 16 mm de diâmetro e chapa de topo com 31,5 mm de espessura), o número de iterações efetuadas e os tempos de processamento, por etapa de carregamento, não incluindo o tempo de geração dos arquivos de saída de resultados e, para a primeira etapa de carregamento (protensão dos parafusos), o tempo utilizado para a verificação da consistência dos dados de entrada do problema, pré-processamento e otimização

Na tabela indica-se com (*) as etapas para as quais foi utilizada a técnica de “line search” em pelo menos uma iteração e também o tempo total de processamento do modelo (9 dias, 19 horas, 5 minutos e 20 segundos).

No próximo capítulo serão apresentados os principais resultados obtidos com a análise numérica realizada e estabelecidas algumas comparações relativas, por exemplo, à influência da espessura da chapa de

topo e do diâmetro do parafuso, visando estabelecer correlações com os resultados experimentais, o que será objeto do capítulo 9.

 [Capítulo 4](#)

[Capítulo 6](#) 

Capítulo

5**ANÁLISE NUMÉRICA**

No capítulo 4 apresentou-se o programa computacional desenvolvido com a finalidade de gerar os arquivos de dados para a análise numérica dos protótipos, comentando-se alguns aspectos relativos à modelação dos protótipos e ao comportamento físico do material utilizado.

O presente capítulo será dedicado à discussão detalhada de toda a fase de análise numérica, realizada via método dos elementos finitos, englobando discretização dos protótipos, características dos elementos finitos utilizados, tipo de análise estrutural adotada e estratégia de análise, entendida como a consideração de não-linearidades, as formas de introdução dos carregamentos e os parâmetros de convergência adotados.

A análise numérica foi realizada utilizando-se o programa computacional LUSAS – London University Structural Analysis System, inicialmente em sua versão 11.3 (1996) e, na fase final da pesquisa, na versão 12 (1997), desenvolvido pela FEA (Finite Element Analysis) Ltd., da Inglaterra.

A primeira questão a ser considerada para a definição da modelação dos protótipos através do método de elementos finitos foi o tipo de análise numérica a ser adotada, em função dos resultados a serem obtidos, da finalidade da pesquisa e da natureza do problema.

Como mencionado em capítulos anteriores, a extrema complexidade do comportamento estrutural do tipo de ligação em estudo impõe, de certa forma, a necessidade de realizar-se uma análise tridimensional, embora

algumas pesquisas, como as desenvolvidas por KRISHNAMURTHY (1973a-b, 1974a, 1974c, 1975b, 1975e, 1976, 1978b, 1980c e 1983), tenham utilizado análises bi-dimensionais para o estudo do comportamento do mesmo tipo de ligação.

A adoção da análise tridimensional, entretanto, implica ainda na escolha do tipo de elemento finito a ser utilizado, uma vez que é possível levar-se em consideração o caráter tridimensional da ligação, mas utilizar-se tanto elementos planos para a modelação dos elementos da ligação, como utilizado por KRISHNAMURTHY & GRADDY (1976) e por BAHHARI & SHERBOURNE (1994 e 1996), quanto elementos finitos tridimensionais.

Para este trabalho optou-se pela adoção de elementos finitos tridimensionais, de forma a possibilitar a análise de um modelo com características mais próximas das apresentadas pelos protótipos utilizados na análise experimental, bem como permitir a obtenção de resultados ao longo da espessura dos elementos da ligação (chapa de topo e mesas das vigas) e também resultados referentes às solicitações nos parafusos (para comparação com os resultados obtidos com os parafusos instrumentados na análise experimental) e decorrentes do contato entre a cabeça dos parafusos e a chapa de topo.

Um outro aspecto analisado, antes da escolha do tipo específico de elemento finito a ser utilizado, refere-se ao tipo de análise a ser realizada (1^a. ou 2^a. ordem, elástica ou inelástica), optando-se por uma análise que leve em conta as características de não-linearidade geométrica das ligações e física dos materiais utilizados.

A partir das escolhas anteriores, optou-se pela utilização, dentre os disponíveis na biblioteca de elementos finitos do programa computacional, dos elementos HX8 e PN6, esquematicamente representados na figura 5.1, dotados de, respectivamente, oito e seis nós, com três graus de liberdade (deslocamentos) por ponto nodal.

Os elementos finitos escolhidos fazem parte de uma “família” de elementos tridimensionais isoparamétricos sólidos e contínuos, que utilizam a mesma função de forma para a interpolação tanto dos deslocamentos

quanto das coordenadas (geometria), ou seja:

$$i) \text{ deslocamentos } \Rightarrow U = \sum_{i=1}^n N_i(\xi, \eta, \zeta) U_i$$

$$ii) \text{ coordenadas } \Rightarrow X = \sum_{i=1}^n N_i(\xi, \eta, \zeta) X_i$$

onde $N_i(\xi, \eta, \zeta)$ é a função de forma para o ponto nodal "i";

n é o número de nós do elemento;

ξ, η e ζ são coordenadas naturais (adimensionais).

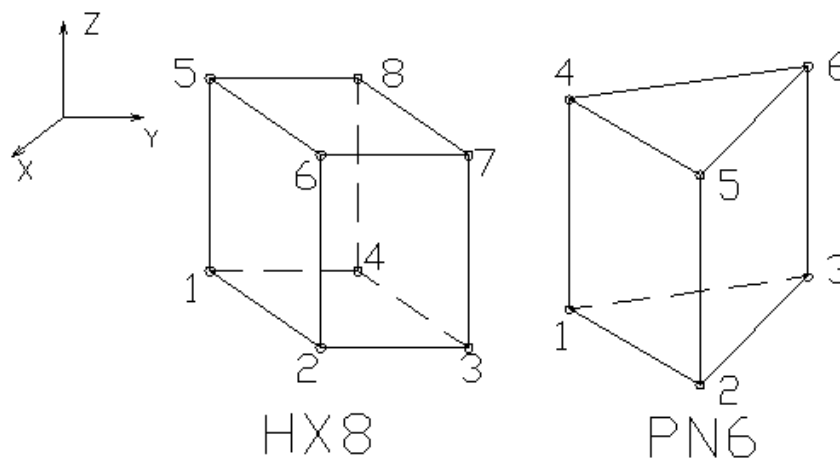


Figura 5.1 – Elementos finitos HX8 e PN6

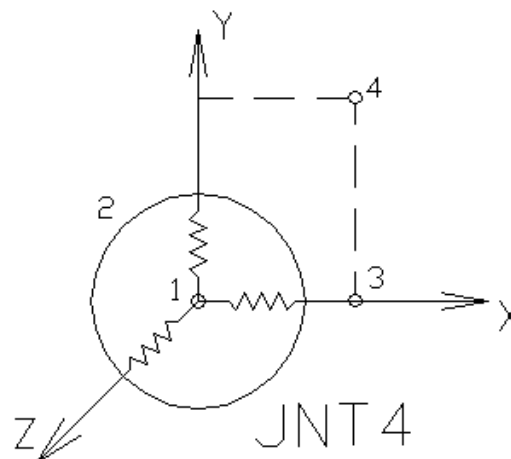


Figura 5.2 – Elemento de junta JNT4

Para o contato entre a chapa de topo e o flange do pilar, bem como o contato dos parafusos com a chapa de topo, foi escolhido o elemento de junta JNT4, esquematicamente representado na figura 5.2, dotado de quatro

nós.

O elemento JNT4 promove o contato entre dois nós de elementos finitos adjacentes, através de três molas de translação, dispostas segundo as direções locais x , y e z , utilizando os nós 3 e 4 para definir, respectivamente, a direção x local e o plano xy local.

Os dois nós em contato, considerados nós ativos, possuem três graus de liberdade (deslocamentos) e os demais nós são considerados inativos.

5.1 – Discretização da malha de elementos finitos

A idéia inicial para a análise numérica era fazer a discretização dos modelos incluindo chapa de topo, parafusos e um segmento de viga, de comprimento igual ao comprimento de uma das vigas dos protótipos utilizados na fase experimental deste trabalho.

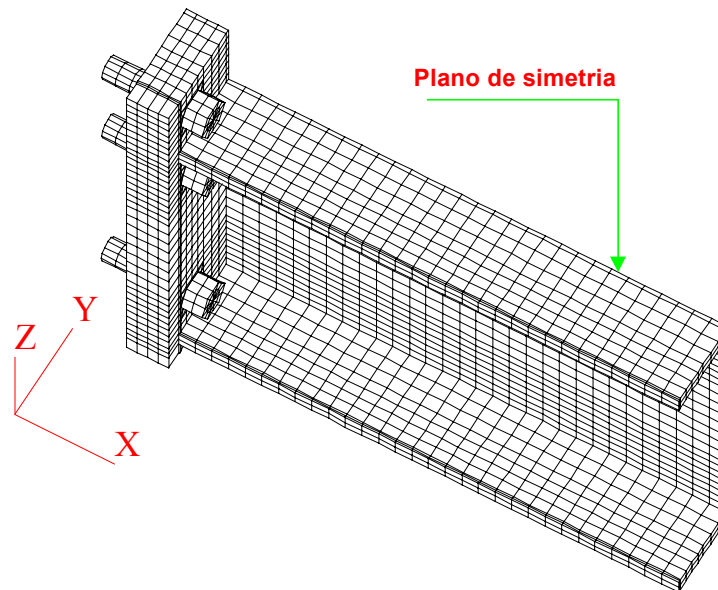


Figura 5.3 – Discretização do modelo para a análise numérica

Entretanto, por razões de ordem prática, referentes tanto ao tempo necessário para o processamento dos modelos, quanto a limitações da máxima relação entre as dimensões dos elementos finitos, optou-se por tirar proveito da simetria das vigas em relação ao plano médio da alma e utilizar apenas um segmento de viga de comprimento igual a uma vez e meia a

altura da viga ($L = 1,5 H$).

A figura 5.3 mostra uma perspectiva global do modelo discretizado, no qual a rede de elementos finitos utilizada para a chapa de topo foi adotada como padrão para todos os modelos, variando-se as dimensões dos elementos finitos em função de algumas características geométricas da ligação, tais como o diâmetro dos parafusos e a espessura da chapa de topo, das mesas e da alma das vigas.

Ao longo da espessura, a chapa de topo foi discretizada em quatro elementos, adotando-se para o contorno dos furos um dodecágono com área equivalente à área da seção transversal do parafuso.

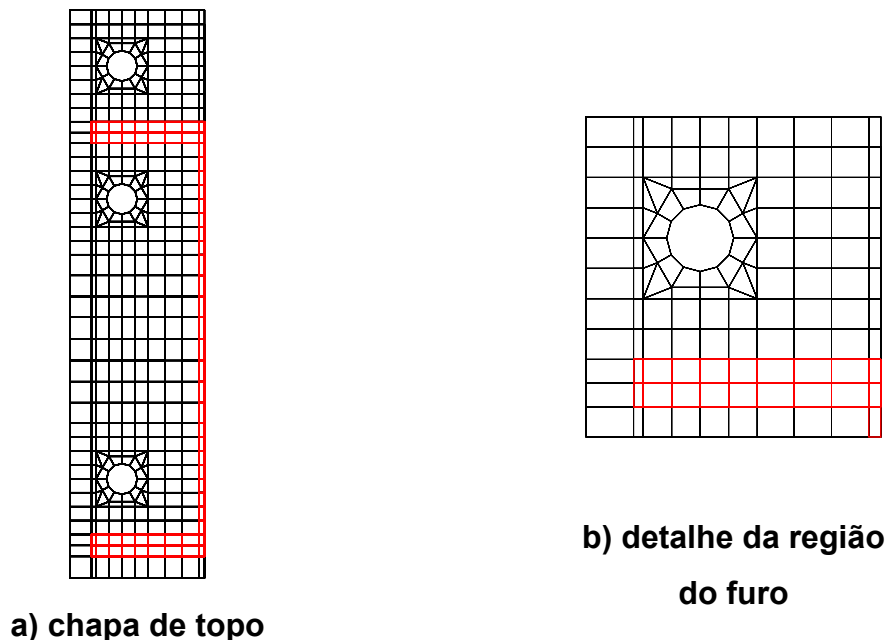


Figura 5.4 – Malhas de elementos finitos na chapa de topo

Em torno dos furos, foram utilizados elementos HX8, de geometria irregular, para reproduzir a projeção da cabeça sextavada dos parafusos, de modo a possibilitar a coincidência de pontos nodais e sua interligação através de elementos de junta.

Para dar um aspecto mais regular à rede, elementos finitos PN6 foram utilizados nas proximidades dos furos, utilizando-se, nas demais regiões da chapa de topo, elementos finitos HX8 com geometria regular, com dimensões no plano da chapa, tanto maiores quanto maior a distância às

mesas da viga.

A figura 5.4 apresenta as malhas utilizadas na chapa de topo e o detalhe das malhas utilizadas na região dos furos.

A largura da chapa de topo foi estabelecida de modo que a distância horizontal do centro dos furos à borda vertical da chapa fosse, no mínimo, igual a duas vezes o diâmetro nominal do parafuso, prevendo-se uma distância horizontal entre o centro dos furos e a face da alma da viga suficiente para o aperto dos parafusos com a utilização de uma chave de boca.

Quando a largura assim determinada é inferior à largura da mesa da viga, adota-se a mesma largura da mesa para a chapa.

Nos casos em que a largura da chapa, determinada como acima mencionado, excede a largura da mesa da viga, a largura da chapa de topo é tomada como a largura da mesa da viga acrescida de duas vezes a espessura da mesa, verificando-se o atendimento da distância mínima do centro dos furos à borda vertical da chapa.

Para as mesas da viga nos modelos, adotou-se dois elementos finitos ao longo da espessura e com a mesma dimensão ao longo do comprimento da viga (direção X mostrada na figura 5.3).

Devido à pequena espessura da alma das vigas, ainda mais em função da utilização do plano médio da alma como plano de simetria para os modelos, somente um elemento HX8 foi utilizado na espessura da alma.

As tabelas 5.1 e 5.2 apresentam, respectivamente, a quantidade e identificação dos pontos nodais e dos elementos finitos utilizados nos modelos submetidos à análise numérica, apresentando-se entre parênteses a numeração relativa aos modelos em que a chapa de topo e a mesa da viga têm a mesma largura.

Tabela 5.1 – Identificação dos pontos nodais

Identificação	Localização
1, 7, 13, ... 2737 (1, 7, 13, ... 2509)	Elementos de junta na chapa de topo

2 a 2742 ^(*) (2 a 2514) ^(*)	Chapa de topo
2743 a 3642 (2515 a 3414)	Mesa superior da viga
3643 a 5022 (3415 a 4794)	Alma da viga
5023 a 5922 (4795 a 5694)	Mesa inferior da viga
5923 a 6420 (5695 a 6192)	Parafusos
6421 a 6877 (6193 a 6611)	Pontos nodais extras para elementos de junta na chapa de topo
(*) Exceto pontos nodais dos elementos de junta	

Tabela 5.2 – Identificação dos elementos finitos

Tipo	Identificação	Localização
JNT4	1 a 457 (1 a 419)	Elementos de junta na chapa de topo
HX8	458 a 1937 (420 a 1751)	Chapa de topo
PN6	1938 a 2129 (1752 a 1943)	
HX8	2130 a 2669 (1944 a 2483)	Mesa superior da viga
	2670 a 3389 (2484 a 3203)	Alma da viga
	3390 a 3929 (3204 a 3743)	Mesa inferior da viga
PN6	3930 a 4037 (3744 a 3851)	Parafusos
	4062 a 4169 (3876 a 3983)	
	4194 a 4301 (4008 a 4115)	
HX8	4038 a 4061 (3852 a 3875)	
	4170 a 4193 (3984 a 4007)	
	4302 a 4325 (4116 a 4139)	
JNT4	4326 a 4577 (4140 a 4391)	Elementos de junta nos parafusos

Nos parafusos foram utilizados elementos PN6, adotando-se para os parafusos um comprimento igual a duas vezes a espessura da chapa de topo e para a espessura da cabeça sextavada dos parafusos uma dimensão igual ao diâmetro dos parafusos.

A discretização dos parafusos é mostrada na figura 5.5, incluindo os elementos HX8 utilizados para a modelação da cabeça sextavada.

Os pontos nodais dos elementos finitos do fuste do parafuso foram conectados, através de elementos JNT4, com os correspondentes pontos nodais da parede dos furos da chapa de topo.

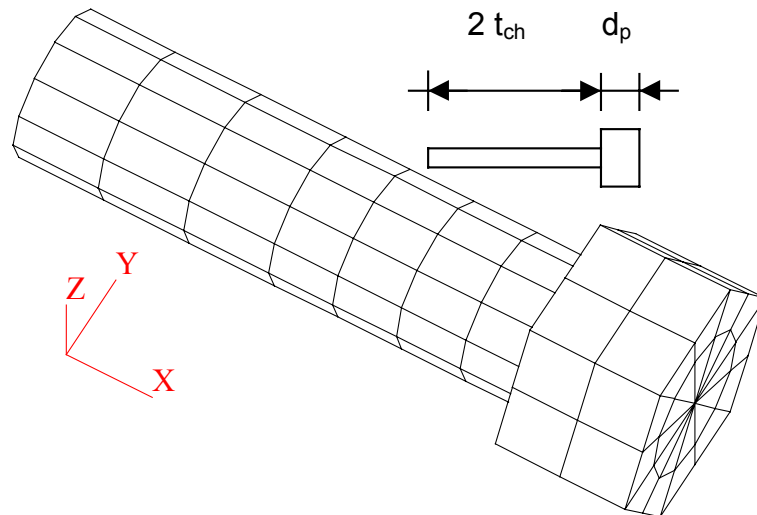


Figura 5.5 – Malha de elementos finitos nos parafusos

5.2 – Condições de contorno dos modelos

Para simular o contato da chapa de topo foram adotados pontos nodais coincidentes com os pontos nodais dos elementos situados na face da chapa de topo que estaria em contato com o flange do pilar (não incluído na análise).

Tais pontos, ligados aos pontos nodais da chapa de topo através de elementos JNT4, tiveram seus graus de liberdade (deslocamentos nas direções X, Y e Z) completamente restringidos, simulando um apoio rígido.

A hipótese de que o flange do pilar atua como um apoio rígido é uma simplificação adotada nesta pesquisa que, se não é verdadeira, é admissível em função dos objetivos almejados e dos cuidados tomados no dimensionamento dos protótipos submetidos à análise experimental, como será explicado no capítulo 7 e demonstrado, para o âmbito deste trabalho, no capítulo 8.

Para os nós situados no plano de simetria adotado foi imposta a

condição de deslocamento nulo na direção Y (perpendicular ao plano de simetria), impondo-se a condição de deslocamento nulo na direção Z para os pontos nodais do eixo dos parafusos, no trecho situado fora da espessura da chapa de topo.

As forças aplicadas aos modelos, como será detalhado no item seguinte, são de natureza distinta, representando a sollicitação produzida pela protensão dos parafusos e a sollicitação de momento fletor na ligação.

Após a primeira fase de carregamento, correspondente às forças de protensão dos parafusos, são introduzidas duas modificações nas condições de contorno dos modelos:

- i) todos os pontos nodais da extremidade dos parafusos são restringidos quanto ao deslocamento na direção X (paralela ao eixo dos parafusos) para simular o efeito das porcas;
- ii) uma condição de contorno adicional é imposta aos pontos nodais dos elementos da extremidade livre da mesa superior da viga, de modo que esses pontos tenham o mesmo deslocamento vertical (direção Z), impedindo o empenamento da mesa na extremidade da viga.

5.3 – Sollicitações aplicadas aos modelos

Na primeira fase, o carregamento é introduzido, como mostrado na figura 5.6, através de forças aplicadas aos pontos nodais situados na extremidade dos parafusos.

A força total aplicada a cada parafuso é equivalente à força de protensão mínima recomendada pela NBR-8800 (1986).

As condições de contorno dos modelos, relatadas no item anterior para a primeira fase de carregamento, permitem que ocorra alongamento dos parafusos e compressão na chapa de topo, produzida pelo contato da cabeça dos parafusos, simulando a etapa de protensão dos parafusos.

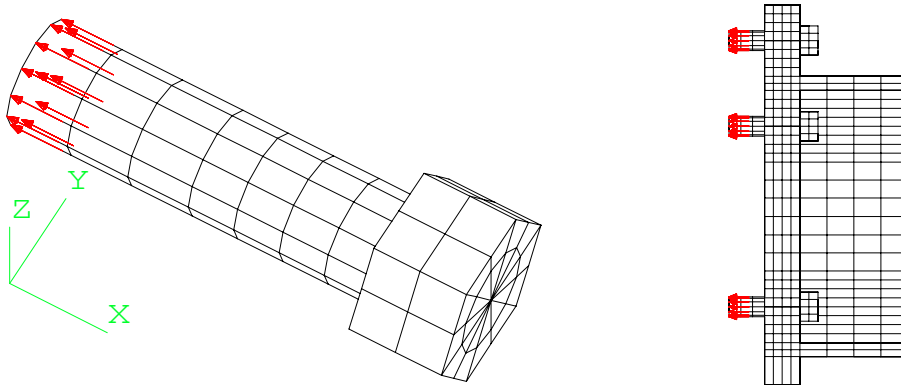


Figura 5.6 – Carregamento equivalente à protensão dos parafusos

Deve-se ressaltar que na análise numérica a protensão é aplicada simultaneamente a todos os parafusos, diferentemente do que ocorre na prática, quando o aperto é feito sequencialmente, parafuso a parafuso.

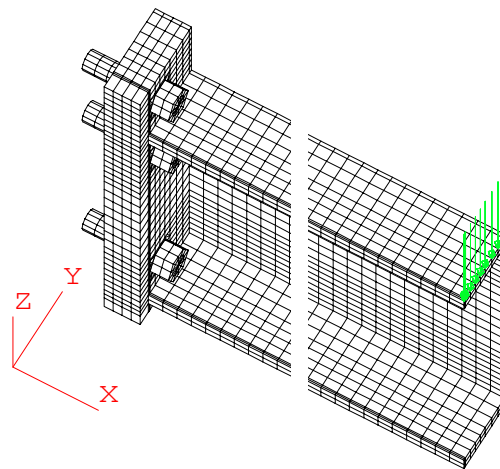


Figura 5.7 – Segunda fase de carregamento dos modelos

A segunda fase de carregamento consiste da introdução de forças verticais descendentes (figura 5.7), aplicadas aos pontos nodais dos elementos finitos situados na extremidade livre da mesa superior da viga.

A força total aplicada aos modelos é calculada como a força capaz de produzir na ligação (plano de contato da chapa de topo com a extremidade da viga) um momento fletor igual ao momento teórico de plastificação total da seção transversal da viga, acrescido de 20%.

O acréscimo no momento de plastificação foi adotado para observação do comportamento do modelo, em função das propriedades de encruamento do material.

5.4 – Características da análise

A análise numérica realizada, como já relatado, envolveu uma análise estática considerando não-linearidade física e geométrica.

Para a não-linearidade geométrica foi adotada a formulação Lagrangeana total, que utiliza o tensor de tensão de Piola-Kirchhoff de 2ª espécie e o tensor de Green-Lagrange para comparação, respectivamente, das tensões e deformações em relação à configuração de referência, estabelecida como a configuração indeformada do modelo.

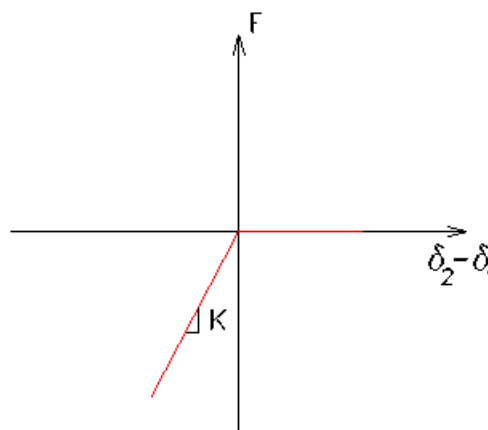


Figura 5.8 – Modelo constitutivo do elemento de junta

Para a não-linearidade física, o programa computacional utilizado permite a consideração de diferentes modelos constitutivos para os elementos finitos, tendo sido adotada a formulação de contato (“smooth contact”) para os elementos de junta.

A exigência para a simulação do contato chapa de topo/flange do pilar e entre os parafusos e a chapa de topo é que os elementos de junta sejam capazes de permitir a separação entre os pontos nodais em contato, no caso de um esforço de tração no elemento, e permitir que o esforço de compressão fosse transmitido de um elemento para outro por contato.

Para atingir este objetivo o elemento de junta utilizado apresenta o modelo constitutivo representado na figura 5.8, onde K é a constante de mola e δ_i é o deslocamento dos pontos do elemento de junta, proporcionando a transmissão de esforços de compressão entre os elementos conectados e apresentando uma resistência nula à tração entre eles.

O comportamento apresentado na figura 5.8 é adotado para a mola posicionada na direção X global (figura 5.3) para os elementos de junta entre a chapa de topo e o apoio rígido da ligação (flange do pilar) e no contato cabeça dos parafusos/chapa de topo e para as molas posicionadas nas direções Y e Z (figura 5.5) para os elementos de junta do contato do fuste dos parafusos com a chapa de topo.

Foram realizados testes de sensibilidade para o elemento de junta, adotando-se para a constante de mola o valor 10^{10} kN/mm nas direções principais de contato (compressão entre os elementos conectados) e, para evitar-se problemas de consistência numérica, adotou-se o valor 10^{-4} kN/mm para a constante de mola nas demais direções, considerado suficientemente baixo para não interferir nos resultados.

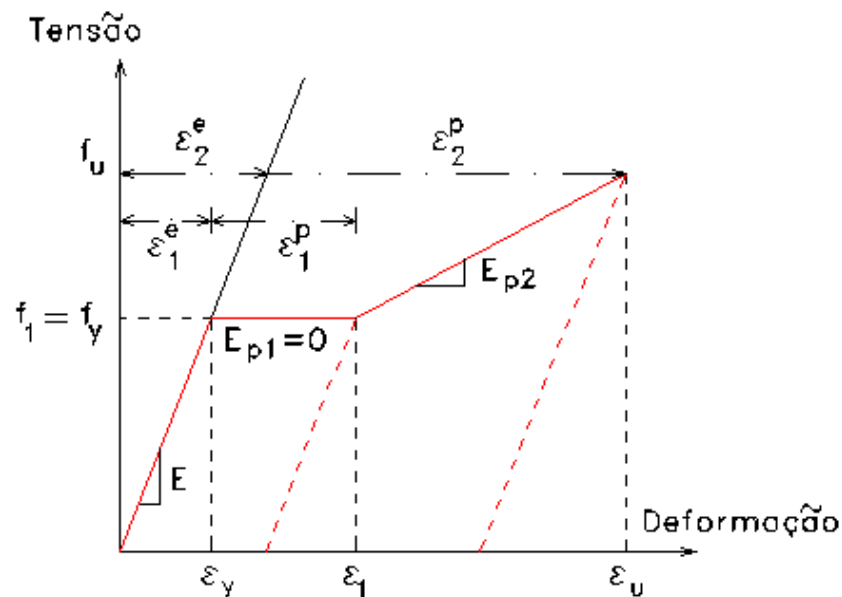
Foram feitas duas simplificações em relação aos elementos de junta, a primeira delas referente à consideração de comportamento elástico-linear para as molas na compressão e a segunda relativa à não consideração da folga existente entre o fuste dos parafusos e a chapa de topo.

A primeira simplificação justifica-se devido à consideração de apoio rígido no contato entre a chapa de topo e o flange da coluna e devido à dificuldade de estabelecer-se o valor da constante de mola para esforços de compressão (elementos de junta entre os parafusos e a chapa de topo) superiores ao limite de escoamento do material.

A segunda simplificação, embora na prática os furos sejam executados prevendo-se uma folga de montagem, foi adotada em função da pouca importância deste fator na resposta global das ligações, uma vez que o acréscimo no diâmetro dos furos, em relação ao diâmetro dos parafusos, é muito pequeno e por ser muito difícil considerar-se todas as possíveis

situações de contato que podem ocorrer na prática.

Para o material da viga e chapas de topo foi adotado o modelo elasto-plástico com critério de plastificação de Von Mises, baseado em formulação consistente, que incorpora encruamento isótropo não-linear.



**Figura 5.9 – Diagrama tensão x deformação
(vigas e chapa de topo)**

O modelo utiliza o procedimento implícito para a integração numérica (“implicit backward Euler-Von Mises yield surface model”) e é denominado “modificado” porque permite que as tensões limites de escoamento de tração e de compressão tenham valores diferentes.

Esta particularidade do modelo não era necessária para a análise, ou seja, poder-se-ia utilizar o modelo elasto-plástico padrão de Von Mises, mas a escolha do modelo foi feita em função da possibilidade de incorporação do encruamento isótropo não-linear.

A relação constitutiva elasto-plástica adotada para o material da viga e da chapa de topo, já apresentada no capítulo anterior, é introduzida na análise através do conceito do módulo elasto-plástico E_p , ou seja, através da relação entre a tensão e a deformação plástica equivalente.

Na figura 5.9 apresenta-se o gráfico da relação tensão-deformação

adotada para o material, explicitando-se as parcelas elástica e plástica das deformações em cada nível de tensão.

A variação da tensão com a deformação plástica equivalente é calculada através da expressão

$$\mathbf{C} = \frac{E_p}{\left(1 - \frac{E_p}{E}\right)} \quad \mathbf{V.1}$$

onde

$$E_{p1} = \frac{f_1 - f_y}{\varepsilon_1 - \varepsilon_y} \quad \mathbf{e} \quad E_{p2} = \frac{f_u - f_1}{\varepsilon_2 - \varepsilon_1} \quad \mathbf{V.2}$$

e

$$\varepsilon_y = \frac{f_y}{E} \quad \varepsilon_1 = \varepsilon_1^e + \varepsilon_1^p \quad \varepsilon_2 = \varepsilon_2^e + \varepsilon_2^p \quad \mathbf{V.3}$$

As relações entre tensões e deformações plásticas equivalentes, calculadas com a expressão 5.1, são válidas até as deformações limites dadas por

$$L_1 = \varepsilon_1 - \varepsilon_1^e = \varepsilon_1 - \frac{f_1}{E} \quad \mathbf{e} \quad L_2 = \varepsilon_2 - \varepsilon_2^e = \varepsilon_2 - \frac{f_2}{E} \quad \mathbf{V.4}$$

A figura 5.10 mostra o gráfico da variação das tensões com as deformações plásticas equivalentes, da forma como os dados de propriedades do material são fornecidos para o LUSAS, apresentando-se, na tabela 5.3, os resultados numéricos obtidos com a utilização das equações 5.1 a 5.4, considerando-se a deformação correspondente ao término da fase de escoamento igual a quatro vezes a deformação correspondente à tensão limite de escoamento ($\varepsilon_1 = 4 \varepsilon_y$) e a deformação correspondente à tensão resistente última de tração do material igual a 1% ($\varepsilon_u = 0,01$).

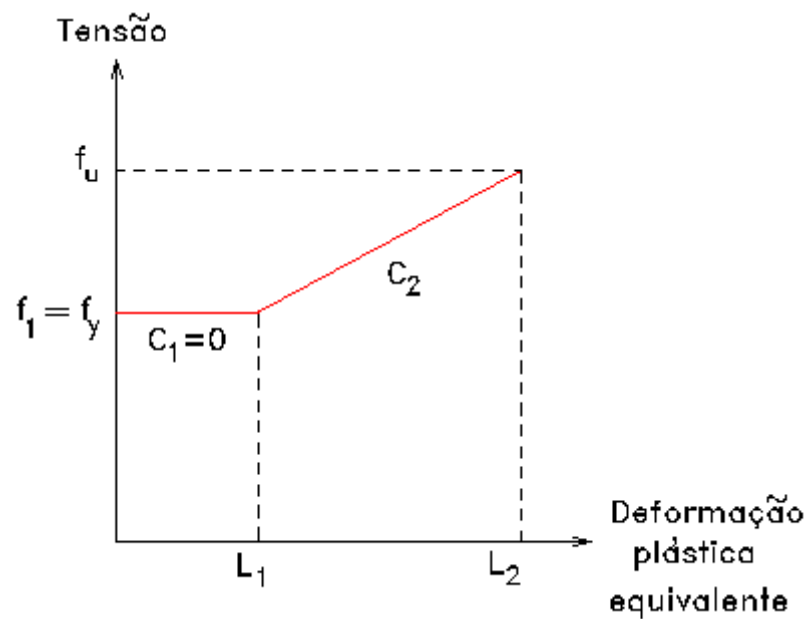


Figura 5.10 – Diagrama tensão x deformação plástica equivalente (vigas e chapa de topo)

Tabela 5.3 – Propriedades físicas do aço e dos parafusos

Viga e Chapa de Topo	E = 205 kN/mm ²		f ₁ = f _y = 0,25 kN/mm ²		f ₂ = f _u = 0,25 kN/mm ²		ε _y = 0,0012	
	ε ₁	0,0049	E _{p1}	0,00	C ₁	0,00	L ₁	0.0037
	ε ₂ = ε _U	0,01	E _{p2}	47,32	C ₂	61,52	L ₂	0.0081
Parafusos	E = 205 kN/mm ²			f _y = 0,635 kN/mm ²			ε _y = 0,0031	
	ε ₁	0,02	E _p	11,24	C ₁	11,89	L ₁	0.017

Os valores acima indicados foram adotados em função dos resultados médios obtidos nos ensaios de caracterização do material, mencionados no capítulo anterior.

Para os parafusos o procedimento é o mesmo, mas à falta de dados de caracterização do material, optou-se por considerar, como representado na figura 5.11, os valores previstos pela NBR-8800 (1986) para as tensões limite de escoamento e resistente última à tração (parafusos ASTM-A325 com diâmetro inferior ou igual a 25,4 mm), considerando-se a deformação

última igual a 2% ($\epsilon_u = 0,02$).

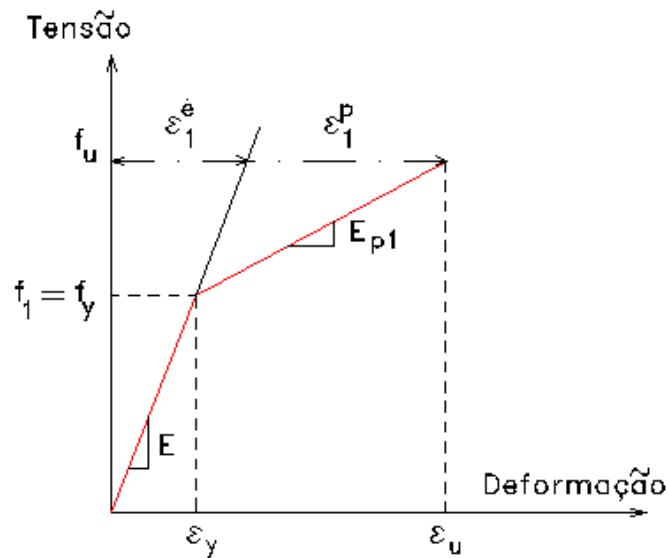


Figura 5.11 – Diagrama tensão x deformação (parafusos)

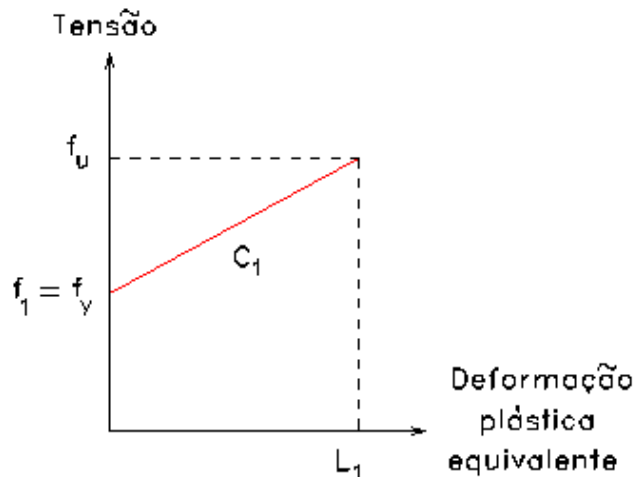


Figura 5.12 – Diagrama tensão x deformação plástica equivalente (parafusos)

Aplicando-se o mesmo procedimento para a obtenção dos valores (também apresentados na tabela 5.3) correspondentes à variação das tensões com as deformações plásticas equivalentes, obtém-se o gráfico mostrado na figura 5.12.

Para a solução do sistema de equações, o LUSAS utiliza a técnica frontal, baseada no método de eliminação de Gauss, admitindo quatro algoritmos para a otimização da largura de banda da matriz de rigidez da estrutura analisada, tendo sido utilizado o algoritmo padrão, que consiste em

minimizar a largura frontal (“frontwidth”).

O programa LUSAS executa o controle de uma análise não linear utilizando os dados fornecidos pelo usuário dentro do comando NONLINEAR CONTROL, relativos ao processo de introdução do carregamento, ao processo iterativo para a obtenção da solução e aos parâmetros de convergência.

Para a introdução das forças de protensão nos parafusos, como já mencionado, foi utilizada apenas uma etapa de carregamento, utilizando-se 10% da força externa total a ser aplicada aos modelos como primeira etapa desta fase de carregamento.

Para as fases seguintes adotou-se o processo de incrementação automática do carregamento, estabelecendo-se o fator 1,0 para o incremento em cada etapa, ou seja, em cada etapa de carregamento, subsequente à primeira, a força aplicada aos modelos é acrescida de 10% da força total calculada como mencionado no item 5.3, correspondendo a níveis constantes de carregamento a cada etapa (“constant load level”).

O programa permite a mudança do processo incremental de carregamento, possibilitando passar-se do controle de carregamento para o controle de deslocamento (“arc-length control”).

Para que esta mudança de procedimento ocorra, o programa controla o parâmetro de rigidez corrente (“current stiffness parameter”), que representa a inclinação da tangente à resposta força-deslocamento da estrutura a cada etapa de carregamento.

Este parâmetro varia de 1,0 (calculado para a primeira etapa de carregamento) a zero (quando é atingido um ponto limite) e o programa permite que seja especificado o valor deste parâmetro, a partir do qual deseja-se que a análise seja feita com o controle de deslocamento.

O programa LUSAS admite a utilização de dois métodos de controle de deslocamento, tendo sido escolhido para a análise o método proposto por Crisfield, modificado para possibilitar combinações de carregamentos proporcionais e não-proporcionais.

Para a obtenção da solução, a cada etapa de carregamento, foi

utilizado o método de Newton-Raphson, especificando-se o número máximo de iterações em cada etapa de carregamento e o número máximo de buscas lineares (“line searches”) em cada iteração.

A técnica de busca linear é empregada para melhorar a taxa de convergência, através da obtenção de um fator de multiplicação dos deslocamentos visando minimizar a energia potencial, sendo acionada quando a redução da energia potencial, em uma determinada iteração, é superior a um parâmetro de tolerância especificado pelo usuário (usualmente entre 0,4 e 0,8) ou pré-estabelecido pelo programa (0,75).

Para a verificação da convergência da solução, o LUSAS dispõe de seis critérios de convergência:

- i) norma euclidiana dos resíduos, definida pela norma das forças residuais como uma porcentagem da norma das forças externas (0,1),
- ii) norma euclidiana dos deslocamentos, definida pela norma dos deslocamentos iterativos como uma porcentagem da norma dos deslocamentos totais (1,0),
- iii) norma euclidiana dos deslocamentos incrementais, definida pela norma dos deslocamentos em uma iteração como uma porcentagem dos incrementos de deslocamentos (1,0),
- iv) norma dos trabalhos, definida pelo trabalho produzido pelas forças residuais em uma iteração como uma porcentagem do trabalho produzido pelas forças externas na iteração zero (0,001),
- v) mínimo quadrado dos resíduos (10,0E38),
- vi) valor absoluto do resíduo máximo (10,0E38).

Foram adotados os limites pré-estabelecidos pelo programa, correspondentes aos valores apresentados acima entre parênteses, recomendados como razoáveis pelo manual de teoria da versão 12 do programa LUSAS (1997), para o tipo de análise efetuada.

O objetivo de adotar-se elevados valores para os dois últimos critérios foi o de eliminar verificação da convergência por esses critérios, uma vez

que eles são dependentes das unidades utilizadas no problema, dificultando o adequado estabelecimento de valores confiáveis.

Em cada etapa de incremento do carregamento (ou de controle de deslocamento), o LUSAS estabelece um ajuste da variável envolvida (força ou deslocamento), de modo a levar em consideração o grau de não-linearidade presente no problema.

Assim, em função do número de iterações necessárias para a obtenção da convergência, para uma determinada etapa de carregamento (ou de controle de deslocamento), o incremento para a próxima etapa é reduzido ou aumentado, buscando maior eficiência do processo iterativo.

Quando o número máximo de iterações, para uma etapa de carregamento (ou de controle de deslocamento) é atingido sem que ocorra convergência, o programa estabelece uma redução do fator de incremento.

A redução do fator de incremento é de 50% e o procedimento de redução pode ser repetido até cinco vezes, mas o usuário pode alterar tanto a taxa de redução quanto o número de repetições do processo, o que não foi feito no caso da análise aqui relatada.

5.5 – Processamento dos modelos

A análise dos modelos foi efetuada em um microcomputador Pentium 200 MMX, com 64 Mb de memória RAM e dois discos rígidos de 2,5 Gb de capacidade e cada arquivo gerado pelo LUSAS, para pós-processamento através de sua interface gráfica MYSTRO, atingiu 300 Mb em média.

Tabela 5.4 – Iterações e tempo de processamento do modelo CT1-AB1 correspondente aos protótipos CT1A-1 e CT1B-1

Etapas	Pré-proces. (segundos)	Otimização (segundos)	Número do Incremento	Número de Iterações	Tempo (segundos)
Protensão	657	68	1	6 (*)	55451
Carregamento Externo	3897		2	6	55330
	2141		3	4	36475

2120		4	5 (*)	46924
2115		5	5 (*)	48846
2131		6	4	36496
2110		7	5 (*)	48662
2112		8	6 (*)	62935
2120		9	5	36600
2104		10	3	27788
2112		11	4	36537
2102		12	4	36553
2115		13	4 (*)	38549
2122		14	4	36811
2109		15	4	36886
2123		16	5 (*)	53179
2121		17	5 (*)	49256
2137		18	4	36966
2141		19	3	28094
2124		20	4	36802
Tempo total		846320 segundos		

A tabela 5.4 apresenta, para o modelo CT1-AB1, correspondente aos protótipos CT1-A1 e CT1-B1 (viga VS 250x37, pilar CVS 350x105, parafusos com 16 mm de diâmetro e chapa de topo com 31,5 mm de espessura), o número de iterações efetuadas e os tempos de processamento, por etapa de carregamento, não incluindo o tempo de geração dos arquivos de saída de resultados e, para a primeira etapa de carregamento (protensão dos parafusos), o tempo utilizado para a verificação da consistência dos dados de entrada do problema, pré-processamento e otimização

Na tabela indica-se com (*) as etapas para as quais foi utilizada a técnica de “line search” em pelo menos uma iteração e também o tempo total de processamento do modelo (9 dias, 19 horas, 5 minutos e 20 segundos).

No próximo capítulo serão apresentados os principais resultados obtidos com a análise numérica realizada e estabelecidas algumas comparações relativas, por exemplo, à influência da espessura da chapa de

topo e do diâmetro do parafuso, visando estabelecer correlações com os resultados experimentais, o que será objeto do capítulo 9.

 [Capítulo 4](#)

[Capítulo 6](#) 

Capítulo

6**RESULTADOS DA ANÁLISE NUMÉRICA**

A exemplo do procedimento que será utilizado no capítulo 8, os resultados obtidos com a análise numérica serão aqui apresentados, preferencialmente em forma de gráficos, com ênfase para os resultados relativos aos modelos correspondentes aos protótipos CT1A-1/B1 e CT2A-1/B-1 - dimensionados através do método adotado pelo MANUAL brasileiro (1988), com consideração de forças de alavanca nulas – e aos protótipos CT1A-4/A-5 e CT2A-2/B-2, estes últimos dimensionados de acordo com as recomendações do método proposto por KRISHNAMURTHY (1978b).

Os resultados serão apresentados de acordo com a altura das vigas utilizadas (VS 250x37 e VS 350x58) e direcionados às comparações com os resultados obtidos através da análise experimental.

Com este enfoque, serão apresentados gráficos correspondentes aos deslocamentos relativos entre a chapa de topo e o flange do pilar (simulado através de apoios); às tensões e deformações na chapa de topo e nas vigas (seções distantes $H/2$ e H da face da chapa de topo, sendo H a altura da seção transversal da viga); aos deslocamentos da extremidade livre dos modelos; às forças transmitidas pelas mesas das vigas e, ainda, às forças atuantes e as decorrentes tensões e deformações nos parafusos.

Também serão apresentados alguns resultados, cuja obtenção experimental não é viável, como os relativos à flexão da chapa de topo e os correspondentes à determinação das regiões de compressão da chapa de topo contra o flange do pilar.

Os resultados da análise numérica serão frequentemente comparados com “valores teóricos”, entendidos como os valores obtidos por intermédio da hipóteses básicas de cálculo adotadas para o dimensionamento de ligações parafusadas com chapa de topo.

A primeira destas hipóteses admite que o momento fletor é transmitido apenas pelas mesas da viga, através de um binário cujas forças atuam nos respectivos planos médios, cujo valor é correspondente a $M / (H - t_f)$, onde H é a altura da seção transversal e t_f é a espessura da mesa da viga.

No caso das forças resistidas pelos parafusos da região tracionada da ligação, a segunda hipótese de dimensionamento considera que todos os parafusos são igualmente solicitados, calculando-se a tração nos parafusos dividindo-se a força transmitida pela mesa tracionada pelo número de parafusos (no caso dos modelos em estudo são 4 parafusos na região tracionada).

Em termos de tensões nas mesas da viga, os valores teóricos médios considerados são calculados dividindo-se a força atuante na mesa pela área de sua seção transversal (A_f), admitindo-se distribuição uniforme e validade da relação linear tensão-deformação.

6.1 – Resultados dos modelos do Grupo 1 (VS 250 x 37)

Os resultados relativos aos modelos estarão sempre referenciados ao momento fletor na ligação, calculado como o produto do valor do carregamento externo pelo comprimento do trecho de viga do modelo (comprimento igual a 1,5 vezes a altura da seção transversal da viga).

O valor total do carregamento previsto aplicado a cada modelo do grupo 1 foi obtido de modo a representar uma solicitação na ligação equivalente ao momento nominal teórico de plastificação total da seção transversal da viga, acrescido de 20%, ($M = 1,2 \times M_p = 1,2 \times 466 \times 25 = 13980$ MPa), aplicado através de forças atuando nos pontos nodais da extremidade da mesa superior, como explicado no capítulo anterior, em

etapas teoricamente equivalentes a 10% do carregamento total.

Tabela 6.1 – Carregamentos e momentos fletores atuantes nos modelos CT1-AB1, CT1-A45 e CT1-AB6

Etapa	CT1-AB1			CT1-A45			CT1-AB6		
	F _t (kN)	M (kN.cm)	M/M _p (%)	F _t (kN)	M (kN.cm)	M/M _p (%)	F _t (kN)	M (kN.cm)	M/M _p (%)
1	49,17	1844	15,83	56,76	2129	18,27	58,79	2205	18,93
2	83,80	3143	27,98	91,26	3422	29,37	90,83	3406	29,24
3	118,38	4439	38,10	121,35	4551	39,06	123,44	4629	39,73
4	147,90	5546	47,61	151,33	5675	48,71	155,75	5841	50,14
5	171,77	6441	55,28	127,30	4774	40,68	180,79	6780	58,20
6	186,42	6991	60,01	189,00	7088	60,84	190,08	7128	61,18
7	194,56	7296	62,63	191,69	7188	61,70	197,08	7391	63,44
8	200,74	7528	64,62	198,25	7434	63,81	204,28	7661	65,76
9	206,93	7760	66,61	203,25	7622	65,42	213,38	8002	68,69
10	214,49	8043	69,04	208,48	7818	67,11	224,74	8428	72,34
11	223,51	8382	71,95	214,12	8030	68,93	241,23	9046	77,65
12	236,89	8883	76,25	222,48	8343	71,61	262,44	9842	84,48
13	255,32	9575	82,19	237,25	8897	76,37	287,19	10770	92,45
14	277,54	10408	89,34	262,11	9829	84,37	313,86	11770	101,03
15	301,91	11322	97,18	284,91	10684	91,71	340,92	12785	109,74
16	322,89	12108	103,93	314,13	11780	101,12	371,28	13923	119,51
17	342,05	12827	110,10	339,17	12719	109,18	☒	☒	☒
18	363,97	13649	117,16	367,12	13767	118,17	☒	☒	☒
19	395,09	14816	127,18	☒	☒	☒	☒	☒	☒

Devido ao procedimento incremental automático adotado pelo programa LUSAS e também em função da utilização do procedimento de controle de deslocamento (“arc length control”), as etapas de carregamento não são idênticas para todos os modelos e também não é atingido, exatamente, o limite máximo do carregamento previsto, o que implica que as comparações de resultados serão feitas segundo “níveis” aproximados de

solicitação (momento fletor na ligação).

Para os modelos CT1-AB1, CT1-A45 e CT1-AB6 a tabela 6.1 apresenta os valores do carregamento efetivamente aplicado em cada etapa (forças na extremidade da viga), dos correspondentes momentos fletores na ligação e da relação percentual entre esses valores e o momento teórico nominal de plastificação total da seção transversal da viga do modelo, ressaltando-se que na análise numérica, em função da simetria utilizada, o carregamento efetivamente aplicado era equivalente à metade do correspondente ao valor de M.

Um outro fator importante a ser considerado é que, devido ao tempo excessivamente longo de cada análise numérica, decidiu-se realizar as análises para o valores teóricos da tensão limite de escoamento do aço ($f_y = 250$ MPa) e apenas a análise do modelo equivalente aos protótipos CT1A-1/B1 para os valores definidos através dos ensaios de caracterização dos materiais, utilizando-se a designação CT1-AB1e para identificar este modelo.

6.1.1 – Chapa de topo

O contato entre a chapa de topo e o flange do pilar foi simulado, como relatado no capítulo anterior, através de elementos de junta cujas características físicas não introduziam vínculos de tração entre os pontos da chapa e da rede de apoios, permitindo deslocamentos relativos entre esses pontos (afastamento da chapa de topo em relação ao flange do pilar).

Com finalidade meramente ilustrativa, a figura 6.1 apresenta, para três diferentes níveis de solicitação, a situação deformada da chapa de topo, para o modelo CT1-AB1, ressaltando-se que a figura mostra apenas uma lâmina da chapa de topo (espessura igual a $t_{ch}/4$, sendo t_{ch} a espessura da chapa) para permitir a percepção das deformações impostas à chapa, tendo sido utilizado um fator de ampliação dos deslocamentos dos pontos da chapa igual a 100.

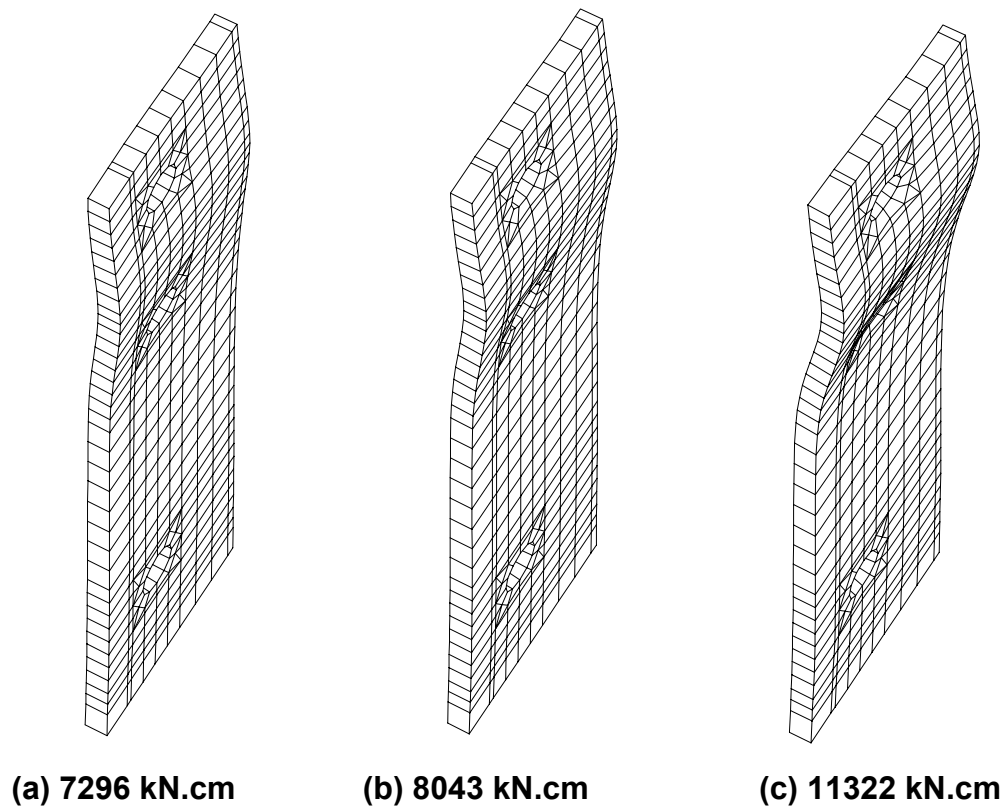


Figura 6.1 – Chapa de topo deformada (CT1-AB1)

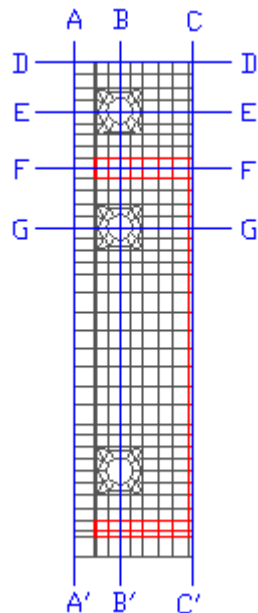


Figura 6.2 – Seções transversais e longitudinais na chapa de topo

Para os modelos do grupo 1 serão apresentados, inicialmente, gráficos correspondentes ao afastamento da chapa de topo em relação ao flange do pilar, segundo seções transversais e longitudinais da chapa de

topo indicadas na figura 6.2, para diferentes valores do momento fletor na ligação.

As seções foram escolhidas de modo a obter-se os deslocamentos dos pontos mais críticos da ligação e permitir a comparação dos resultados com os tradicionalmente adotados para o cálculo da rotação da ligação e, posteriormente, com os resultados obtidos experimentalmente.

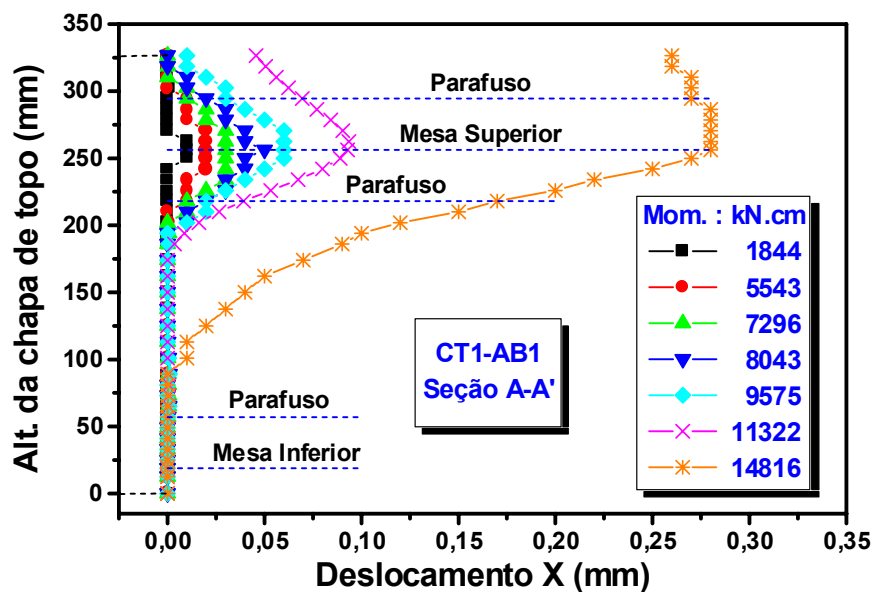


Figura 6.3 – Deslocamentos da chapa de topo: Seção A-A' (CT1-AB1)

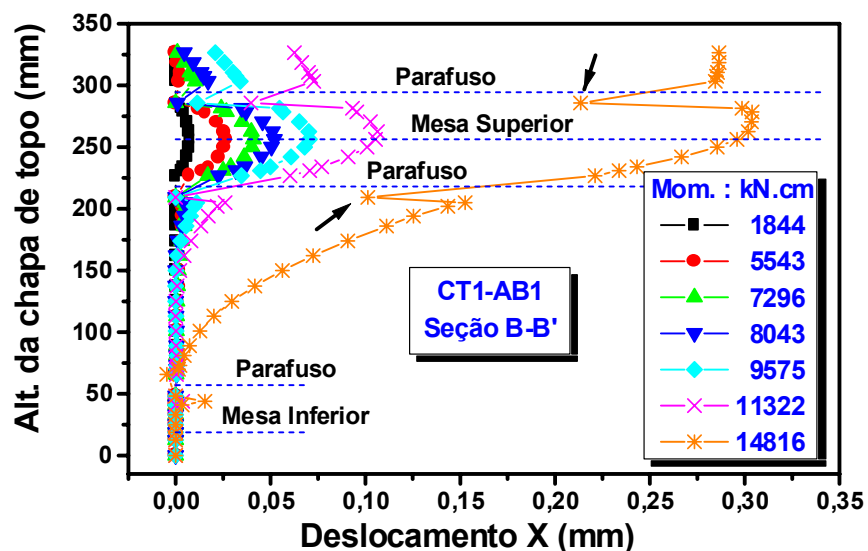


Figura 6.4 – Deslocamentos da chapa de topo: Seção B-B' (CT1-AB1)

As figuras 6.3 a 6.5 apresentam os gráficos dos deslocamentos da chapa de topo para o modelo CT1-AB1 ($d_p = 16 \text{ mm}$ e $t_{ch} = 31,5 \text{ mm}$), nas

seções longitudinais A-A', B-B' e C-C', para alguns valores do momento fletor na ligação, inclusive para o momento fletor igual a 11322 kN.cm, praticamente idêntico ao momento teórico nominal de plastificação total da seção transversal da viga ($M_p = 11650$ kN.cm).

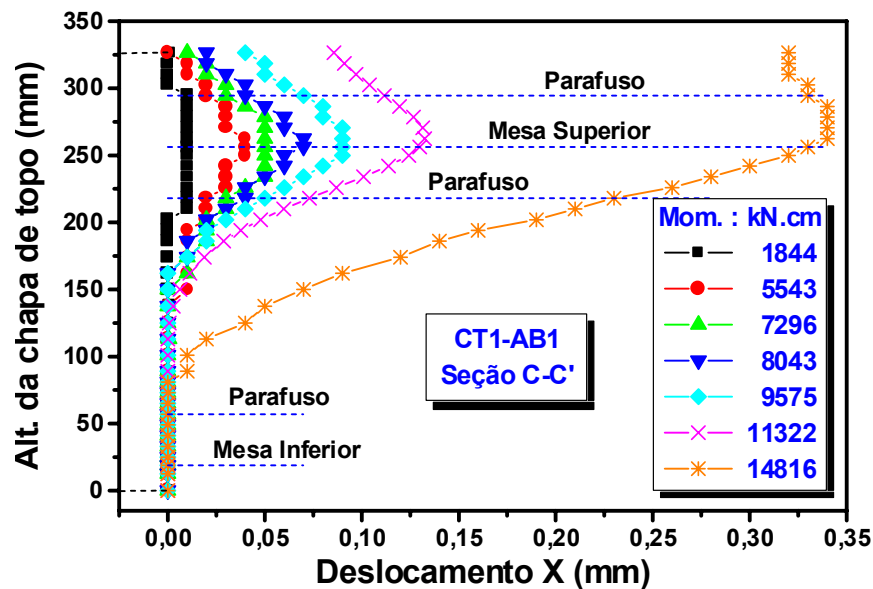


Figura 6.5 – Deslocamentos da chapa de topo: Seção C-C' (CT1-AB1)

A primeira constatação decorrente da análise dos gráficos apresentados refere-se ao fato de que, exceto para níveis muito baixos de sollicitação, não há simetria, em relação à mesa tracionada da viga, entre os deslocamentos dos pontos situados sobre as linhas (externa e interna) de centro dos parafusos.

Verifica-se, ainda, através do gráfico apresentado na figura 6.4, “perturbações” (destacadas com setas) dos deslocamentos junto aos parafusos, resultante das condições de contorno impostas para o contato entre os parafusos e os furos da chapa de topo (presença dos elementos de junta).

Este desvio nos valores dos deslocamentos, entretanto, não parecem afetar o comportamento da chapa de topo, mantendo-se a “forma” da curva, na seção, bastante semelhante à das curvas apresentadas nas figuras 6.3 e 6.5, correspondentes às seções longitudinais A-A' e C-C'.

Merece destaque também o fato de que a distância vertical do plano médio da mesa tracionada ao primeiro ponto de deslocamento nulo, nas diferentes seções longitudinais, varia de 70,25 mm (seção A-A') a 118,75 mm (seção C-C'), para $M = 11322$ kN.cm, sendo igual a 94,25 mm na seção B-B'.

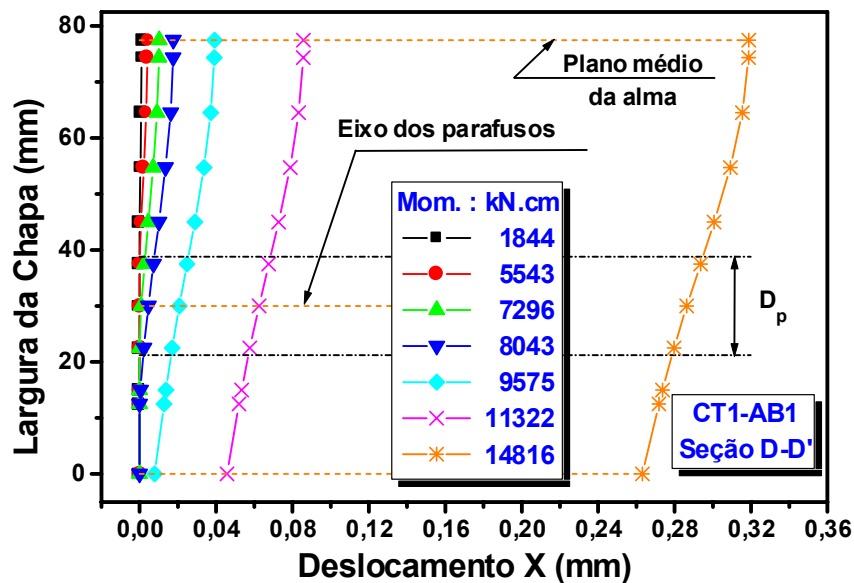


Figura 6.6 – Deslocamento da chapa de topo: Seção D-D' (CT1-AB1)

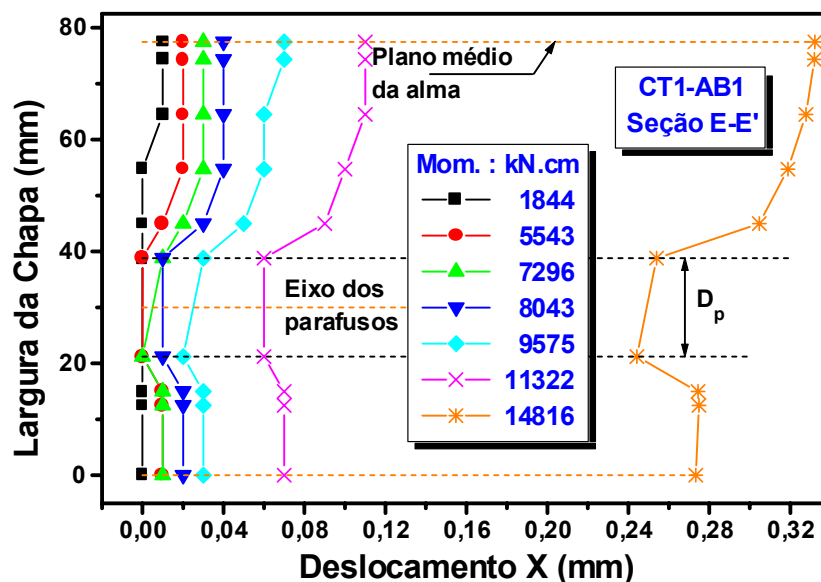


Figura 6.7 – Deslocamento da chapa de topo: Seção E-E' (CT1-AB1)

O mesmo tipo de gráfico é apresentado nas figuras 6.6 a 6.9, agora em relação às seções transversais D-D', E-E', F-F' e G-G', localizadas,

respectivamente, na extremidade superior da chapa de topo, na linha de centro dos parafusos externos, no plano médio da mesa tracionada e na linha de centro dos parafusos internos, verificando-se, nas figuras 6.7 e 6.9, o mesmo tipo de “perturbação” dos valores dos deslocamentos nos pontos próximos aos parafusos.

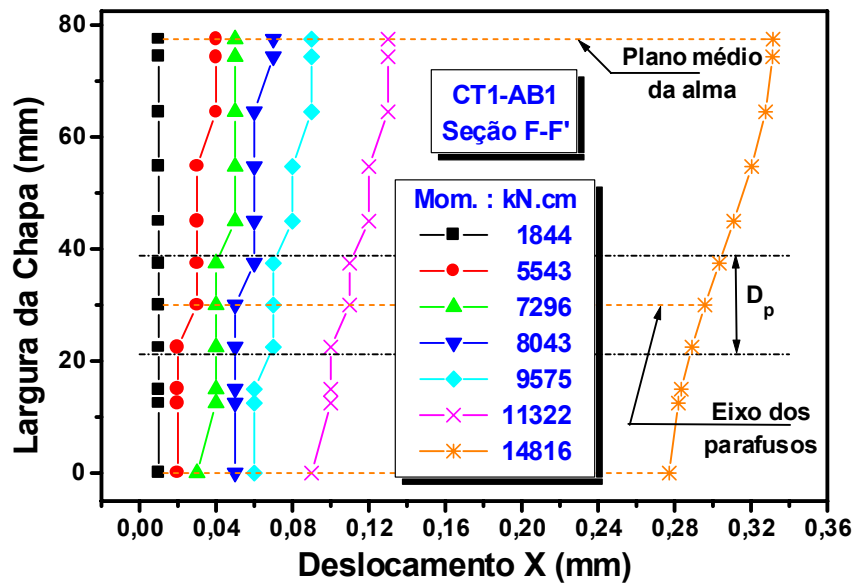


Figura 6.8 – Deslocamento da chapa de topo: Seção F-F' (CT1-AB1)

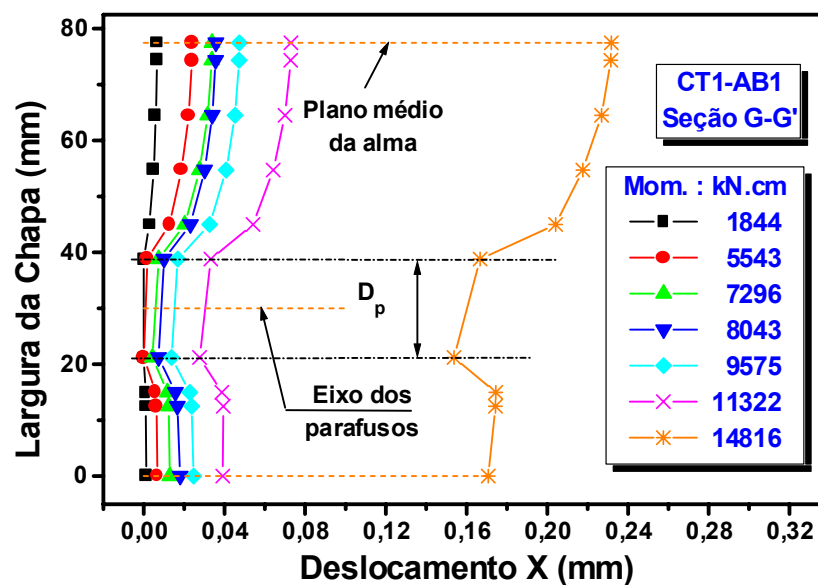


Figura 6.9 – Deslocamento da chapa de topo: Seção G-G' (CT1-AB1)

Observa-se que a chapa de topo é solicitada à flexão segundo dois planos, apresentando afastamentos máximos nos pontos correspondentes

ao plano médio da alma da viga para todas as seções transversais analisadas. A rotação de uma ligação é calculada, teoricamente, através da divisão do afastamento da chapa de topo em relação ao flange do pilar (medido segundo o plano médio da mesa tracionada) pela distância entre os planos médios das mesas da viga, ou seja, pela altura da viga, descontada da espessura da mesa.

Na prática, como será visto no próximo capítulo, só é viável a medição do afastamento da chapa de topo na extremidade da mesma, ou seja, no ponto correspondente à intersecção das seções A-A' e F-F' (figura 6.2).

Considerando-se os resultados apresentados nas figuras anteriores, a figura 6.10 apresenta as curvas momento-rotação teóricas, obtidas pela divisão dos deslocamentos (pontos situados na intersecção do plano médio da mesa tracionada (seção F-F') com as seções A-A', B-B' e C-C' pela distância $H - t_f$.

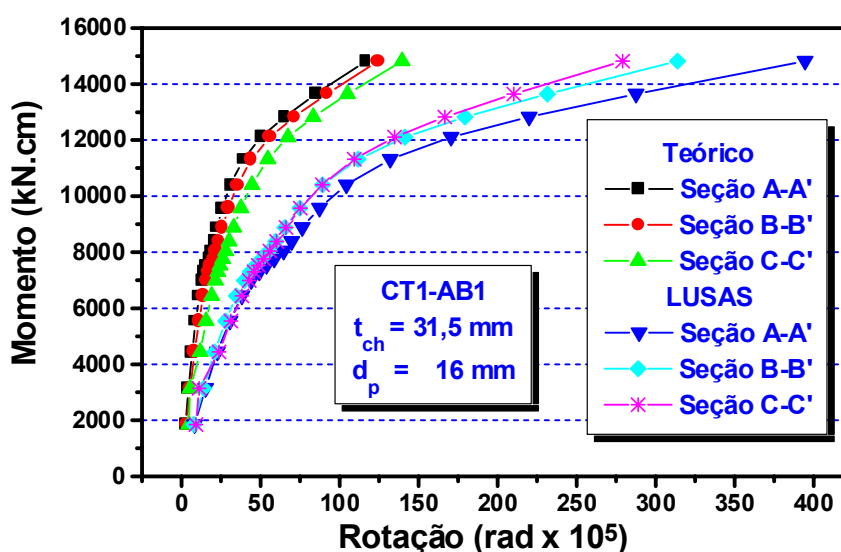


Figura 6.10 – Comportamento momento-rotação do modelo CT1-AB1

A figura 6.10 ainda apresenta as curvas obtidas para os deslocamentos dos mesmos pontos, mas considerando-se as distâncias entre o plano médio da mesa tracionada e o primeiro ponto de deslocamento nulo na seção longitudinal considerada, para o momento fletor igual a 11322, tomado como referência por ser muito próximo do valor de M_p .

A comparação dos valores obtidos para o modelo CT1-AB1 permite constatar que as rotações teóricas, calculadas tomando-se os deslocamentos na seção A-A' são, em média, equivalentes a 86% das rotações teóricas calculadas utilizando-se os deslocamentos na seção B-B' e a 68% das calculadas para os deslocamentos no plano médio da alma (seção C-C').

Quanto às rotações calculadas em função dos pontos de afastamento nulo entre a chapa de topo e o flange do pilar, verifica-se que as rotações calculadas para as seções B-B' e C-C' podem ser tomadas como praticamente iguais, correspondendo a aproximadamente 87% das rotações calculadas para a seção A-A'.

A comparação entre as curvas momento-rotação médias, considerando-se os valores obtidos para as três seções longitudinais adotadas, calculados da forma tradicional e em função dos pontos de afastamento nulo, é apresentada na figura 6.11, para o modelo CT1-AB1.

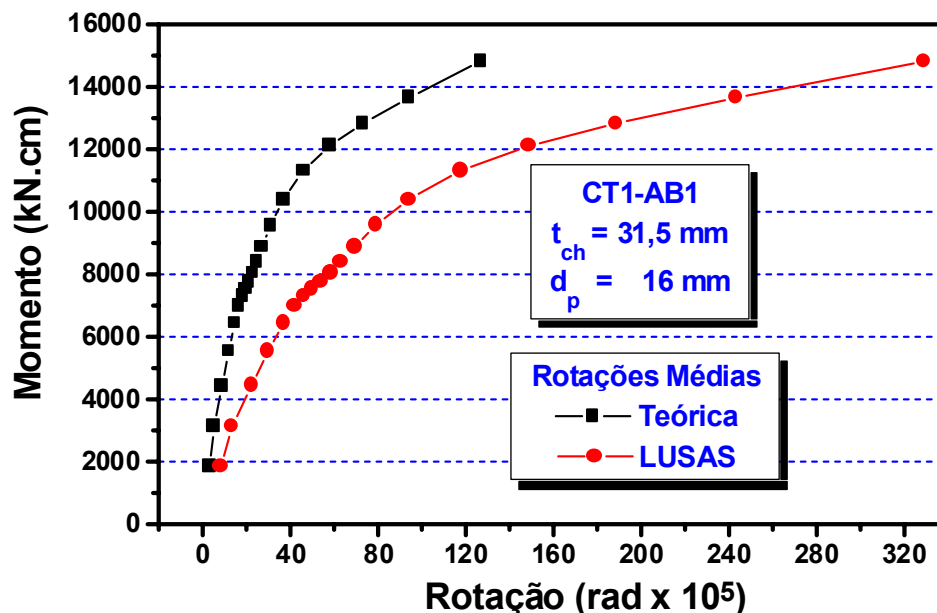


Figura 6.11 – Comparação das curvas momento-rotação (CT1-AB1)

Observa-se que os valores teóricos são, em média, iguais a 39% dos valores calculados quando não se considera o centro de rotação no plano médio da mesa comprimida.

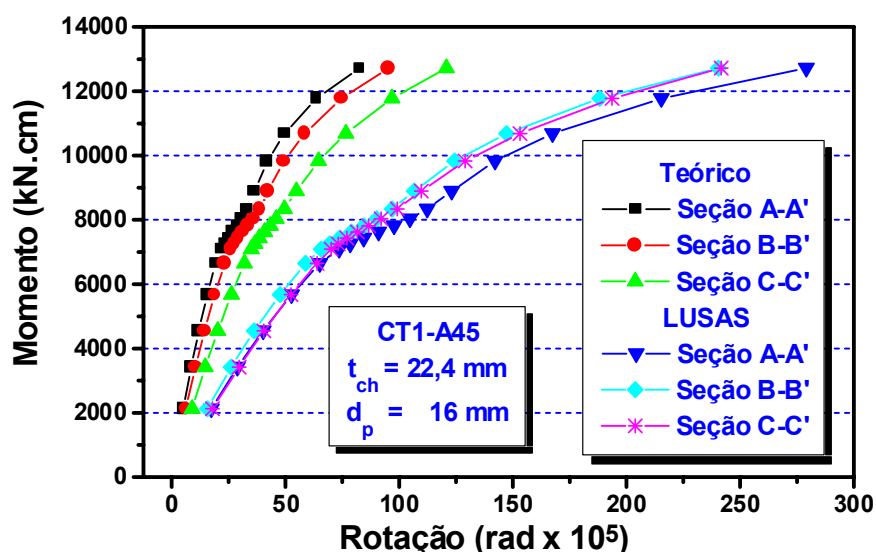


Figura 6.12 – Comportamento momento-rotação do modelo CT1-A45

Para o modelo CT1-A45, dimensionado de acordo com o método proposto por KRISHNAMURTHY (1978b), com chapa de topo de 22,4 mm e parafusos com diâmetro de 16 mm, a figura 6.12 apresenta as curvas momento-rotação calculadas considerando-se tanto a hipótese teórica quanto a distância dos pontos com deslocamento (chapa/flange) nulo ao plano médio da mesa tracionada da viga, adotando-se o momento fletor de referência igual a 11780 kN.cm.

A comparação entre os valores teóricos da rotação mostra que para a seção A-A' a rotação é, em média, igual a 85% e 67% dos valores obtidos para as seções B-B' e C-C', respectivamente.

Para a rotação obtida com os resultados da análise numérica, as rotações nas seções B-B' e C-C' são respectivamente equivalentes a, em média, 88% e 93% dos valores correspondentes à seção A-A'.

Considerando-se os valores médios da rotação nas três seções analisadas, a relação entre as rotações teóricas e as obtidas numericamente é aproximadamente igual a 39%, igual ao valor encontrado para o caso anterior (modelo CT1-AB1).

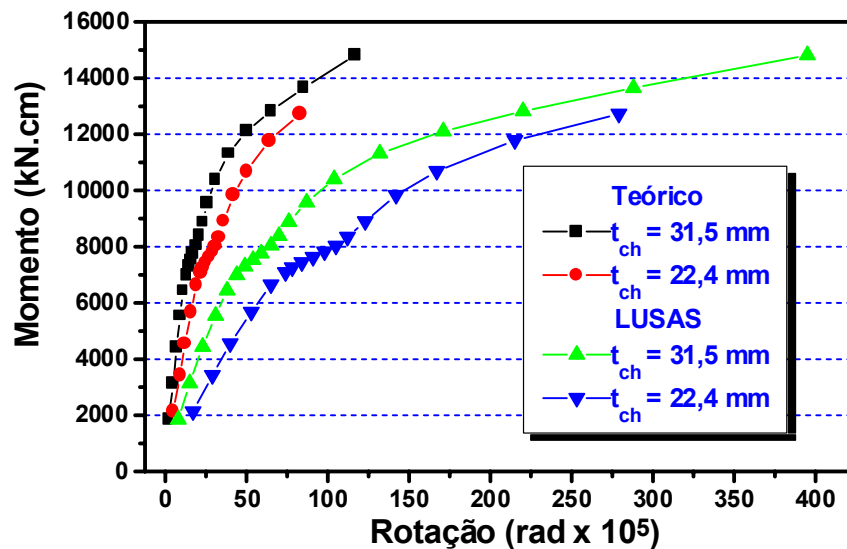


Figura 6.13 – Curvas momento rotação para a seção A-A': Influência da espessura da chapa de topo (CT1-AB1 e CT1-A45)

Restringindo a análise apenas para o ponto do plano médio da mesa tracionada, na extremidade lateral da chapa de topo (interseção das seções A-A' e F-F'), considerando-se os níveis de referência do momento fletor aproximadamente iguais ao momento de plastificação total da viga, para a redução de 31,5 mm (CT1-AB1) para 22,4 mm (CT1-A45) na espessura da chapa de topo constata-se que ocorre um acréscimo de 64% na rotação, tanto calculada considerando-se o centro de rotação no plano médio da mesa comprimida, quanto utilizando-se as distâncias dos pontos de deslocamento nulo, para momento fletor igual a M_p , à mesa tracionada da viga.

Esta constatação, como mostrado na figura 6.13 que apresenta as curvas momento-rotação para os modelos CT1-AB1 e CT1-A45, implicam que a redução na espessura da chapa de topo não afetou a distância entre o ponto de deslocamento nulo e o ponto correspondente ao plano médio da mesa tracionada na seção A-A'.

Também para as seções B-B' e C-C' verifica-se a manutenção da distância dos pontos de deslocamento nulo ao plano médio da mesa tracionada, para a variação da espessura da chapa de topo, mas os acréscimos da rotação são, respectivamente, de 77% e 69%.

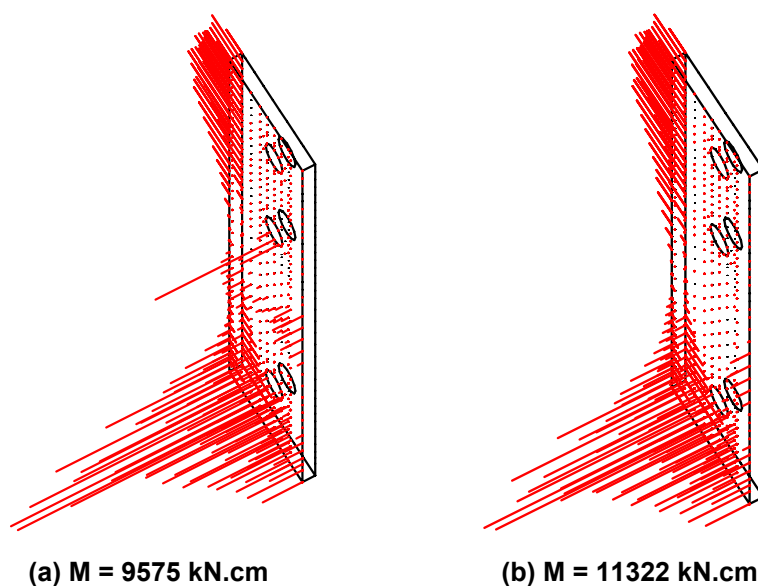


Figura 6.14 – Forças de contato chapa/flange do pilar (CT1-AB1)

Para ilustrar a questão do contato da chapa de topo com o flange do pilar, a figura 6.14 apresenta uma representação esquemática das reações de apoio da chapa do modelo CT1-AB1, para carregamentos equivalentes a 9575 e 11322 kN.cm, respectivamente.

As reações de apoio na direção perpendicular à altura da chapa são devidas à introdução das condições de simetria, já comentadas no capítulo anterior.

Nas figuras 6.15 e 6.16 são apresentados, respectivamente para momentos fletores iguais a 7760 kN.cm e 11322 kN.cm, os gráficos de isotensões, nas direções Y (paralela ao plano da mesa da viga) e Z (paralela ao plano da alma da viga), para o modelo CT1-AB1.

As legendas das figuras apresentam, ainda, o código de cores dos diferentes níveis de tensão, ressaltando-se que os estados de tensão apresentados referem-se à face livre da chapa de topo, ou seja, à face da junção com a viga.

As maiores valores das tensões ocorrem na região imediatamente acima da face superior da mesa tracionada, próximo ao plano médio da alma, com grande concentração das tensões σ_z nesta região.

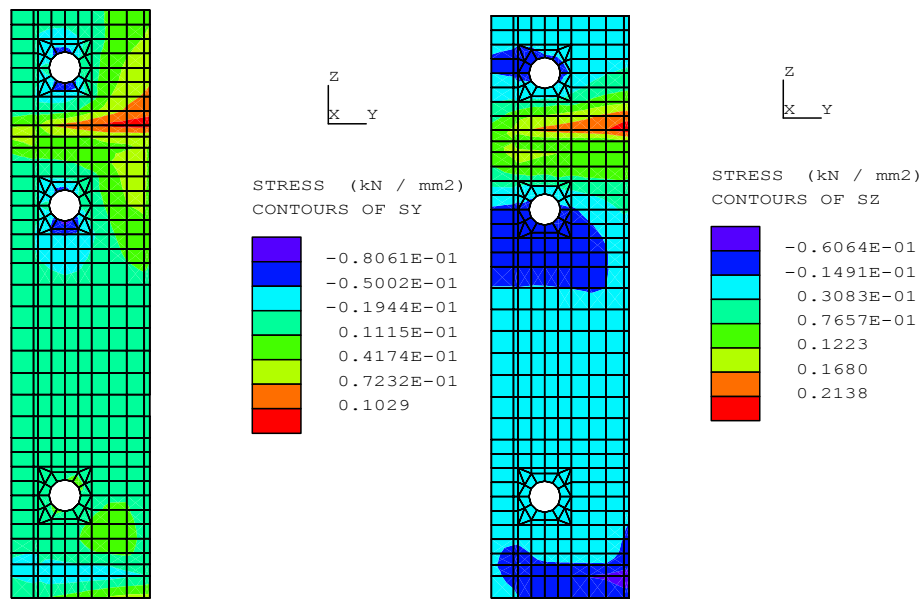


Figura 6.15 – Tensões σ_y e σ_z na chapa de topo do modelo CT1-AB1 (M = 7760 kN.cm)

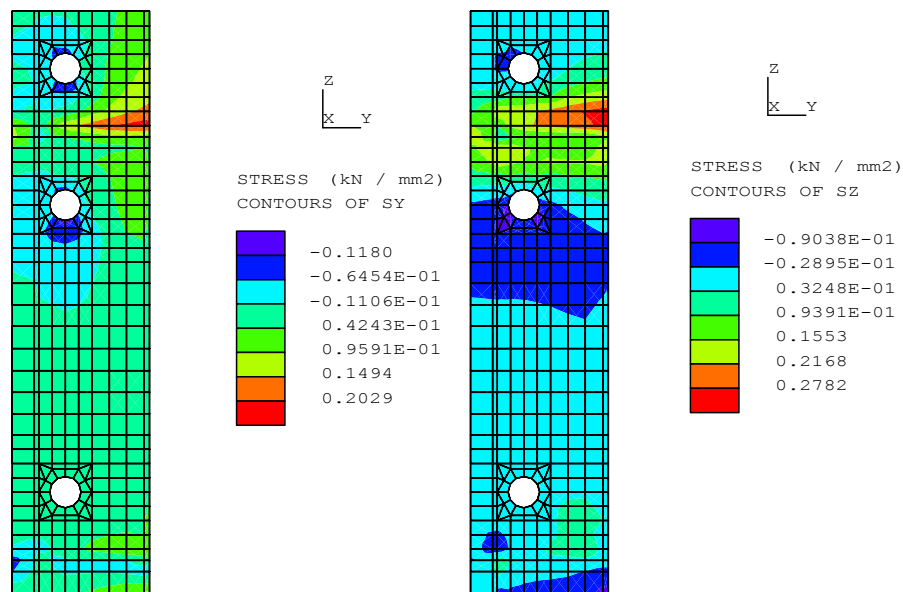


Figura 6.16 – Tensões σ_y e σ_z na chapa de topo do modelo CT1-AB1 (M = 11322 kN.cm)

No capítulo 4, foi apresentada uma descrição da instrumentação utilizada nos protótipos para a análise experimental.

A figura 6.17 indica, esquematicamente, a posição dos pontos de instalação das rosetas (análise experimental) na chapa de topo para os protótipos do grupo 1 (VS 250x37).

Os resultados obtidos para estes pontos, em termos de tensões nas direções Y e Z, são apresentados nas figuras 6.18 e 6.19.

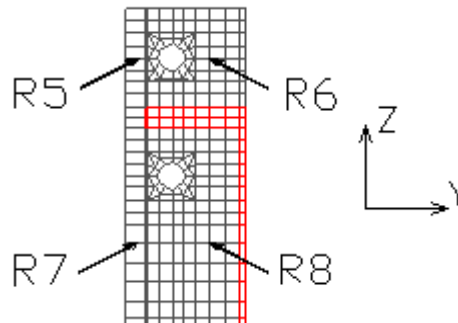


Figura 6.17: Posição dos pontos instrumentados da chapa de topo

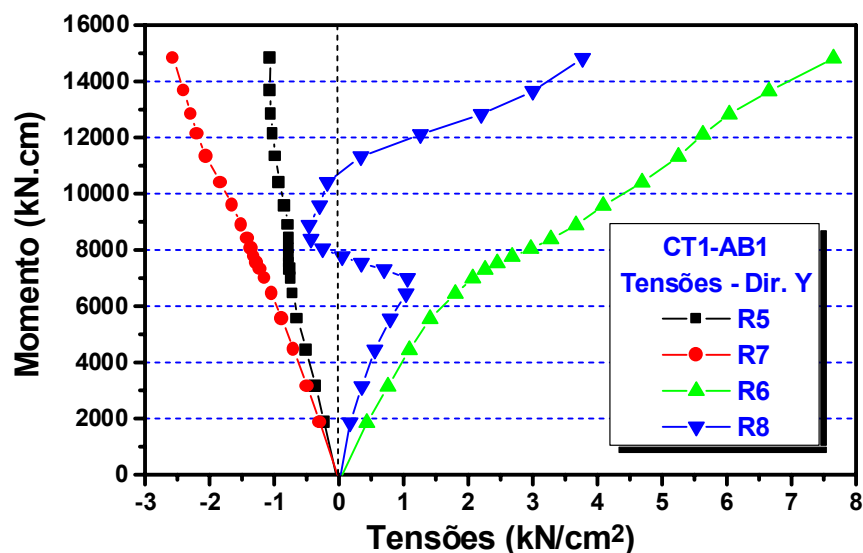


Figura 6.18 – Tensões na chapa de topo em pontos correspondentes às rosetas (direção Y)

Para as tensões σ_y , o comportamento nos pontos correspondentes às rosetas 5 e 7 não é muito diferente, por sua proximidade com a borda da chapa de topo, verificando-se maiores valores da tensão na roseta 7, em virtude do maior deslocamento chapa/flange na borda da chapa, em relação ao ponto correspondente à roseta 5, como pode ser observado na figura 6.3, ou comparando-se as figuras 6.7 e 6.9.

A figura 6.18 mostra que as tensões no ponto correspondente à roseta 8 sofrem grande influência das curvaturas impostas à chapa de topo

devido à sua proximidade com a alma da viga, principalmente para momentos fletores na ligação entre 6991 e 8382 kN.cm.

Estes valores, como será comentado no item 6.1.4, correspondem à faixa de momentos fletores para os quais as forças de contato entre a chapa de topo e o flange do pilar anulam-se na região da mesa tracionada, iniciando-se o alongamento dos parafusos e a flexão da chapa de topo.

No ponto correspondente à roseta 6 os valores das tensões na direção Y são sempre crescentes, em função da não existência de enrijecimento no plano XZ (plano da alma da viga).

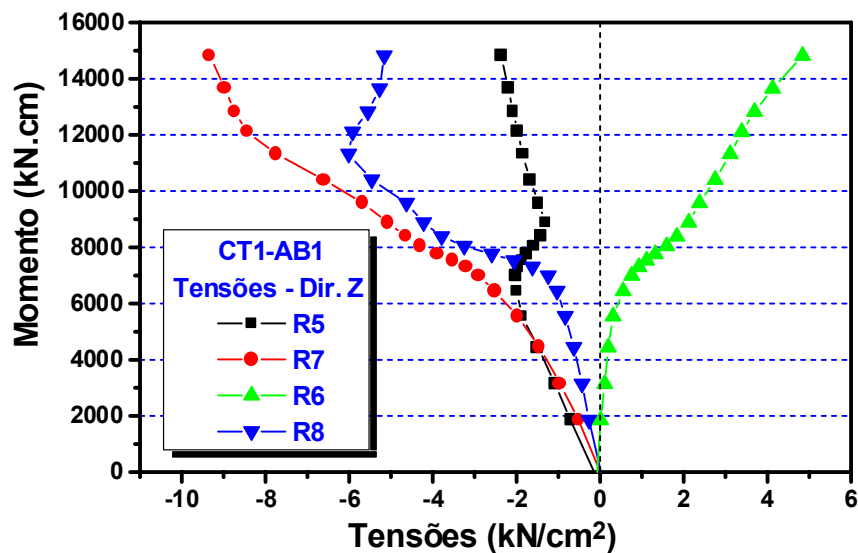


Figura 6.19 – Tensões na chapa de topo em pontos correspondentes às rosetas (direção Z)

Para as tensões σ_z , como mostrado na figura 6.19, os valores são praticamente iguais em R5 e R7 para as primeiras etapas de atuação do momento fletor, verificando-se uma diminuição das tensões no ponto correspondente à roseta 5, exatamente para a faixa de valores do momento fletor anteriormente mencionada, correspondente ao início do alongamento dos parafusos e consequente afastamento entre a chapa de topo e o flange do pilar.

Com o aumento progressivo da solicitação, as tensões neste ponto voltam a crescer, à medida em que aumentam os deslocamentos no ponto

correspondente à intersecção entre o plano médio da alma e o plano médio da mesa tracionada.

Merece ainda destaque o comportamento das tensões no ponto correspondente à roseta 8, para os valores mais altos do momento fletor que solicita a ligação, verificando-se que, para $M > 11322$, as tensões σ_z apresentam valores decrescentes, o que pode ser explicado pelo elevado aumento do afastamento entre a chapa de topo e o flange do pilar, como mostrado na figura 6.3, para o ponto da borda superior da chapa de topo.

6.1.2 – Parafusos

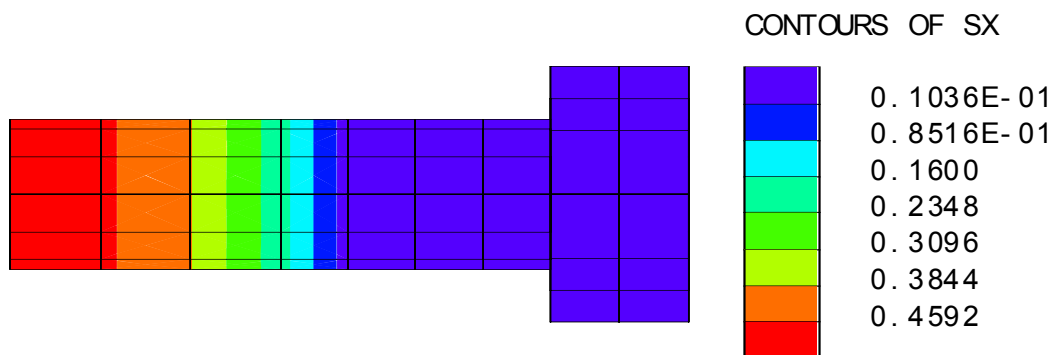


Figura 6.20 – Tensões de protensão nos parafusos com 16 mm de diâmetro (kN/mm²)

A protensão nos parafusos, como mencionado no capítulo anterior, foi aplicada através da introdução de forças de tração atuando nos pontos nodais da extremidade dos parafusos.

A figura 6.20 mostra o estado de tensão imposto aos parafusos com 16 mm de diâmetro, utilizados nos modelos CT1-AB1 e CT1-A45, aos quais foi aplicada uma força total de protensão igual a 85 kN, como recomendado pela NBR 8800 (1986).

Devido ao modo de aplicação da protensão, ocorre uma variação da tensão ao longo do comprimento do parafuso, diminuindo da extremidade do

parafuso em direção à cabeça, resultando em tensões de valor muito baixo na região do fuste em contato com a chapa de topo.

Com a aplicação do carregamento externo, os parafusos passam a resistir a esforços de tração crescentes, como mostrado na figura 6.21, que apresenta a variação da força de tração nos parafusos das linhas externa e interna da região tracionada do modelo CT1-AB1, em comparação com os valores teóricos, calculados considerando-se a transmissão do momento fletor apenas através das mesas da viga.

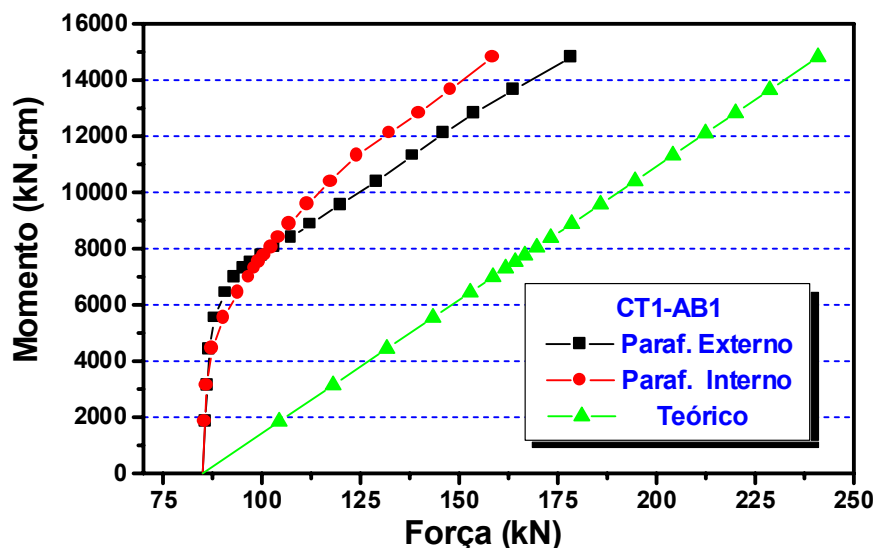


Figura 6.21 – Forças resistidas pelos parafusos tracionados (CT1-AB1)

Para o modelo CT1-AB1, com chapa de topo de 31,5 mm de espessura, os resultados obtidos mostram que a força resistida pelos parafusos da linha externa é equivalente a 68% da força teórica, considerando-se o momento fletor igual a 11322 kN.cm ($\cong M_p$) enquanto nos parafusos da linha interna a força de tração corresponde a 61% da força teórica.

O modelo CT1-A45, com $t_{ch} = 22,4$ mm, apresenta resultados praticamente idênticos para o esforço de tração resistido pelos parafusos das linhas interna e externa, exceto por uma pequena variação (no máximo igual a 9%) para momentos fletores entre 4550 e 8030 kN.cm.

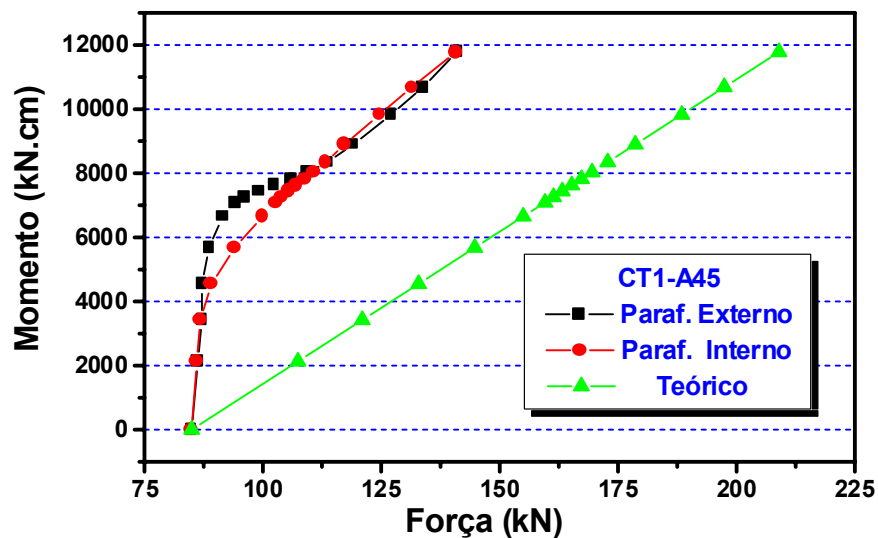


Figura 6.22 – Forças resistidas pelos parafusos tracionados (CT1-A45)

A figura 6.22 mostra a variação da força nos parafusos para o modelo CT1-A45, em função do momento fletor, apresentando uma relação entre os valores obtidos e os valores teóricos igual a 0,67, para momento fletor equivalente ao momento nominal teórico de plastificação total da seção transversal da viga.

Para avaliação da influência da espessura da chapa de topo, apresenta-se nas figuras 6.23 e 6.24, respectivamente, a comparação entre as forças de tração resistidas pelos parafusos das linhas externa e interna dos modelos CT1-AB1 e CT1-A45.

O acréscimo verificado na força de tração que solicita os parafusos externos foi de apenas 2%, enquanto nos parafusos internos foi de 13%, para a redução de 31,5 mm para 22,4 mm na espessura da chapa de topo, considerando-se momentos fletores equivalentes a M_p .

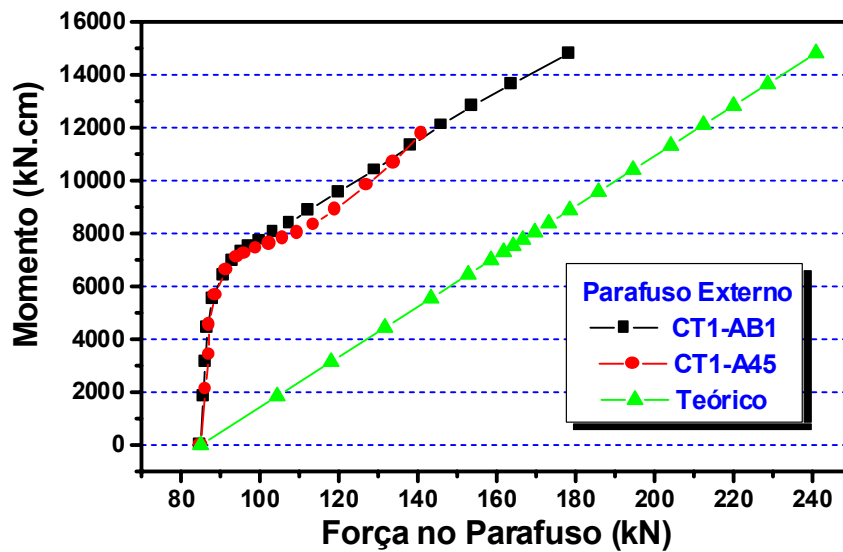


Figura 6.23 – Tração nos parafusos externos: Influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 16$ mm)

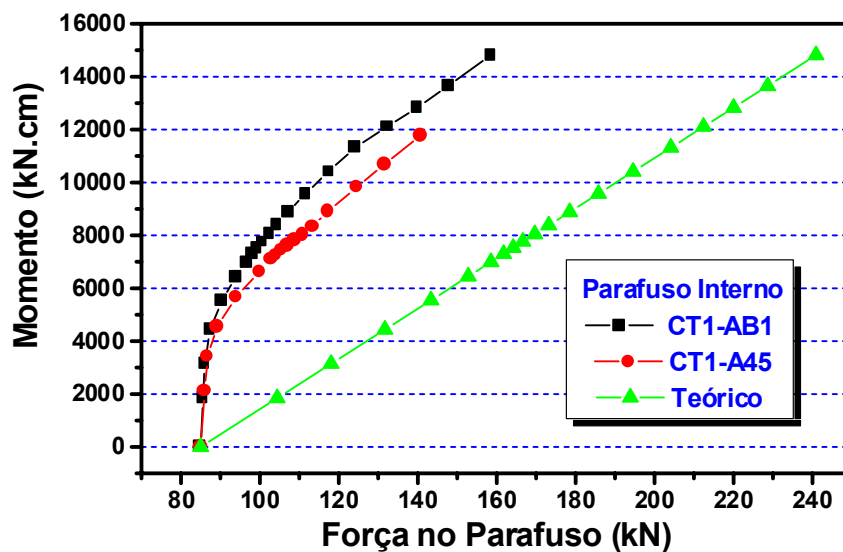


Figura 6.24 – Tração nos parafusos internos: Influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 16$ mm)

As distribuições de tensões longitudinais de tração nos parafusos (das linhas externa e interna), são apresentadas nas figuras 6.25 e 6.26, respectivamente para os modelos CT1-AB1 e CT1-A45, nas quais pode-se verificar o efeito de flexão introduzido nos parafusos devido à deformação da chapa de topo.

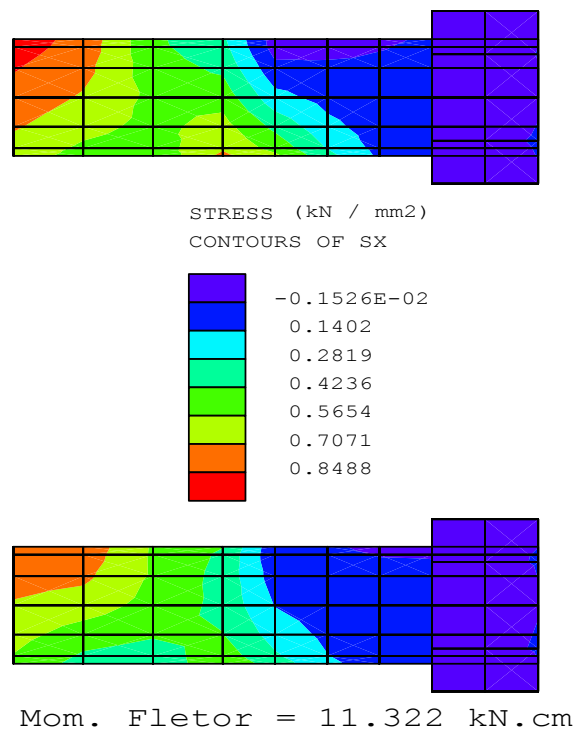


Figura 6.25 – Tensões de tração nos parafusos (Modelo CT1-AB1)

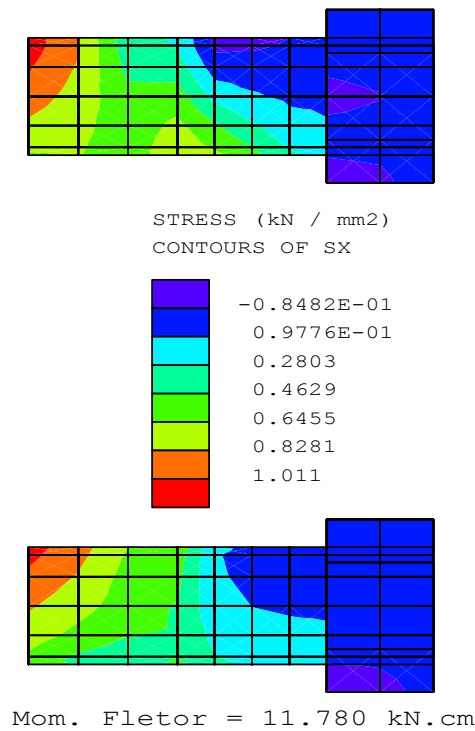


Figura 6.26 – Tensões de tração nos parafusos (Modelo CT1-A45)

Nota-se, ainda, que tanto para o parafuso da linha externa quanto para o da linha interna, na região do fuste em contato com os furos da chapa, a tensão de tração apresenta valores mais elevados abaixo do eixo

dos parafusos.

Este fato é decorrência da grande espessura da chapa de topo e não ocorre para os parafusos do modelo CT1-AB6 ($t_{ch} = 19$ mm e $d_p = 19$ mm), como mostrado na figura 6.27, que apresenta uma razoável simetria das tensões no fuste dos parafusos das linhas externa e interna, em relação à mesa tracionada da viga.

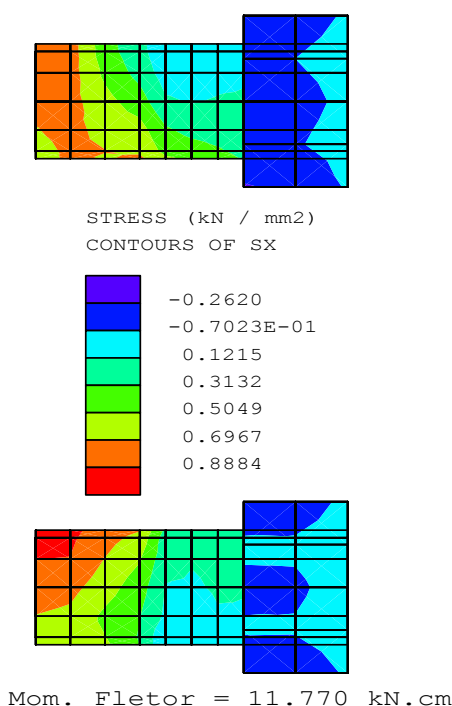
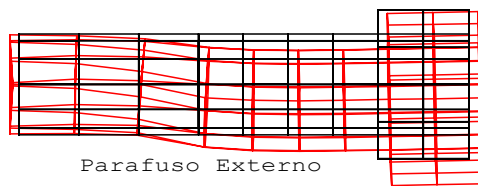


Figura 6.27 – Tensões de tração nos parafusos (Modelo CT1-AB6)

As figuras 6.28 e 6.29 apresentam, respectivamente para os modelos CT1-AB1 e CT1-AB6, a deformação final dos parafusos para momentos fletores equivalentes ao momento teórico nominal de plastificação total da seção transversal da viga.

Observa-se que a deformação da chapa de topo, aliada às condições de contato entre os parafusos e a chapa conduzem às situações relatadas anteriormente.

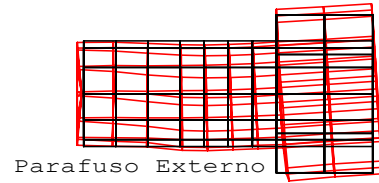


Parafuso Externo

Modelo CT1-AB1

Mom. Fletor = 11.322 kN.cm

Diam. do Parafuso = 16 mm

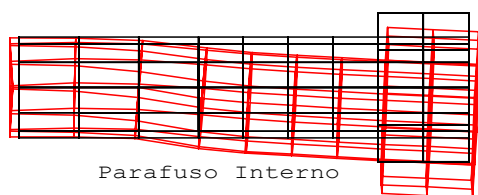


Parafuso Externo

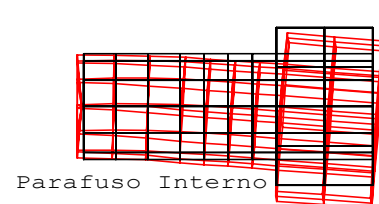
Modelo CT1-AB6

Mom. Fletor = 11.770 kN.cm

Diam. Parafuso = 19 mm



Parafuso Interno



Parafuso Interno

Figura 6.28 – Deformação dos parafusos (CT1-AB1)

Figura 6.29 – Deformação dos parafusos (CT1-AB6)

Na fase experimental deste trabalho, alguns protótipos foram montados com parafusos instrumentados por intermédio de extensômetros elétricos de resistência, colocados em posição diametral no fuste do parafuso, próximo à cabeça dos mesmos, portanto na região em contato com as paredes dos furos da chapa de topo.

A forma escolhida para introdução da protensão nos modelos para a análise numérica não se mostra adequada para a comparação com os resultados experimentais, em razão da já comentada variação das tensões longitudinais – e por consequência das deformações – ao longo do parafuso.

A figura 6.30 ilustra esta questão, verificando-se que as deformações, devidas à protensão, são muito pequenas na região do fuste próxima à cabeça do parafuso.

Também para as etapas de aplicação do carregamento externo, introduzindo momento fletor na ligação, a colocação de apoios nas extremidades dos parafusos mantém a mesma situação estabelecida na fase de protensão, gerando maiores tensões (e deformações) nas regiões próximas à extremidade dos parafusos.

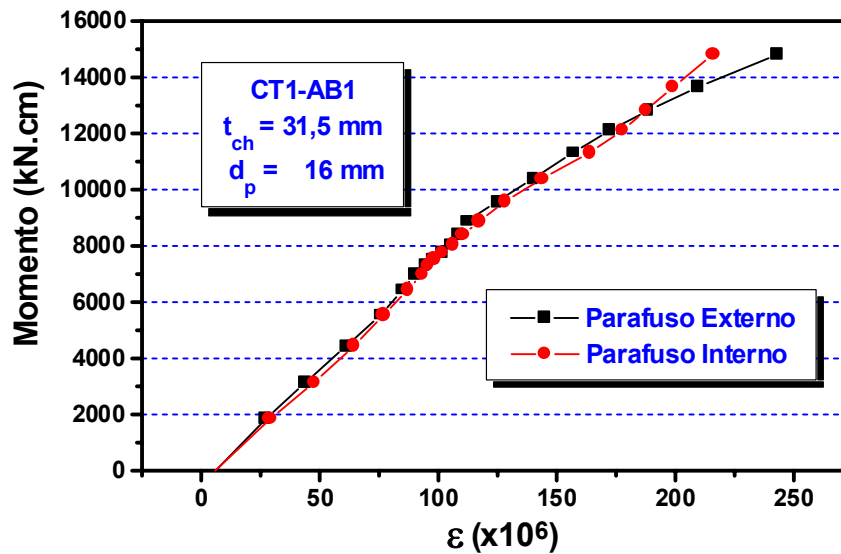


Figura 6.30 – Deformações na região próxima à cabeça dos parafusos

Para efeito de comparação com os resultados apresentados na figura 6.30, considerando-se uma distribuição uniforme ao longo do fuste do parafuso, as deformações devidas à protensão deveriam ser da ordem de 2094×10^{-6} e, teoricamente, deveriam atingir 3098×10^{-6} (correspondente a $f_{yp} = 63,5 \text{ kN/cm}^2$), para o momento fletor aproximadamente igual a 3800 kN.cm (considerando-se a hipótese de transmissão do momento fletor apenas por intermédio das mesas).

O que se verifica, entretanto, é que a deformação média próxima à cabeça do parafuso é de apenas 6×10^{-6} e atinge os valores 243×10^{-6} e 216×10^{-6} somente para momento fletor igual a 14816 kN.cm, no caso do modelo CT1-AB1.

Comentários sobre a questão da forma de introdução da protensão nos modelos numéricos e também da consideração das condições de contorno nos parafusos serão apresentadas no capítulo final deste trabalho.

É importante ressaltar, porém, que:

- i) O procedimento adotado neste trabalho para a introdução das forças de protensão nos parafusos foi o mesmo empregado por outros pesquisadores, como KRISHNAMURTHY (1974a, 197b, 1974c, 1975b e 1978b) e KRISHNAMURTHY & GRADDY (1976).

- ii) Outros pesquisadores, como BURSI & JASPART (1997), SHERBOURNE & BAHARI (1994, 1997a e 1997b) e BAHARI & SHERBOURNE (1994 e 1996) preferem não considerar a protensão nos parafusos, devido à pequena influência deste parâmetro no comportamento momento-rotação das ligações, exceto para chapas de topo com espessura muito grande.

Não obstante todas as considerações apresentadas, a deformação média ao longo do fuste dos parafusos é útil para a identificação tanto das diferenças de comportamento entre os parafusos das linhas interna e externa da região tracionada da ligação, quanto para uma análise da influência de outros fatores tais como a espessura da chapa de topo.

Neste sentido, as figuras 6.31 e 6.32 apresentam, respectivamente, as deformações médias no fuste dos parafusos dos modelos CT1-AB1 e CT1-A45 (descontadas as deformações devidas à protensão dos parafusos), indicando-se também a variação das deformações teoricamente esperadas e da deformação ϵ_y correspondente ao limite de escoamento dos parafusos.

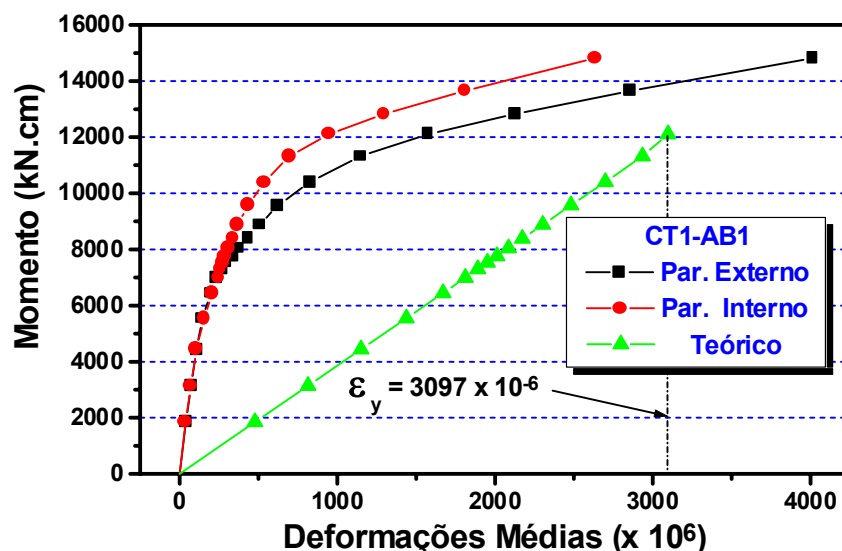


Figura 6.31 – Deformações médias no fuste dos parafusos (CT1-AB1)

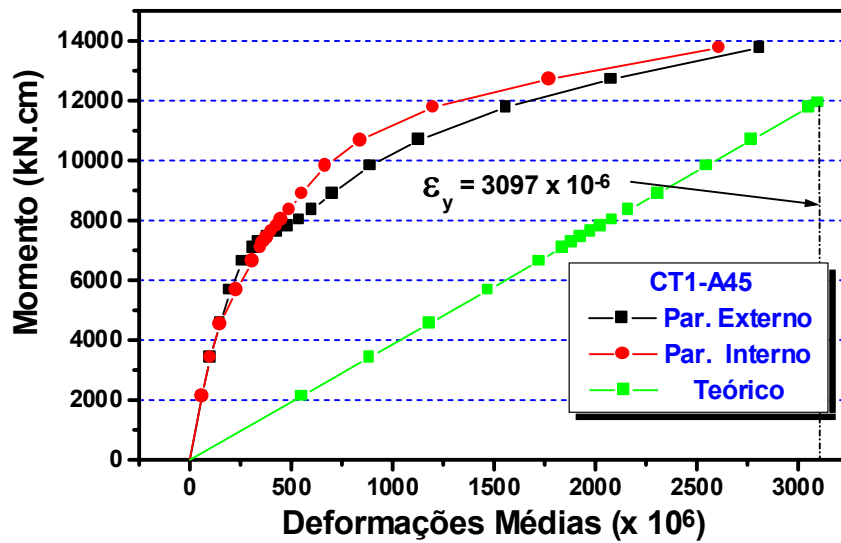


Figura 6.32 – Deformações médias no fuste dos parafusos (CT1-A45)

Para momentos fletores equivalentes a M_p , a deformação média no fuste dos parafusos internos equivale a 78% do valor verificado para o parafuso externo do modelo CT1-AB1, enquanto no modelo CT1-A45 o valor desta relação sobe para 86%.

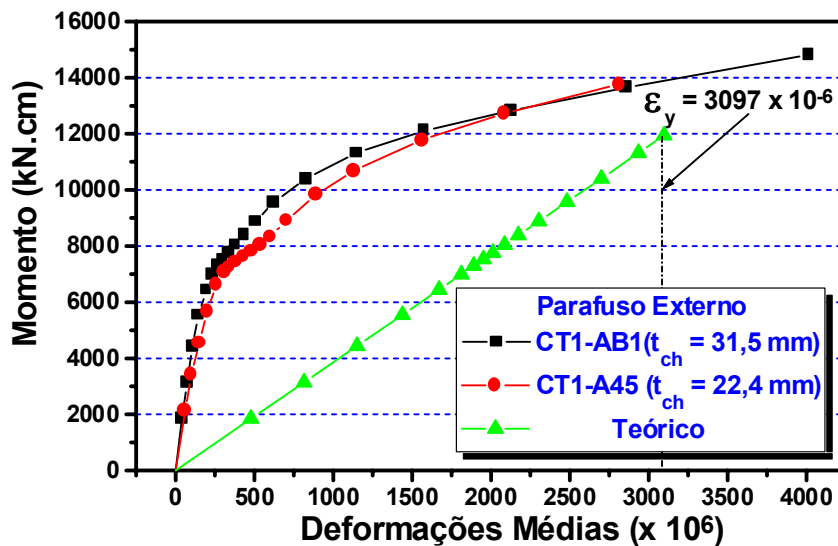
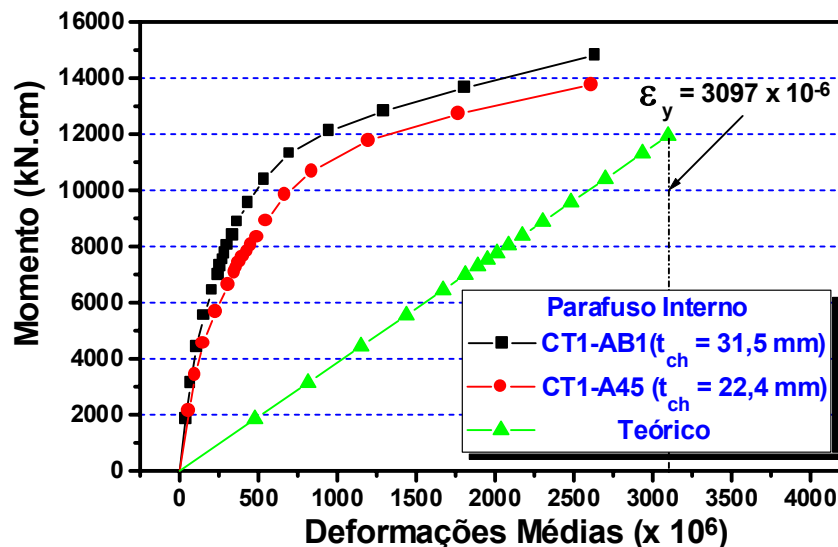


Figura 6.33 – Deformações médias nos parafusos da linha externa:
Influência da espessura da chapa de topo

Constata-se ainda, que os valores das deformações nos parafusos internos e externos, em cada um dos modelos analisados, permanece

praticamente o mesmo até um determinado nível de solicitação, correspondente a momentos fletores iguais a 7300 kN.cm e 7600 kN.cm, respectivamente para os modelos CT1-AB1 ($t_{ch} = 31,5$ mm) e CT1-A45 ($t_{ch} = 22,4$ mm).



**Figura 6.34 – Deformações médias nos parafusos da linha interna:
Influência da espessura da chapa de topo**

A influência da espessura da chapa de topo é apresentada nas figuras 6.33 e 6.34, constatando-se, para a redução de 31,5 mm para 22,4 mm, um acréscimo de 36% nas deformações médias nos parafusos da linha externa e de 24% para os da linha interna, sempre considerando-se momento fletor na ligação equivalente a M_p .

6.1.3 – Tensões nas mesas e alma das vigas

A título de ilustração, apresenta-se, nas figuras 6.35 e 6.36, respectivamente para as mesas superior e inferior da viga do modelo CT1-AB1, os estados de tensão longitudinal nas faces externa e interna, sob solicitação aproximadamente igual ao momento teórico nominal de plastificação total da seção.

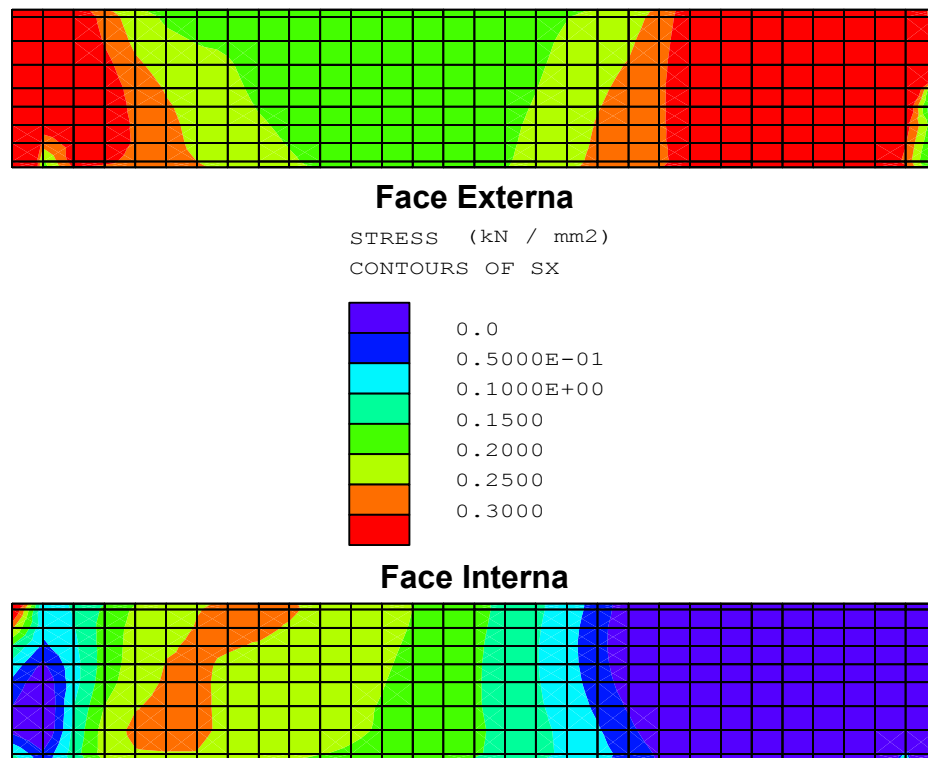
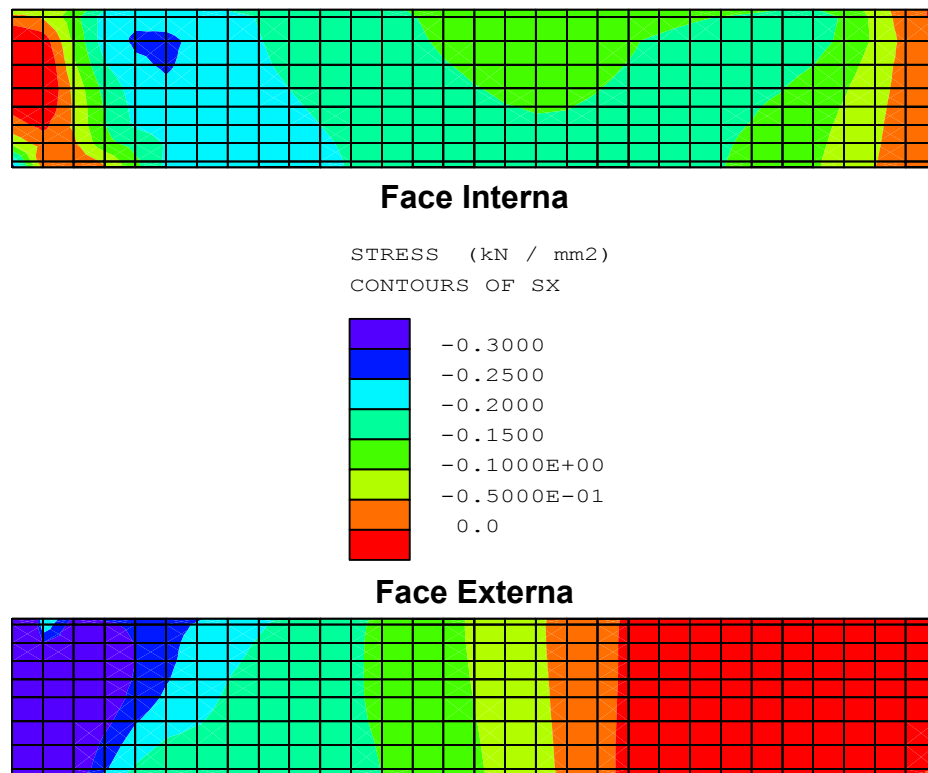


Figura 6.35 – Tensões σ_x nas faces da mesa superior do modelo CT1-AB1 ($M = 11322$ kN.cm)

Observa-se que ocorre concentração de tensões tanto na extremidade da esquerda (soldada à chapa de topo) quanto na extremidade livre da face externa da mesa superior da viga do modelo

A concentração de tensões na extremidade da esquerda, obviamente, é decorrente da ligação com a chapa de topo, enquanto na outra extremidade, aparentemente em desacordo com o comportamento teórico, é apenas resultado da forma de aplicação do carregamento, distribuído ao longo da largura da mesa superior da viga do modelo.

Constata-se, ainda, uma razoável variação da distribuição de tensões entre as faces interna e externa da mesa superior, razão pela qual os resultados das tensões nas mesas serão sempre considerados em termos da média dos valores obtidos entre os pontos situados na espessura da mesa.



**Figura 6.36 – Tensões σ_x nas faces da mesa inferior
do modelo CT1-AB1 (M = 11322 kN.cm)**

Na mesa inferior, não susceptível às ações diretas do carregamento aplicado à mesa superior, a distribuição das tensões longitudinais é mais uniforme, exceto nas proximidades da extremidade soldada à chapa de topo, principalmente na face externa, onde verifica-se tensões superiores a f_y .

Para $M = 11322 \text{ kN.cm}$ ($\cong M_p$) atuando na ligação, a seção $H/2$ estará solicitada por um momento igual a 7548 kN.cm correspondente, teoricamente, a uma tensão longitudinal média de $19,6 \text{ kN/cm}^2$, considerando-se a transmissão do momento fletor apenas através das mesas.

Os valores médios obtidos por intermédio da análise numérica do modelo CT1-AB1 são, respectivamente para as mesas superior e inferior, $20,5 \text{ kN/cm}^2$ e $18,3 \text{ kN/cm}^2$, correspondentes a 105% e 93% dos valores teoricamente previstos.

Considerando-se, entretanto, os valores médios previstos pela teoria

da flexão simples ($\sigma_x = 17,3 \text{ kN/cm}^2$), as tensões obtidas equivalem a 118% para a mesa superior e 106% para a mesa inferior.

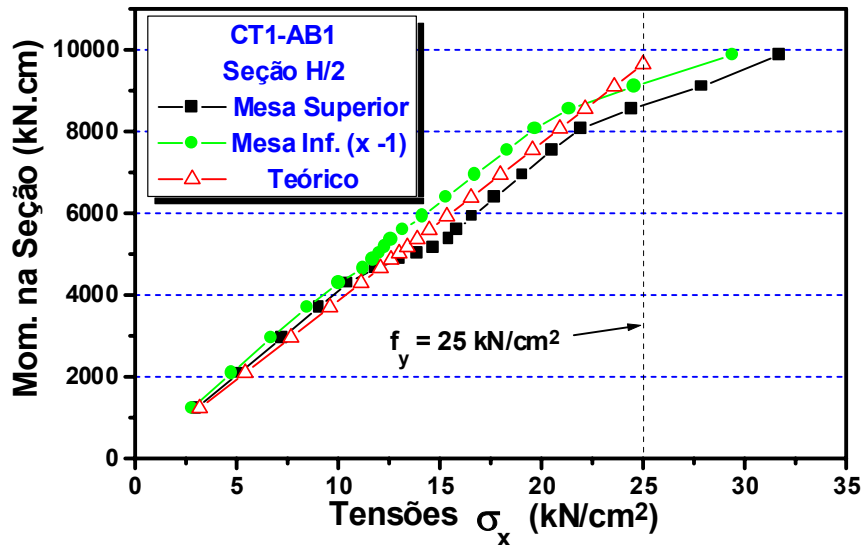


Figura 6.37 – Tensões longitudinais médias nas mesas (CT1-AB1)

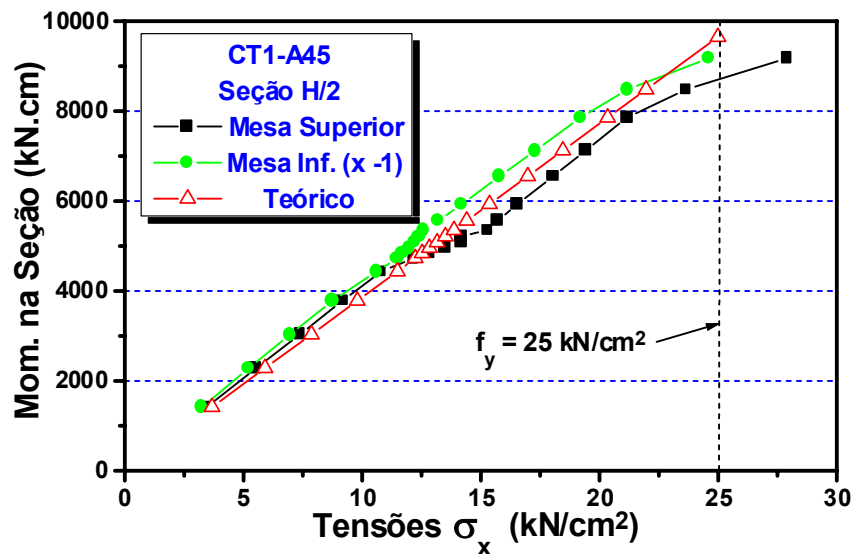


Figura 6.38 – Tensões longitudinais médias nas mesas (CT1-A45)

As figuras 6.37 e 6.38 apresentam, respectivamente para os modelos CT1-AB1 e CT1-A5, a comparação entre as tensões médias nas mesas superior e inferior, indicando-se também a variação das tensões teóricas em função do momento fletor que solicita a seção H/2 e o limite teórico de

escoamento do material.

Para o modelo CT1-A45, o momento fletor igual a 11780 kN.cm ($\cong M_p$) solicitando a ligação, corresponde a $M = 7853$ kN.cm na seção H/2, produzindo uma tensão longitudinal teórica média de $20,3$ kN/cm².

Os valores médios obtidos para este modelo são $21,2$ kN/cm² e $19,2$ kN/cm², respectivamente para as mesas superior e inferior, equivalentes a 104% e 95% dos valores teoricamente previstos, ou seja, a redução da espessura da chapa de topo (de 31,5 mm para 22,4) não alterou os valores médios para momentos fletores aproximadamente iguais a M_p .

Outro aspecto interessante, observado nos gráficos apresentados nas figuras 6.39 e 6.40, refere-se à evolução das tensões à medida que cresce o valor da solicitação por flexão.

Até um determinado limite, correspondente a aproximadamente 5200 kN.cm na seção H/2, as tensões que até então apresentavam-se praticamente uniformes ao longo da largura da mesa, sofrem grandes variações, inclusive com diminuição de valor em alguns pontos da mesa.

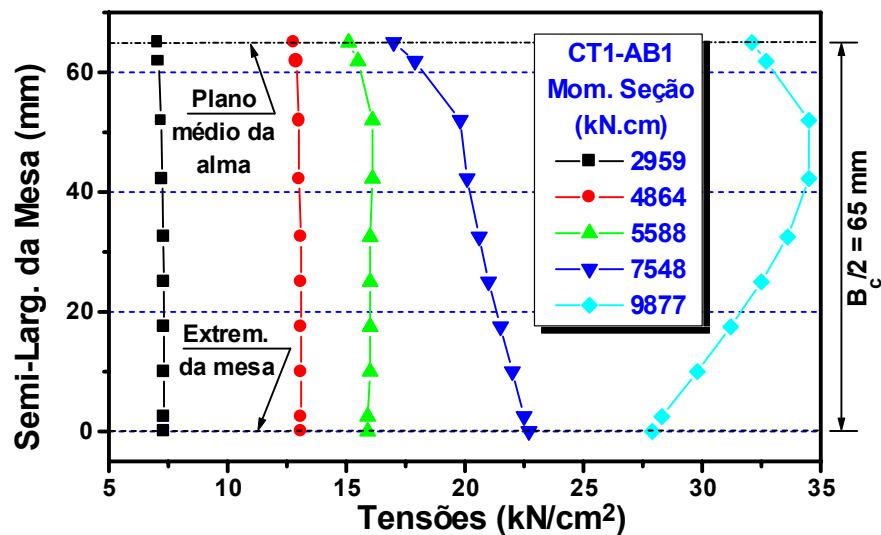


Figura 6.39 – Tensões σ_x na seção H/2 da mesa superior (CT1-AB1)

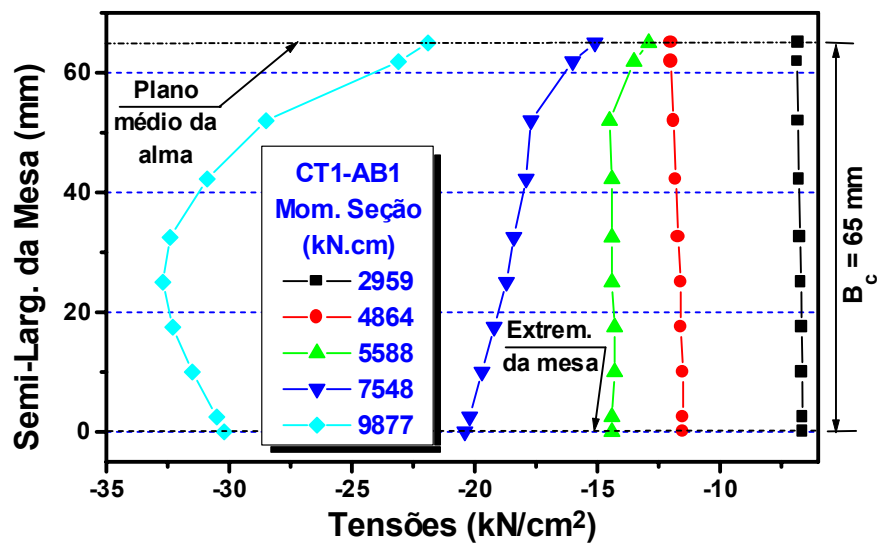


Figura 6.40 – Tensões σ_x na seção $H/2$ da mesa inferior (CT1-AB1)

Para ilustrar este aspecto, vamos considerar os pontos correspondentes aos extensômetros, utilizados na análise experimental, dispostos como mostrado na figura 6.41, nas seções distantes $H/2$ e H da face da chapa de topo.

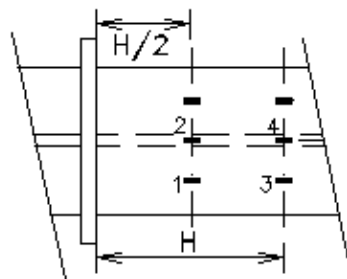


Figura 6.41 – Posicionamento dos extensômetros nas mesas

A variação das tensões longitudinais nos pontos 1 e 2, em função do momento fletor que solicita a seção $H/2$, é apresentada na figura 6.42, observando-se a igualdade de valores até $M \cong 5360$ kN.cm, correspondente a aproximadamente 8040 kN.cm na ligação.

Para momentos fletores superiores ao valor mencionado, verifica-se uma diminuição da taxa de crescimento das tensões longitudinais no ponto correspondente ao plano médio da alma, seguido de um aumento desta taxa

quando a tensão no ponto 1 atinge o valor correspondente ao limite de escoamento do material.

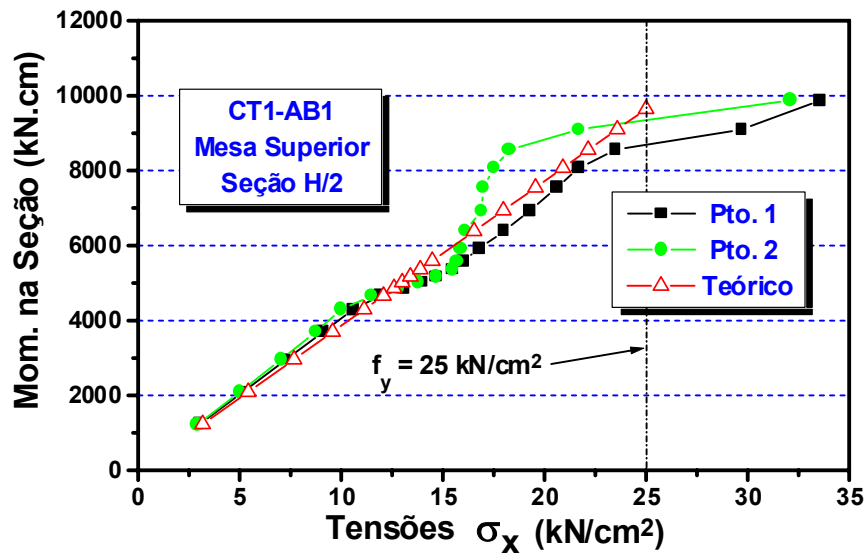


Figura 6.42 – Tensões σ_x nos pontos correspondentes aos extensômetros da mesa superior (seção H/2 – CT1-AB1)

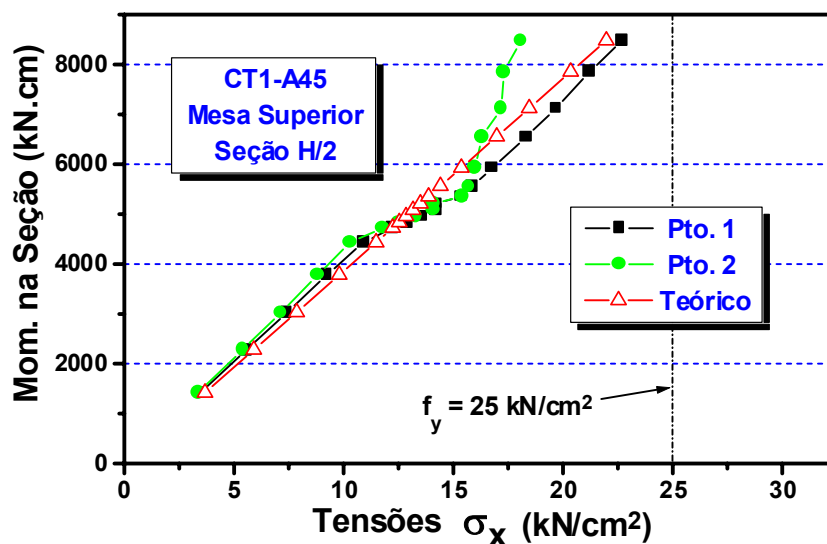


Figura 6.43 – Tensões σ_x nos pontos correspondentes aos extensômetros da mesa superior (seção H/2 – CT1-A45)

Situação análoga é apresentada pelo modelo CT1-A45, como mostrado na figura 6.43, onde observa-se que a modificação do

comportamento tensão – momento fletor ocorre para praticamente o mesmo nível de solicitação.

As figuras 6.42 e 6.43 também indicam os valores teóricos calculados considerando-se a transmissão do momento fletor apenas através das mesas $\sigma_x = M / (A_f \times (H - t_f))$, sendo A_f a área da mesa, constatando-se que os valores obtidos por intermédio da análise numérica são 10% superiores aos valores teóricos, para o momento fletor correspondente à citada modificação da taxa de variação da tensão com a solicitação, para ambos os modelos.

De forma similar, a figura 6.44 apresenta as tensões longitudinais para os pontos 3 e 4 (indicados na figura 6.41), correspondentes aos extensômetros colocados na seção distante H da face da chapa de topo.

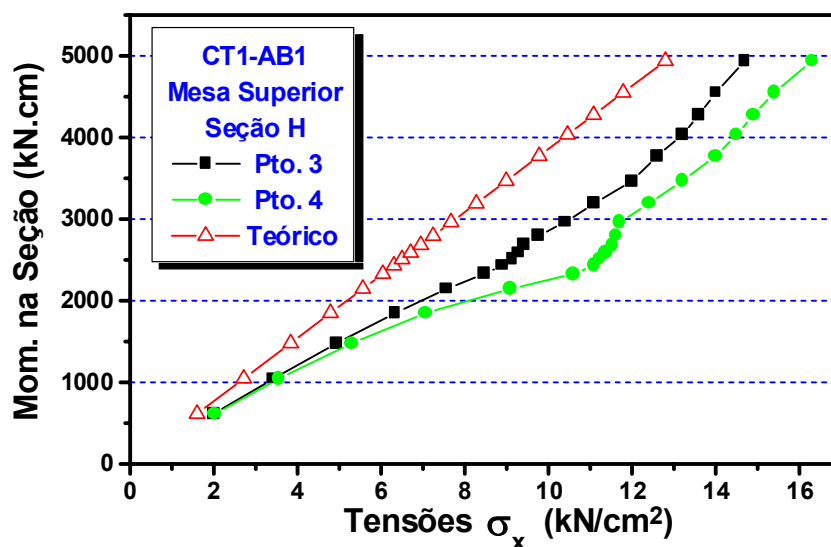


Figura 6.44 – Tensões σ_x nos pontos correspondentes aos extensômetros da mesa superior (seção H – CT1-A45)

O comportamento verificado é análogo ao apresentado na seção H/2, menos para as etapas finais de carregamento, verificando-se ainda que as tensões têm valor superior aos valores teóricos, em decorrência da concentração de tensões na região da mesa próxima aos pontos de aplicação do carregamento.

A alteração verificada na evolução dos valores das tensões coincide com o nível de solicitação correspondente ao “alívio” da pressão de contato introduzida pela protensão dos parafusos entre a chapa de topo e o flange do pilar, na região tracionada da ligação, e será comentada no próximo item deste capítulo.

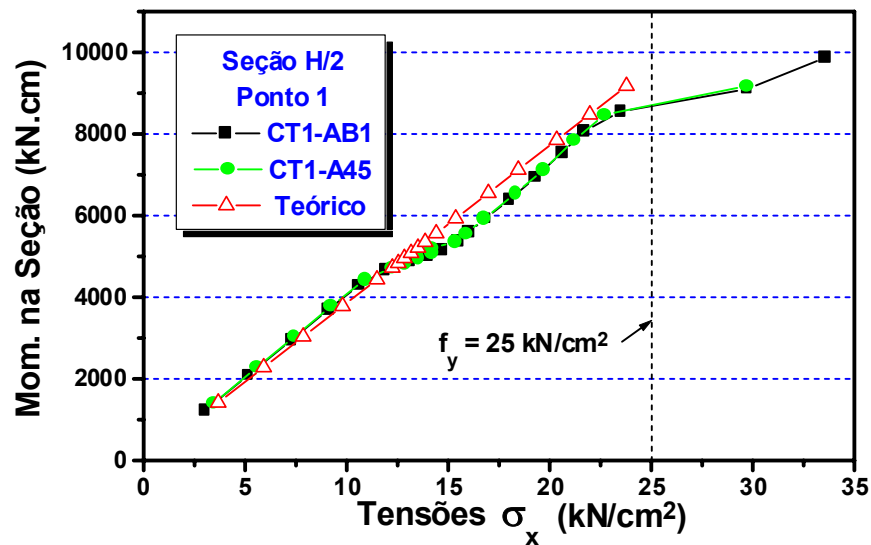


Figura 6.45 – Tensões no ponto médio da aba tracionada (Ponto 1):
Influência da espessura da chapa de topo

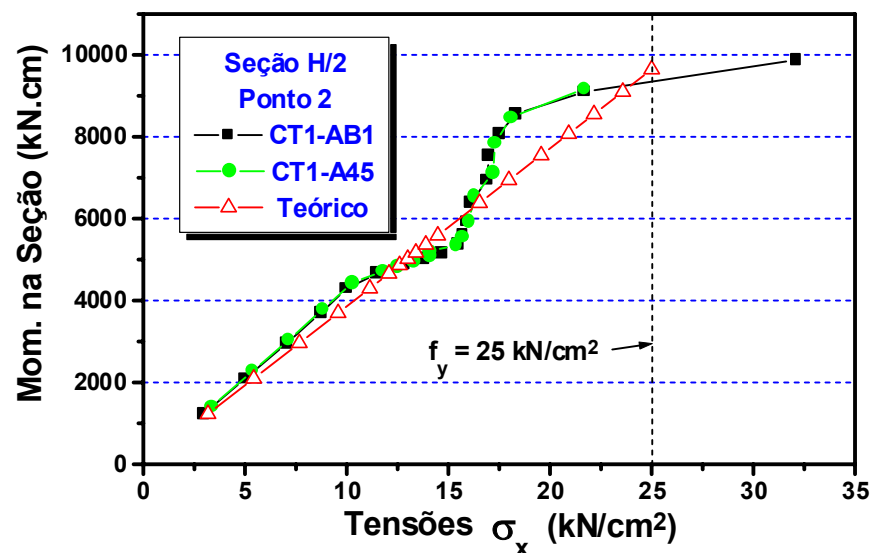


Figura 6.46 – Tensões no ponto médio da mesa tracionada (Ponto 2):
Influência da espessura da chapa de topo

A exemplo de alguns dos demais resultados obtidos, a redução da

espessura da chapa de topo de 31,5 mm (CT1-AB1) para 22,4 mm (CT1-A45) não afeta a distribuição das tensões longitudinais nas mesas, como mostrado nas figuras 6.45 e 6.46 para os pontos da seção $H/2$, correspondentes aos instrumentados com extensômetros elétricos de resistência nos protótipos analisados na fase experimental.

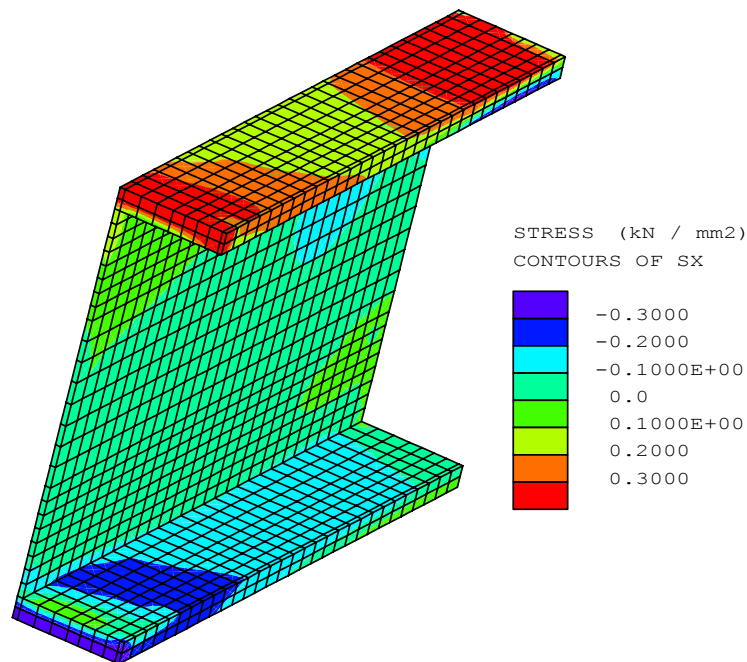


Figura 6.47 – Estado de tensões longitudinais nas mesas e alma do modelo CT1-AB1

Apenas a título de ilustração, a figura 6.47 apresenta as regiões de iso-tensão nas mesas e alma da viga do modelo CT1-AB1, para momento fletor equivalente a M_p .

Na alma da viga, para a seção distante $H/2$ da face do apoio, a distribuição das tensões longitudinais apresenta comportamento atípico para diferentes valores do momento fletor, como mostrado na figura 6.48, onde utilizou-se os valores médios das tensões nas mesas tracionada e comprimida da viga na seção considerada.

Para baixos valores do momento fletor que solicita a seção, entretanto, a distribuição de tensões ao longo da altura da seção transversal

apresenta-se praticamente linear, como mostrado na figura 6.49, também para o modelo CT1-AB1.

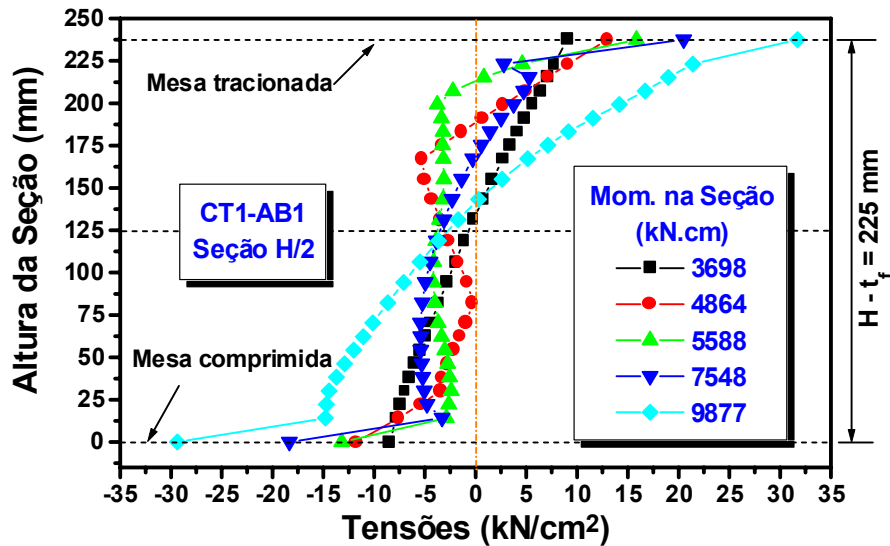


Figura 6.48 – Distribuição de tensões longitudinais ao longo da altura da seção H/2 (CT1-AB1)

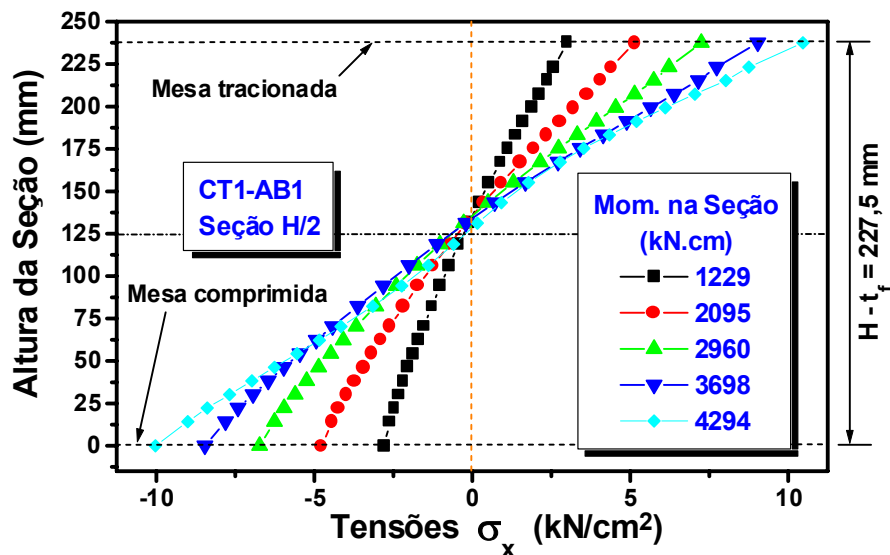


Figura 6.49 – Distribuição linear das tensões longitudinais ao longo da altura da seção H/2 (CT1-AB1)

Na figura 6.50 apresenta-se, para os modelos CT1-AB1 e CT1-A45, a comparação da distribuição de tensões na seção H/2, considerando-se, para cada modelo, duas etapas de carregamento aproximadamente equivalentes,

a segunda das quais é correspondente ao momento fletor na ligação com valor próximo a M_p .

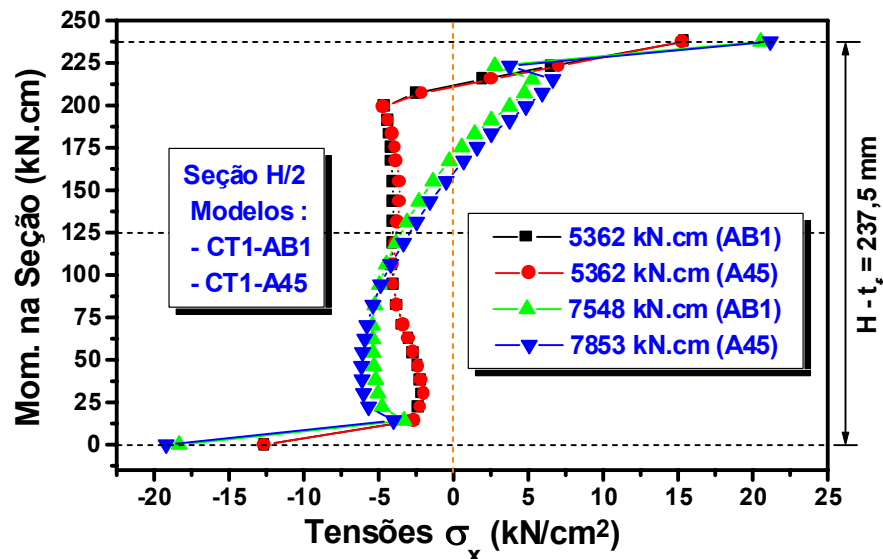


Figura 6.50 – Tensões na seção transversal da viga (Modelos CT1-AB1 e CT1-A45)

Para finalizar este item relativo à distribuição de tensões nas mesas e na alma da viga, é necessário ressaltar que este assunto não é mencionado em praticamente toda a bibliografia consultada.

As pesquisas que utilizaram o método dos elementos finitos para a análise das ligações com chapa de topo, como os trabalhos desenvolvidos por KRISHNAMURTHY (1974a, 1978b, 1975b, 1980c, 1983); KRISHNAMURTHY & GRADY (1976); BAHHARI & SHERBOURNE (1994); BURSI & JASPART (1997) e por SHERBOURNE & BAHHARI (1994, 1997a, 1997b) adotaram modelos com segmentos curtos de viga, mas não mencionam ou se preocupam com a questão da distribuição das tensões.

A única exceção é o trabalho de BAHHARI & SHERBOURNE (1996) que apresenta figuras indicando os contornos de tensões em chapas de topo com pequena espessura e algumas outras nas quais pode-se visualizar a distribuição das tensões na alma das vigas.

Entretanto, nenhum comentário é apresentado, mesmo porque a análise foi feita considerando-se um carregamento que, por sua própria

natureza, introduzia tensões longitudinais linearmente distribuídas ao longo da altura da seção transversal da viga.

6.1.4 – Contato chapa/flange do pilar

Com a aplicação da força de protensão, no valor de 85 kN em cada parafuso ($d_p = 16$ mm) dos modelos CT1-AB1 e CT1-A45, a chapa de topo fica submetida a pressões de contato com o flange do pilar, representadas por reações de apoio com valores não nulos em pontos situados no entorno dos parafusos.

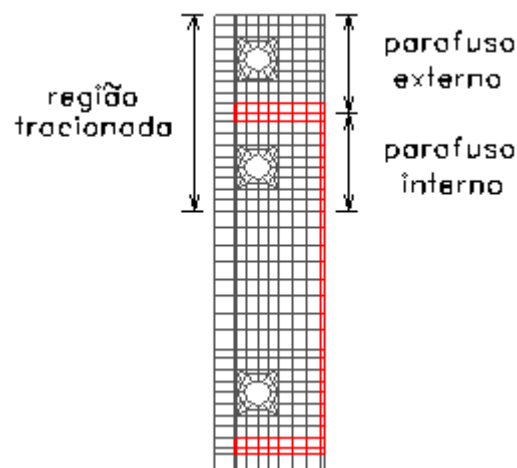


Figura 6.51 – Região tracionada da ligação

Tomando-se os valores das reações de apoio na região tracionada da ligação, representada na figura 6.51 e subdividida em função da área de influência dos parafusos das linha externa e interna, para uma solitação de 8043 kN.cm na ligação do modelo CT1-AB1 (correspondente a 5360 kN.cm na seção $H/2$), observa-se que praticamente não existe pressão de contato nos pontos próximos ao parafuso externo da ligação, exceto em alguns pontos da extremidade superior da chapa, para os quais a soma das reações de apoio é de apenas 1,3 kN.

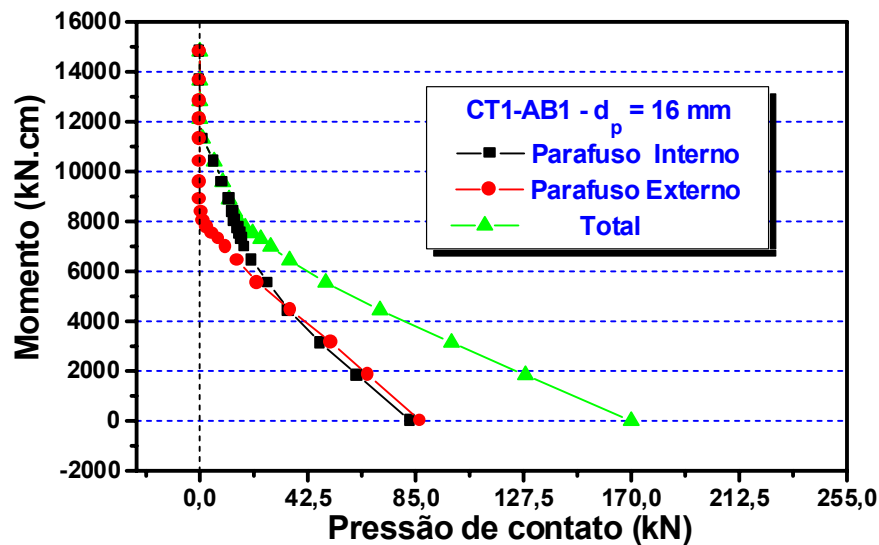


Figura 6.52 – Pressão de contato na região tracionada da ligação (CT1-AB1)

Especificamente para o modelo CT1-AB1, com chapa de topo com 31,5 mm de espessura, as curvas representadas na figura 6.52 mostram que a redução da pressão de contato ocorre de forma quase uniforme na região tracionada, para as primeiras etapas de aplicação do carregamento, atingindo valor nulo para os pontos da área de influência do parafuso externo antes que tal condição seja atingida nos pontos próximos ao parafuso interno.

Com a redução da pressão de contato, a força de tração transmitida pela mesa introduz flexão na chapa de topo (segundo os planos médios da mesa e da alma da viga) e tração adicional nos parafusos, o que reflete-se na modificação da taxa de variação das tensões longitudinais na mesa, mencionada no item anterior, principalmente nos pontos pertencentes ao plano médio da alma, em função do maior deslocamento da chapa de topo.

O modelo CT1-A45, também com parafusos de 16 mm de diâmetro, apresenta praticamente o mesmo comportamento em termos da redução da pressão de contato, uma vez que as forças de protensão são iguais.

A diferença é que, conforme pode ser percebido comparando-se as figuras 6.53 e 6.52, a pressão de contato não é totalmente anulada na região acima da mesa tracionada, verificando-se um resíduo de

aproximadamente 6 kN, distribuído em pontos da extremidade superior da chapa de topo.

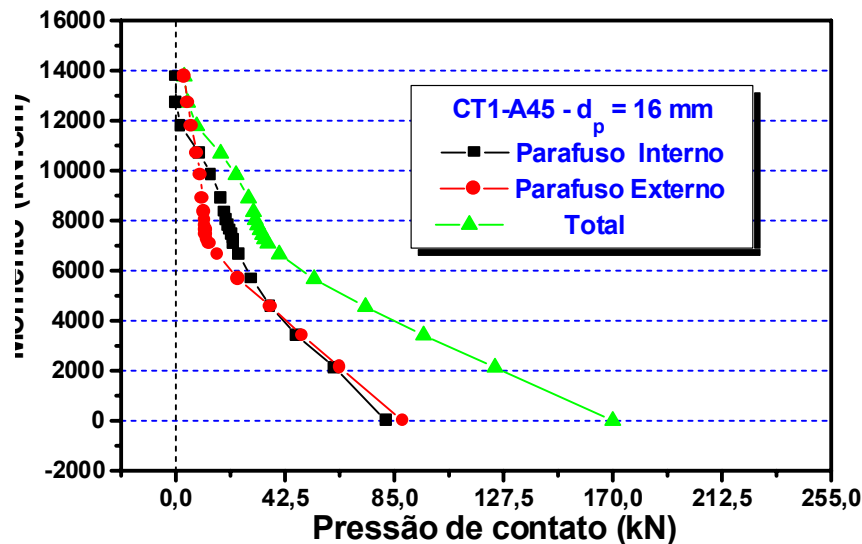


Figura 6.53 – Pressão de contato na região tracionada da ligação (CT1-A45)

Isto é decorrência da menor espessura da chapa de topo e, com maior intensidade, pode ser observado na figura 6.54, relativa ao modelo CT1-AB6, com chapa de topo de 19 mm de espessura.

Os parafusos utilizados no modelo CT1-AB6 têm 19 mm de diâmetro, tendo sido aplicadas forças de protensão no valor de 125 kN em cada parafuso, sendo necessária uma parcela maior da força de tração transmitida pela mesa para anular a pressão de contato.

Observando-se os resultados das reações de apoio devidas à protensão dos parafusos, verifica-se que os valores não nulos situam-se em pontos situados em regiões próximas aos parafusos.

Com a introdução do momento fletor na ligação, devido à sua pequena espessura, a chapa de topo sofre uma acentuada flexão, o que produz reações de apoio não nulas em pontos tanto mais próximos da extremidade superior da chapa de topo quanto maior a solicitação.

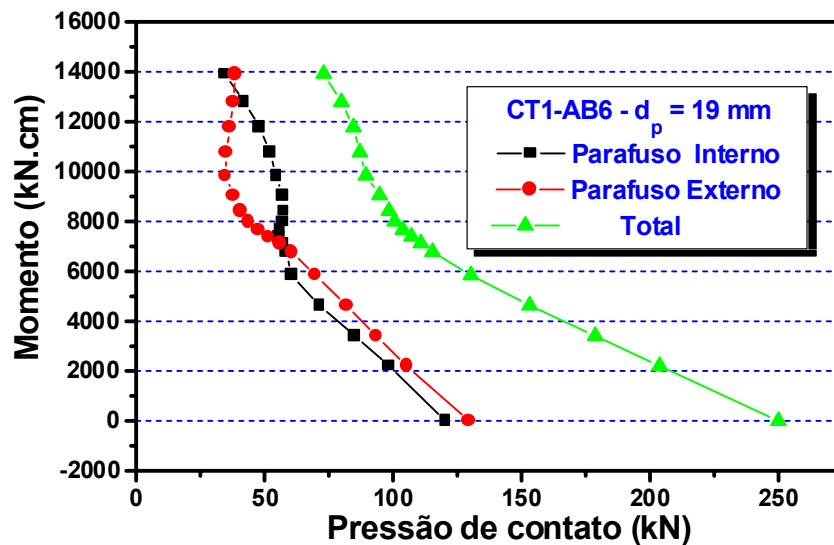


Figura 6.54 – Pressão de contato na região tracionada da ligação (CT1-AB6)

Para o momento equivalente ao momento teórico de plastificação total da seção transversal da viga (M_p), a somatória das reações de apoio nos pontos das áreas de influência dos parafusos das linhas interna e externa atingiu, respectivamente, 35,8 kN e 37,2 kN.

Este último valor corresponde à intensidade das forças de alavanca (“prying action”), desenvolvidas devido ao contato da chapa com o flange do pilar, em função da flexão da chapa, das quais um total de aproximadamente 30 kN refere-se a pontos situados na extremidade superior da chapa.

6.2 – Resultados dos modelos do Grupo 2 (VS 350x58)

Como no caso dos modelos do grupo 1, o valor total do carregamento previsto aplicado a cada modelo do grupo 2 foi obtido de modo a representar uma solicitação na ligação equivalente ao momento nominal teórico de plastificação total da seção transversal da viga, acrescido de 20%, ($M = 1,2 \times M_p = 1,2 \times 1137 \times 25 = 34110$ MPa), também aplicado em etapas aproximadamente equivalentes a 10% do carregamento total.

Tabela 6.2 – Carregamentos e momentos fletores atuantes

nos modelos CT2-AB1 e CT2-AB2

Etapa	CT2-AB1			CT2-AB2		
	F _t (kN)	M (kN.cm)	M/M _p (%)	F _t (kN)	M (kN.cm)	M/M _p (%)
1	39,93	4192	12,29	39,03	4098	12,01
2	67,88	7128	20,90	67,03	7038	20,63
3	91,77	9636	28,25	94,34	9906	29,04
4	111,84	11743	34,43	116,46	12229	35,85
5	123,41	12958	37,99	130,33	13684	40,12
6	130,64	13718	40,22	135,81	14260	41,80
7	132,92	13957	40,92	142,20	14931	43,77
8	135,73	14251	41,78	148,18	15559	45,62
9	139,38	14635	42,91	154,78	16252	47,65
10	143,86	15105	44,28	164,48	17271	50,63
11	149,12	15658	45,90	181,25	19032	55,79
12	155,13	16289	47,75	199,64	20962	61,45
13	164,03	17223	50,49	226,60	23792	69,75
14	176,52	18535	54,34	255,31	26808	78,59
15	192,36	20198	59,21	279,93	29392	86,17
16	211,43	22200	65,08	303,59	31877	93,45
17	230,61	24214	70,99	☒	☒	☒
18	251,36	26393	77,38	☒	☒	☒
19	272,38	28600	83,85	☒	☒	☒
20	295,33	31010	90,91	☒	☒	☒
21	313,72	32940	96,57	☒	☒	☒

Deste grupo foram analisados numericamente os modelos CT2-AB1 ($t_{ch} = 37,5$ mm e $d_p = 22$ mm), correspondente aos protótipos CT2A-1/B-1 - dimensionado pelo método do Manual brasileiro (1988) com a consideração de força de alavanca igual a zero – e CT2-AB2 ($t_{ch} = 31,5$ mm e $d_p = 22$ mm), correspondente aos protótipos CT2A-2/B-2 – dimensionado de acordo com as prescrições do método proposto por KRISNMANURTHY (1978b).

A tabela 6.2 apresenta, para os modelos citados, os valores do carregamento efetivamente aplicado em cada etapa (forças na extremidade

da viga), dos correspondentes momentos fletores na ligação e da relação percentual entre esses valores e o momento teórico nominal de plastificação total da seção transversal da viga do modelo.

6.2.1 – Chapa de topo

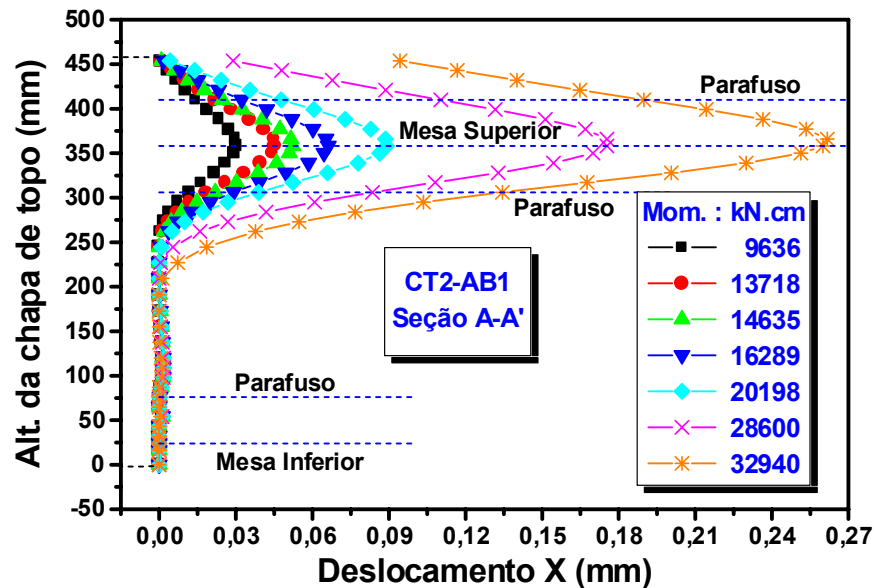


Figura 6.55 – Deslocamentos da chapa de topo: Seção A-A' (CT2-AB1)

Os gráficos dos deslocamentos da chapa de topo para o modelo CT2-AB1, nas seções longitudinais A-A', B-B' e C-C', são apresentados nas figuras 6.55 a 6.57, para alguns valores do momento fletor na ligação, inclusive para o momento fletor igual a 28600 kN.cm, praticamente idêntico ao momento teórico nominal de plastificação total da seção transversal da viga ($M_p = 28425$ kN.cm).

As referidas seções, indicadas na figura 6.2, correspondem à extremidade lateral da chapa de topo, à linha vertical de centro dos parafusos e ao plano médio da alma da viga do modelo.

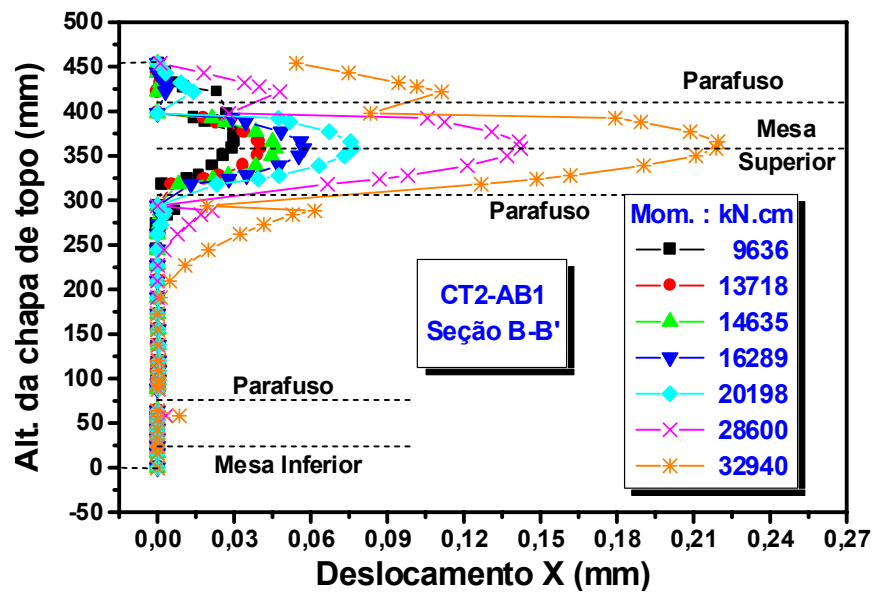


Figura 6.56 – Deslocamentos da chapa de topo: Seção B-B' (CT2-AB1)

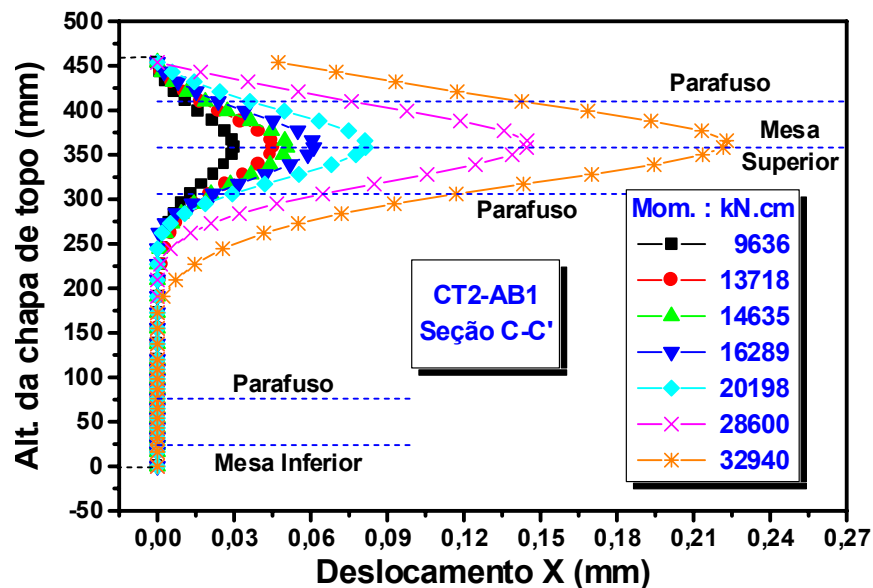


Figura 6.57 – Deslocamentos da chapa de topo: Seção C-C' (CT2-AB1)

Os gráficos apresentados nas figuras 6.55 a 6.57 conduzem às mesmas constatações feitas para o modelo CT1-AB1 (grupo1), quanto à falta de simetria, em relação à mesa tracionada da viga, entre os deslocamentos dos pontos situados sobre as linhas (externa e interna) de centro dos parafusos.

Isto implica em uma condição de coerência do método adotado pelo

Manual brasileiro (1988), uma vez que os modelos CT1-AB1 e CT2-AB1 foram dimensionados com a consideração de forças de alavancas nulas ($\alpha = 0$), obtendo-se a maior espessura de chapa e o menor diâmetro de parafuso admitido pelo método.

Comparando-se os resultados, para momentos fletores na ligação correspondentes a 85% dos respectivos momentos nominais teóricos de plastificação total das seções transversais das vigas (11650 kN.cm para o modelo CT1-AB1 e 28425 kN.cm para o modelo CT2-AB1), ambos os modelos apresentam a praticamente a mesma relação $\cong 75\%$ entre os deslocamentos dos pontos relativos às linhas interna e externa de parafusos, na seção C-C', correspondente ao plano médio da alma das vigas.

A brusca variação dos deslocamentos, para os pontos situados na borda dos furos, também é observada na figura 6.56 devido à presença de dois elementos de junta nesses pontos, o primeiro relativo à simulação do contato entre a chapa de topo e o flange do pilar e o segundo correspondente ao contato entre o fuste dos parafusos e as paredes dos furos.

Nas seções analisadas, os valores obtidos para a distância vertical do plano médio da mesa tracionada ao primeiro ponto de deslocamento nulo foram 131mm (seções A-A' e B-B') e 148,5 mm (seção C-C'), correspondentes a, respectivamente 39% e 44% da distância ($H - t_f$), para $M = 28600$ kN.cm.

Para as seções transversais apresentadas nas figuras 6.58 a 6.61, respectivamente correspondentes à extremidade superior da chapa de topo (D-D'), à linha externa de parafusos (E-E'), ao plano médio da mesa tracionada (F-F') e à linha interna de parafusos (G-G'), a principal diferença em relação ao modelo CT1-AB1 (com a chapa de topo mais espessa entre os modelos do grupo 1) é que os pontos correspondentes ao plano médio da alma não apresentam os maiores deslocamentos para as seções D-D' e F-F'.

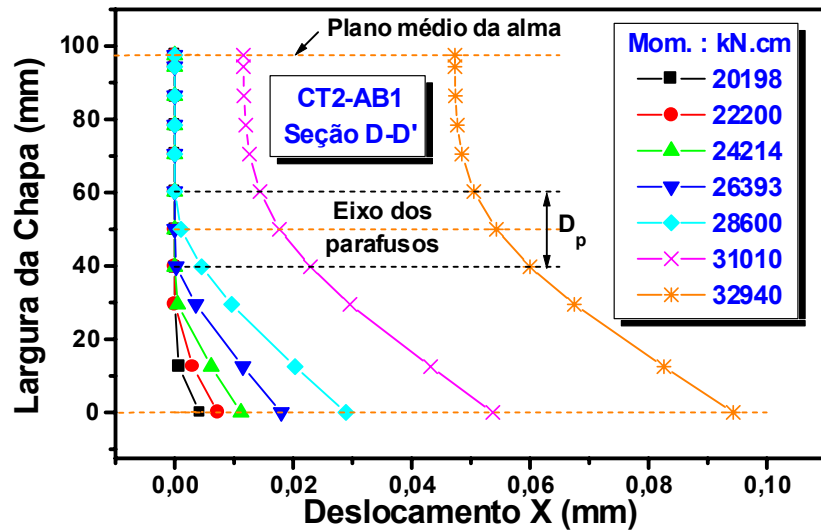


Figura 6.58 – Deslocamento da chapa de topo: Seção D-D' (CT2-AB1)

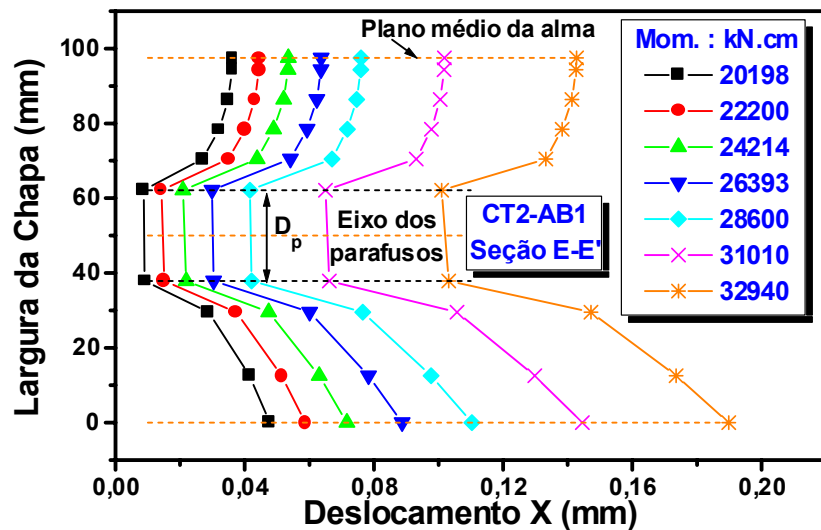


Figura 6.59 – Deslocamento da chapa de topo: Seção E-E' (CT2-AB1)

Na seção D-D', como pode ser observado na figura 6.58, apenas para momentos fletores superiores a M_p , o deslocamento do ponto médio da largura da chapa de topo é diferente de zero, representando apenas 22% do deslocamento verificado na extremidade lateral da chapa para $M = 31010$ kN.cm ($1,09 M_p$) e atingindo 50% para a última etapa de carregamento, correspondente a $1,16 M_p$ ($M = 32940$ kN.cm).

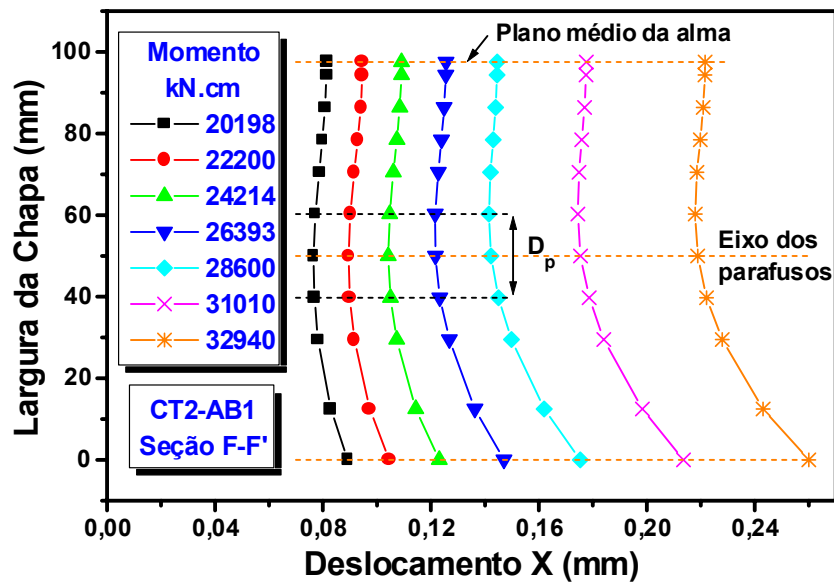


Figura 6.60 – Deslocamento da chapa de topo: Seção F-F' (CT2-AB1)

Os valores dos deslocamentos do ponto correspondente à extremidade lateral da chapa de topo, para a seção F-F', são superiores a 90% dos valores dos deslocamentos verificados no plano médio da alma para momentos fletores inferiores a 22200 kN.cm ($0,78 M_p$), atingindo 82% para $M \cong M_p$.

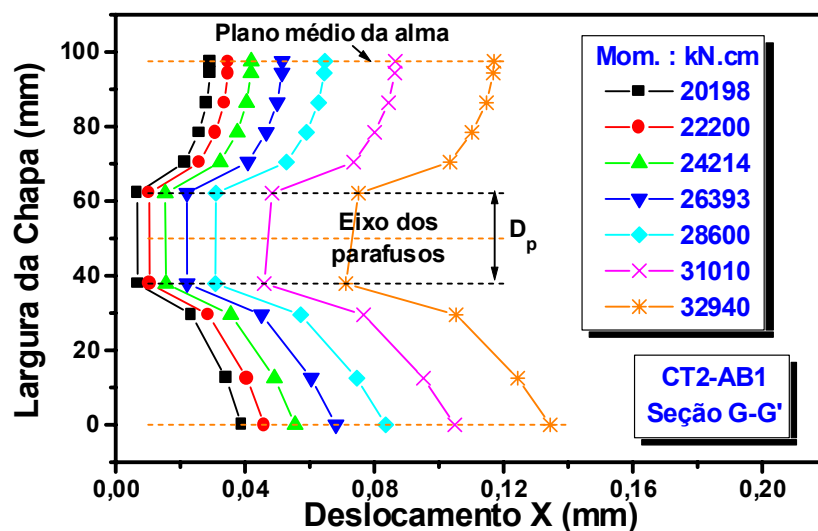


Figura 6.61 – Deslocamento da chapa de topo: Seção G-G' (CT2-AB1)

A diferença de comportamento deve-se não somente à espessura da chapa de topo mas também à relação entre a distância entre o centro do furo e o plano vertical de simetria do modelo (plano médio da alma da viga) e a

semi-largura da chapa de topo.

Para os modelos do grupo 1, com parafusos de 16 mm de diâmetro (como o modelo CT1-AB1), a mencionada relação é igual a 0,54, enquanto para o modelo CT2-AB1 ($t_{ch} = 37,5$ mm e $d_p = 22$ mm) é 24% menor.

Como consequência, a maior relação entre a distância do centro do furo à borda lateral da chapa de topo, apresentada pelos modelos do grupo 2, determina o maior deslocamento dos pontos desta borda em relação aos pontos situados no plano médio da viga.

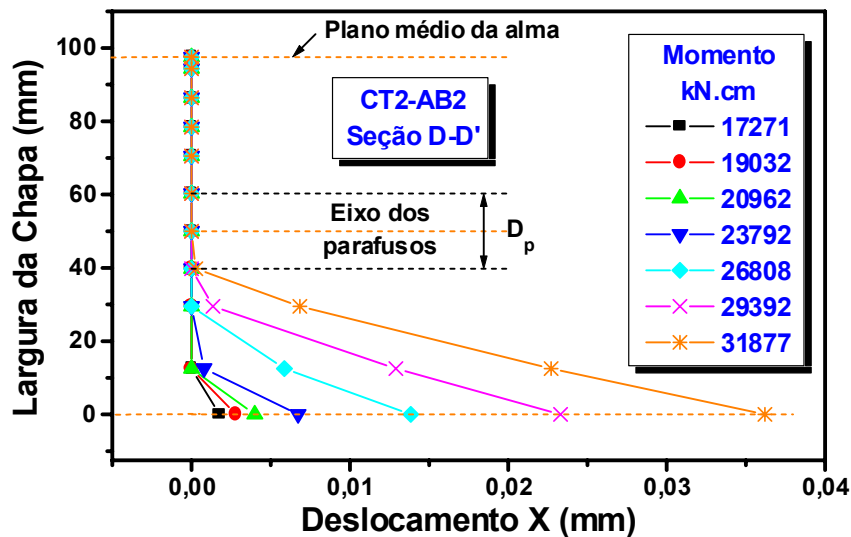


Figura 6.62 – Deslocamento da chapa de topo: Seção D-D' (CT2-AB2)

Mesmo para o modelo CT2-AB2, com parafusos de mesmo diâmetro e chapa de topo com 31,5 mm de espessura, verifica-se o mesmo comportamento, como apresentado na figura 6.62, obtendo-se deslocamentos nulos para o ponto da borda superior da chapa correspondente ao plano de simetria do modelo, embora os deslocamentos da borda lateral da chapa de topo possam ser desprezados (deslocamento máximo igual a 0,036 mm para $M = 31877$ kN.cm).

Para o cálculo das rotações da ligação do modelo CT2-AB1, apresentadas na figura 6.63, considerou-se os deslocamentos verificados no plano médio da mesa tracionada, divididos pela distância ($H - t_f$) para os valores ditos teóricos e pela distância do plano mencionado ao ponto de

deslocamento nulo, em cada uma das seções, para os valores relativos aos resultados do programa computacional LUSAS.

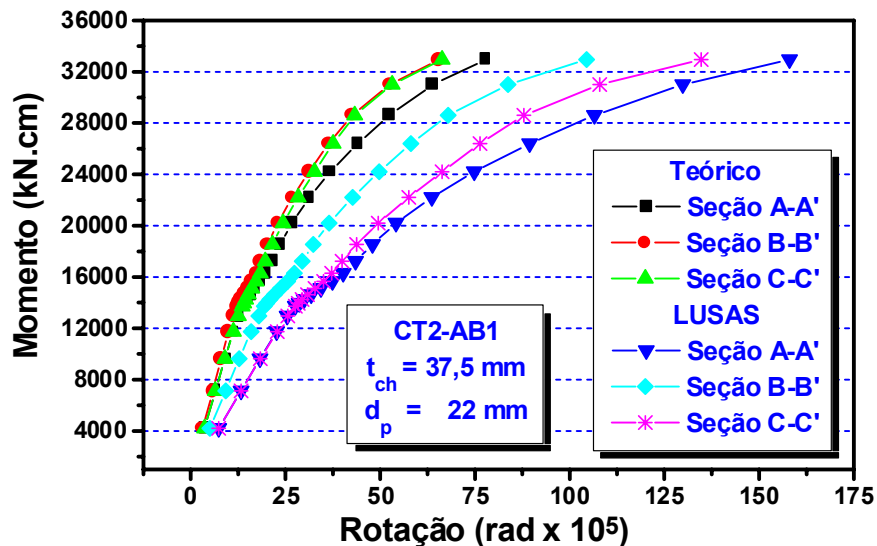


Figura 6.63 – Comportamento momento-rotação do modelo CT2-AB1

Face ao anteriormente exposto (maior deslocamento do ponto da extremidade lateral da chapa de topo, situado sobre o plano médio da mesa), as rotações na seção A-A' são maiores que as calculadas para as demais seções, correspondendo a 1,21 vezes a rotação nas seções B-B' e C-C', para os valores calculados considerando-se a distância entre os planos médios das mesas (rotações teóricas) para o modelo CT2-AB1, sob solicitação igual a 28600 kN.cm.

Calculando-se as rotações com a utilização das distâncias dos pontos de deslocamento nulo ao plano médio da mesa, verifica-se que as rotações na seção B-B', correspondente à linha vertical dos centros dos furos, são iguais a 64% e 77% das rotações obtidas para as seções A-A' e C-C' respectivamente.

A figura 6.64 indica que o comportamento momento-rotação do modelo CT2-AB2 ($t_{ch} = 31,5$ mm e $d_p = 22$ mm) é semelhante ao do modelo CT2-AB1 (apresentado na figura 6.63), inclusive em termos de menores valores das rotações na seção B-B', o que também pode ser comprovado na figura 6.65, onde são representadas as curvas momento-rotação obtidas com a utilização dos valores médios obtidos para as seções anteriormente,

para os modelos CT2-AB1 e CT2-AB2.

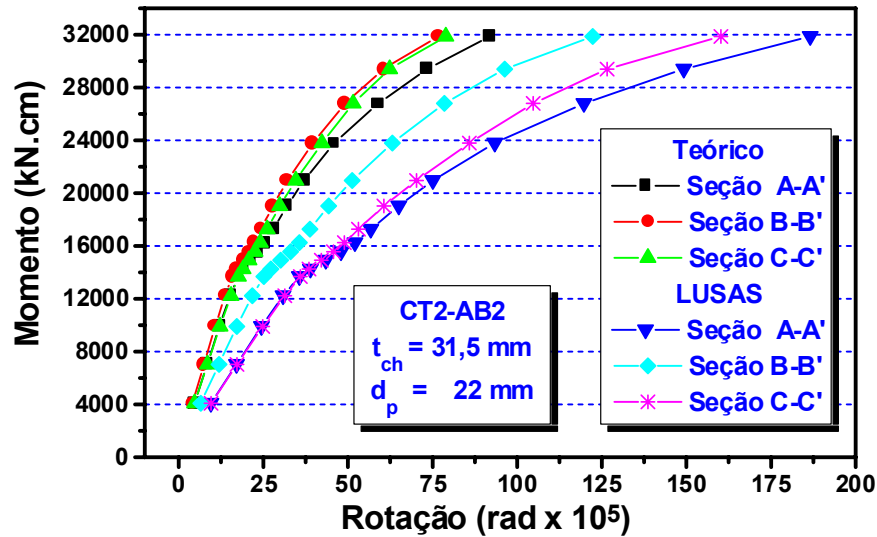


Figura 6.64 – Comportamento momento-rotação do modelo CT2-AB2

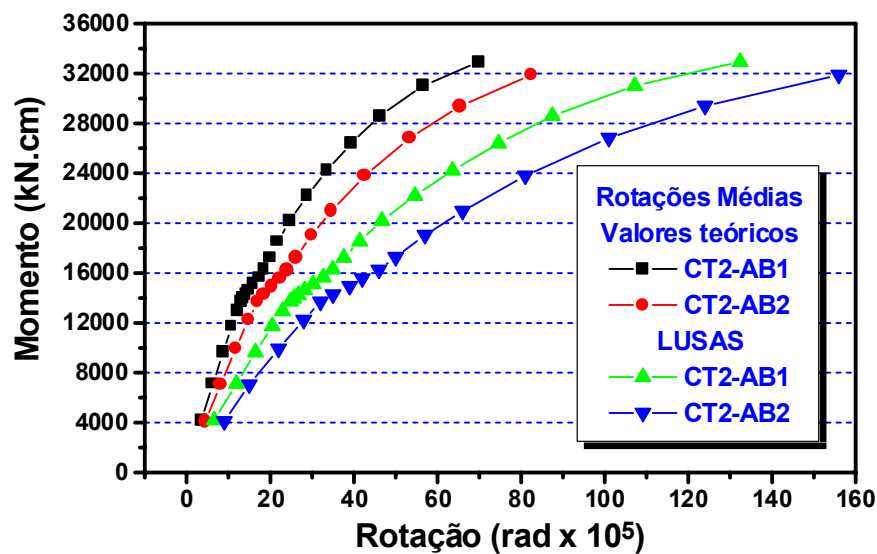


Figura 6.65 – Comparação das curvas momento-rotação: Modelos CT2-AB1 e CT2-AB2

Uma vez que o processamento do modelo CT2-AB2 não forneceu nenhuma etapa com momento fletor equivalente ao valor do momento nominal teórico de plastificação total da seção transversal da viga VS 350x58, a tabela 6.3 apresenta a comparação entre os valores médios obtidos para a rotação sob solicitações aproximadamente iguais a 94% de

M_p .

Tabela 6.3 – Rotações médias das ligações nos modelos CT2-AB1 e CT2-AB2

Modelos	Teórico (rad x 10 ⁵)	LUSAS (rad x 10 ⁵)	Teórico/LUSAS (%)
CT2-AB1	39	75	52,0
CT2-AB2	53	101	52,5
AB1/AB2 (%)	73,6	74,3	☒

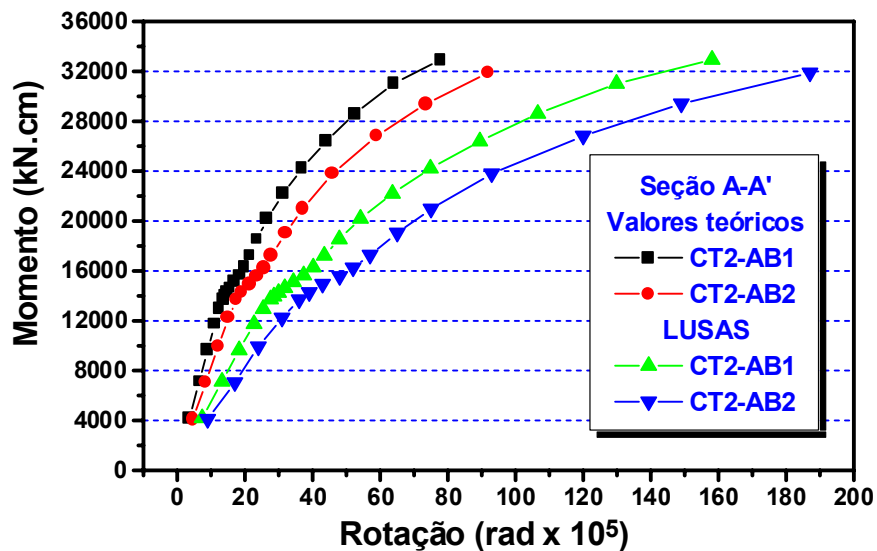


Figura 6.66 – Curvas momento rotação para a seção A-A': Influência da espessura da chapa de topo (CT2-AB1 e CT2-AB2)

Repetindo o procedimento utilizado para os modelos do grupo 1 (VS 250x37), na figura 6.66 é apresentada a comparação das curvas momento-rotação para os modelos CT2-AB1 e CT2-AB2, restrita às rotações calculadas com os deslocamentos do ponto correspondente ao plano médio da mesa tracionada e situado na seção A-A'.

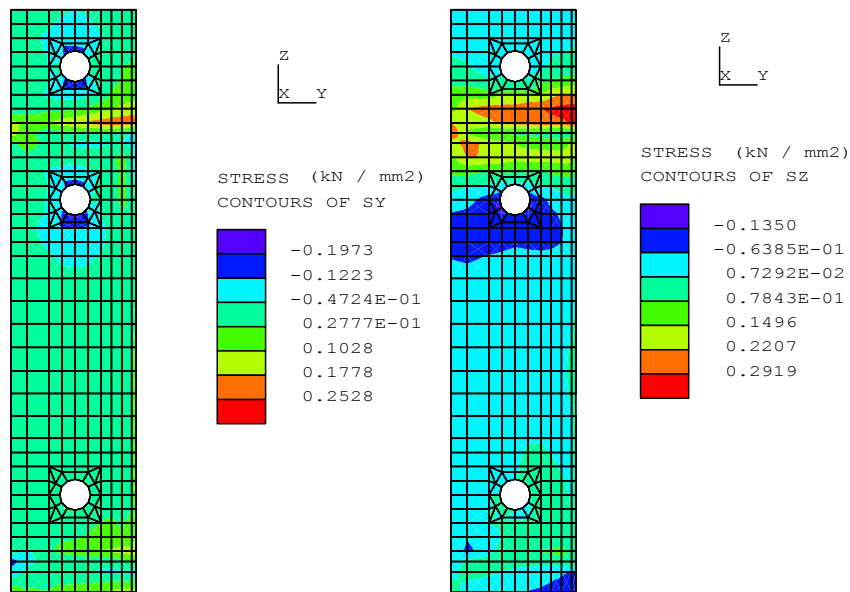


Figura 6.67 – Tensões σ_y e σ_z na chapa de topo do modelo CT2-AB1 ($M = 26393$ kN.cm)

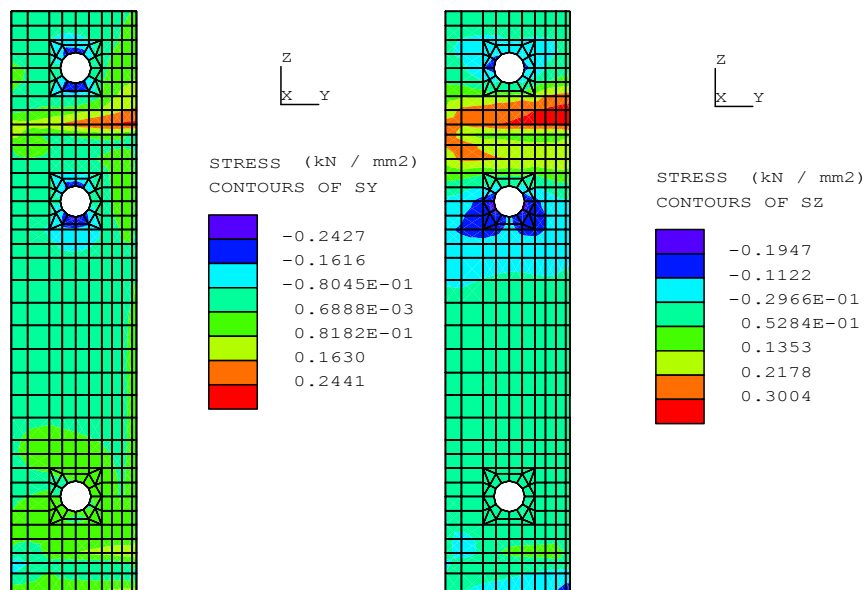


Figura 6.68 – Tensões σ_y e σ_z na chapa de topo do modelo CT2-AB2 ($M = 26808$ kN.cm)

Para os mesmos valores do momento fletor utilizados para a comparação apresentada na tabela 6.3, verifica-se que a redução da espessura da chapa de topo, de 37,5 mm (CT2-AB1) para 31,5 mm (CT2-AB2), mantendo-se o mesmo diâmetro dos parafusos ($d_p = 22$ mm),

acarretou em um acréscimo de 34% nas rotações.

Nas figuras 6.67 e 6.68 são apresentados, respectivamente para os modelos CT2-AB1 e CT2-AB2, os gráficos de iso-tensões, nas direções Y (paralela ao plano da mesa da viga) e Z (paralela ao plano da alma da viga), para momentos fletores aproximadamente iguais a 94% de M_p .

6.2.2 – Parafusos

Aos parafusos dos modelos CT2-AB1 e CT2-AB2, com 22 mm de diâmetro, foram aplicadas forças de protensão no valor total de 173 kN por parafuso, de acordo com a recomendações do item 7.7.4.1 da NBR-8800 (1986), resultando em distribuição de tensões longitudinais como mostrado na figura 6.69, indicando valores da ordem de apenas 4 kN/cm² na região do fuste próxima à cabeça do parafuso.

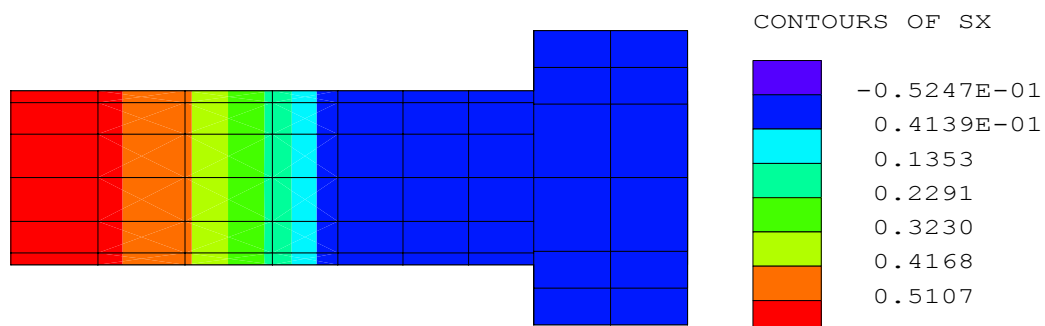


Figura 6.69 – Tensões de protensão nos parafusos com 22 mm de diâmetro (kN/mm²)

A análise das forças de tração que solicitam os parafusos da região tracionada da ligação do modelo CT2-AB1, como representado na figura 6.70, indica que praticamente não há variação entre as linhas interna e externa, verificando-se uma variação máxima de 4% para momento fletor da ordem de 15660 kN.cm, com variação inferior a 0,5% para o momento fletor correspondente a M_p .

Observa-se, porém, que os resultados da análise numérica representam, em média, apenas 63% dos valores teóricamente previstos,

considerando-se a transmissão do momento fletor como um binário atuando no plano médio das mesas.

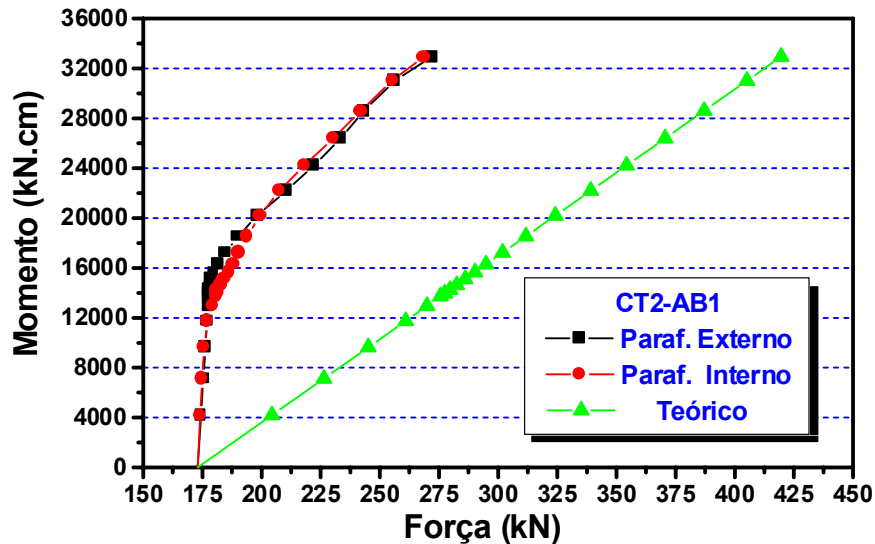


Figura 6.70 – Forças resistidas pelos parafusos tracionados (CT2-AB1)

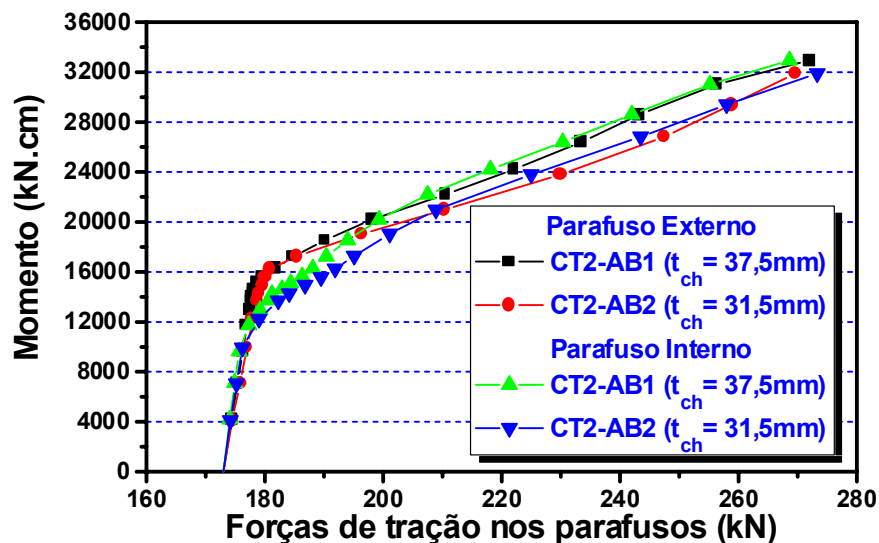


Figura 6.71 – Tração nos parafusos externos: Influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 22 \text{ mm}$)

Para o modelo CT2-AB2, com chapa de topo de 31,5 mm de espessura, a máxima variação entre a força de tração nos parafusos internos e externos foi de 6%, para momento fletor da ordem de 16250 kN.cm, ligeiramente superior ao equivalente à máxima variação verificada para o modelo CT2-AB1, enquanto para momento fletor aproximadamente

igual a M_p obteve-se solicitação nos parafusos externos 1,6% superior à dos parafusos internos.

A relação entre os resultados da análise numérica e os teoricamente previstos, para o modelo CT2-AB2, é da ordem de 63%, exceto para as primeiras etapas de carregamento (o que também ocorre para o modelo CT2-AB1), verificando-se uma influência muito pequena da redução da espessura da chapa de topo (de 37,5 mm para 31,5 mm), como pode ser constatado por intermédio das curvas apresentadas na figura 6.71.

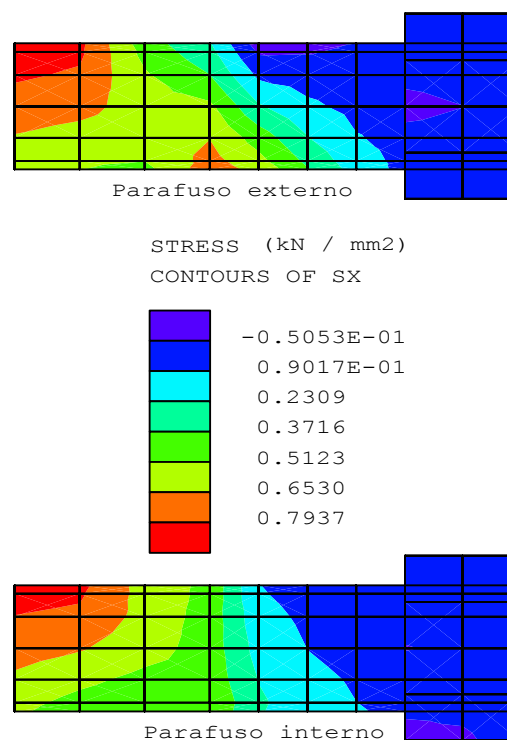


Figura 6.72 – Tensões de tração nos parafusos do modelo CT2-AB1 para $M = 286000$ kN.cm

Para momentos fletores aproximadamente iguais a 28600 kN.cm (Ct2-AB1) e 26808 kN.cm (CT2-AB2), as figuras 6.72 e 6.73 apresentam as distribuições de tensões de tração nos parafusos das linhas externa e interna, indicando zonas de tensão de valor muito elevado, superior ao limite teórico de escoamento do material dos parafusos ($f_{yp} = 63,5$ kN/cm²), inclusive para uma pequena região do fuste dos parafusos externos, situada abaixo do eixo.

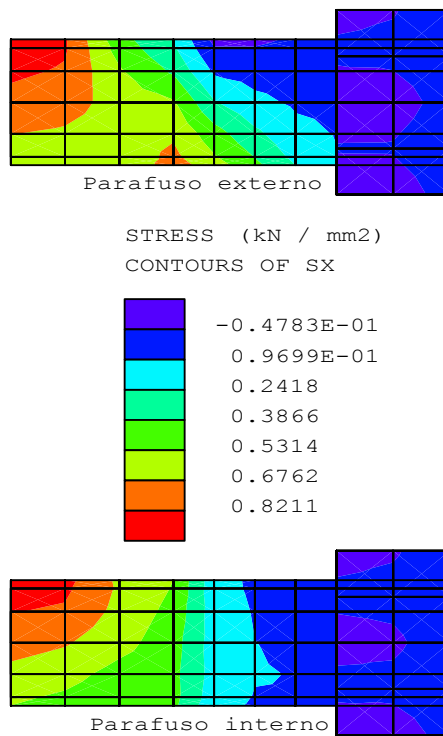
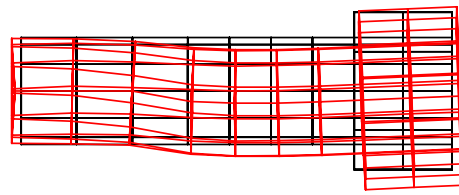


Figura 6.73 – Tensões de tração nos parafusos do modelo CT2-AB2 para $M = 26808$ kN.cm

Nas figuras 6.74 e 6.75 são apresentadas, respectivamente para os modelos CT2-AB1 e CT2-AB2, as situações finais das deformações ocorridas nos parafusos.

Na fase experimental deste trabalho não foram ensaiados protótipos com vigas da série VS 350 x 58 (grupo 2) com parafusos instrumentados.

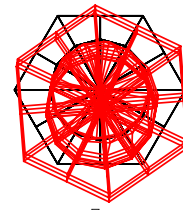
Apesar disto, é interessante verificar o comportamento dos parafusos quanto às deformações específicas médias introduzidas pelo momento fletor que solicita a ligação, como apresentado nas figuras 6.76 e 6.77, respectivamente para os modelos CT2-AB1 e CT2-AB2, sem levar em consideração as deformações devidas à protensão dos parafusos.



Modelo CT2-AB1

Mom. Fletor = 26393 kN.cm

Diam. Parafuso = 22 mm



Modelo CT2-AB1

Mom. Fletor = 26393 kN.cm

Diam. Parafuso = 22 mm

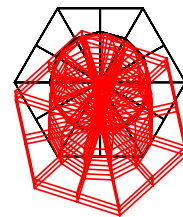
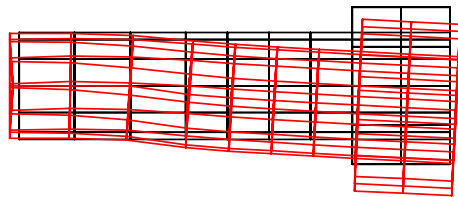
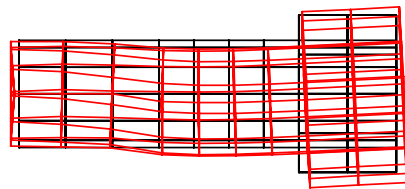


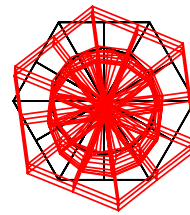
Figura 6.74 – Deformação dos parafusos do modelo CT2-AB1



Modelo CT2-AB2

Mom. Fletor = 26800 kN.cm

Diam. do Parafuso = 22 mm



Modelo CT2-AB2

Mom. Fletor = 28600 kN.cm

Diam. Parafuso = 22 mm

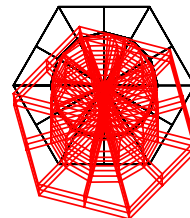
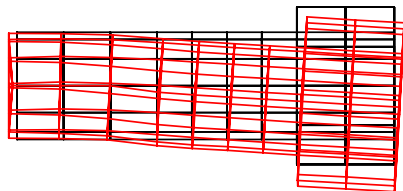


Figura 6.75 – Deformação dos parafusos do modelo CT2-AB2

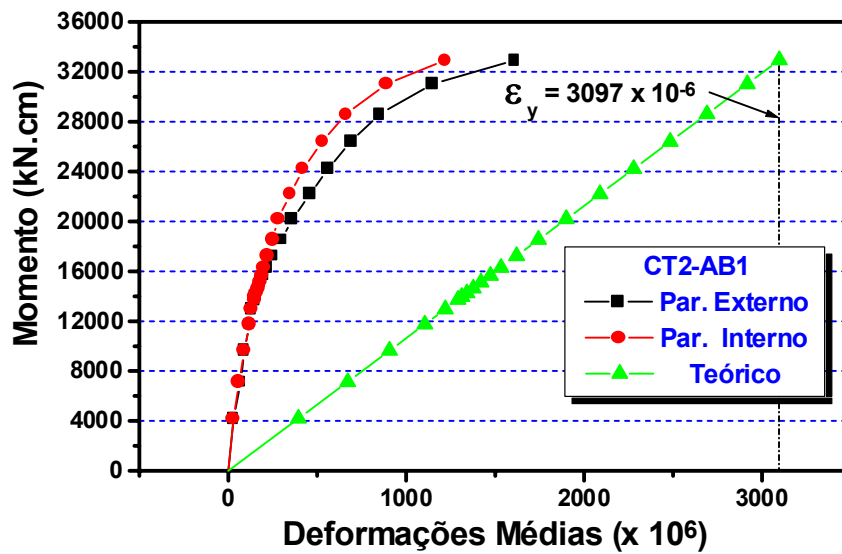


Figura 6.76 – Deformações médias no fuste dos parafusos (CT2-AB1)

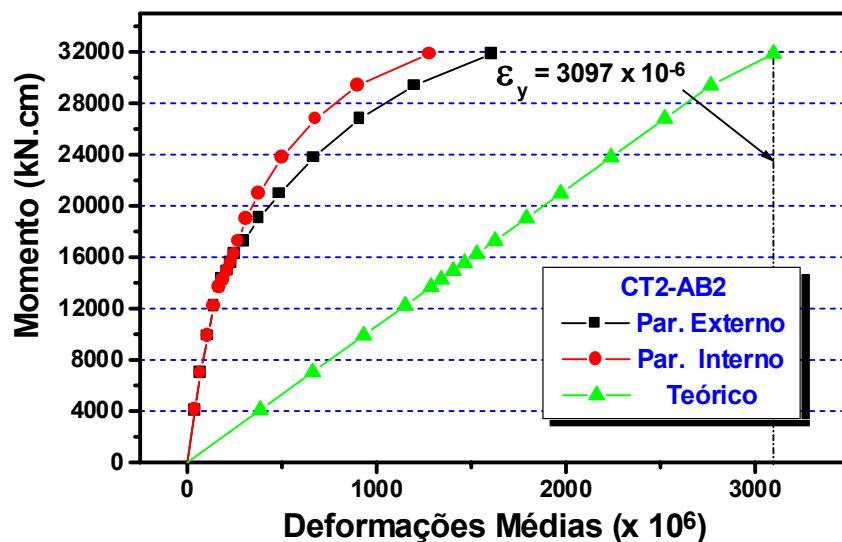


Figura 6.77 – Deformações médias no fuste dos parafusos (CT2-AB2)

Para uma solicitação de 28600 kN.cm na ligação do modelo CT2-AB1 ($t_{ch} = 37,5$ mm) a deformação média nos parafusos da linha interna é correspondente a aproximadamente 25% da deformação média teórica, enquanto nos parafusos da linha externa atinge 32% do mesmo valor de referência.

Estes resultados não diferem muito dos obtidos para o modelos CT2-AB2 ($t_{ch} = 31,5$ mm) que representam, respectivamente para os parafusos das linhas interna e externa, 27% e 36% dos valores teóricos, calculados

com a consideração de transmissão do momento fletor apenas através das mesas e uma distribuição uniforme de deformações no regime elástico.

6.2.3 – Tensões nas mesas e alma das vigas

Apenas com o intuito de estabelecer comparações com os resultados obtidos para os modelos do grupo 1, apresenta-se, nas figuras 6.78 e 7.79, respectivamente para as mesas superior e inferior da viga do modelo CT2-AB1, os estados de tensão longitudinal nas faces externa e interna, sob solicitação aproximadamente igual ao momento teórico nominal de plastificação total da seção.

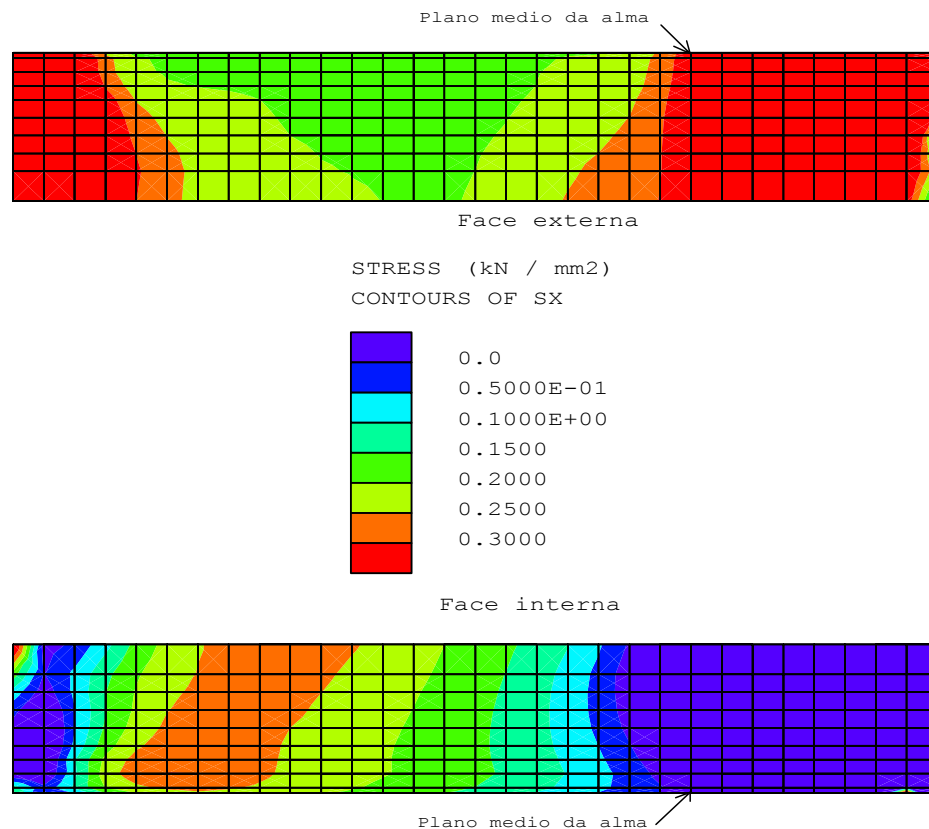


Figura 6.78 – Tensões σ_x nas faces da mesa superior do modelo CT2-AB1 ($M = 28600$ kN.cm)

Observa-se um comportamento bastante análogo ao do modelo CT1-AB1, apresentado nas figuras 6.35 e 6.36, inclusive quanto à maior “uniformidade” da distribuição de tensões na mesa inferior, fora da região de

ligação com a chapa de topo.

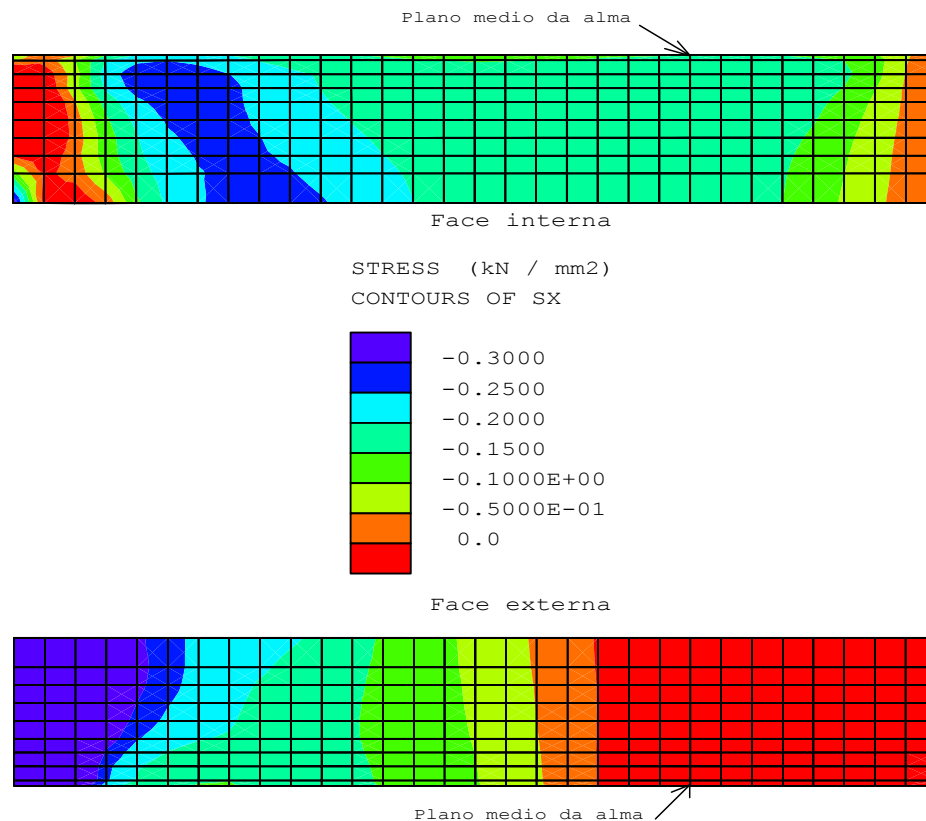


Figura 6.79 – Tensões σ_x nas faces da mesa inferior do modelo CT2-AB1 ($M = 28600$ kN.cm)

Também é constatada a variação do valor das tensões entre as faces interna e externa das mesas, sendo recomendável a utilização de valores médios nas seções transversais de interesse.

É importante que seja ressaltado o caráter até certo ponto qualitativo das distribuições de tensões longitudinais apresentadas nas figuras 6.78 e 6.79, assim também para aquelas relativas aos modelos do grupo 1, uma vez que as cores utilizadas indicam apenas a “fronteira” entre duas regiões, podendo ocorrer variação de tensões dentro de uma região identificada por uma única cor, mas não sendo possível a sua identificação em virtude do intervalo de tensões utilizado para a representação indicada na legenda.

Considerando-se uma sollicitação $M = 28600$ kN.cm ($\cong M_p$) na ligação, o momento fletor na seção H/2 do modelo CT2-AB2 será igual a

19066 kN.cm correspondente, teoricamente, a uma tensão longitudinal média de 21 kN/cm² nas mesas, considerando-se a transmissão do momento fletor apenas através das mesas.

Os valores médios dos resultados fornecidos pelo programa LUSAS, para o CT2-AB1 são 3% maiores, para a mesa superior (21,7 kN/cm²), e 9% menores, para a mesa inferior (19,1 kN/cm²), que o valor teoricamente previsto.

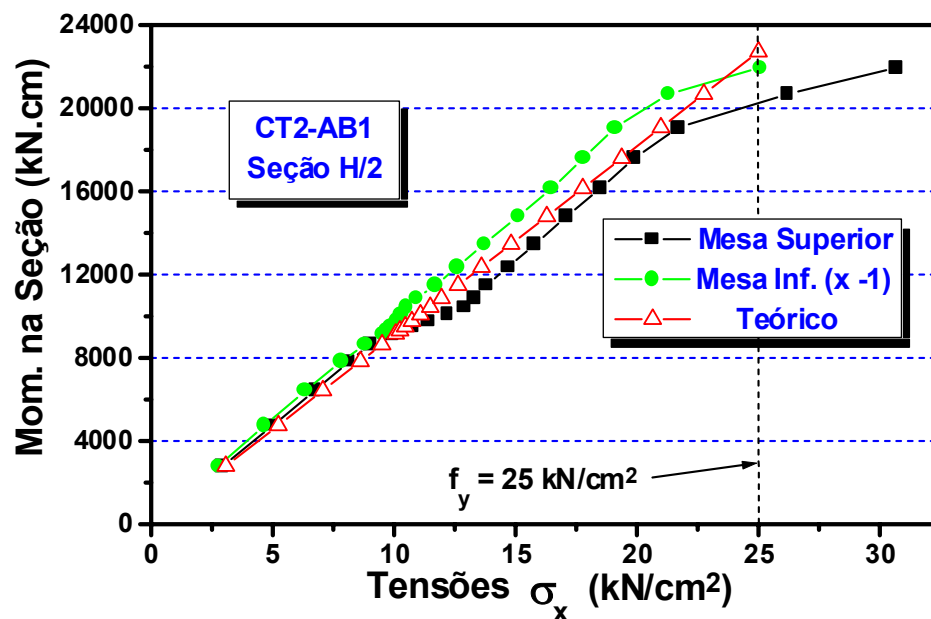


Figura 6.80 – Tensões longitudinais médias nas mesas (CT2-AB1)

A teoria da flexão simples fornece para pontos situados no plano médio das mesas o valor $\sigma_x = 18,9$ kN/cm² para o momento fletor considerado, que equivale a 87% e 99% dos valores médios fornecidos pela análise numérica, respectivamente para as mesas superior e inferior.

Para o modelo CT2-AB2, com $t_{ch} = 31,5$ mm, as relações entre os valores teóricos e os obtidos na análise numérica não apresentam variação significativa, quando comparadas com as relações referentes ao modelo com chapa de topo de 37,5 mm de espessura (CT2-AB1).

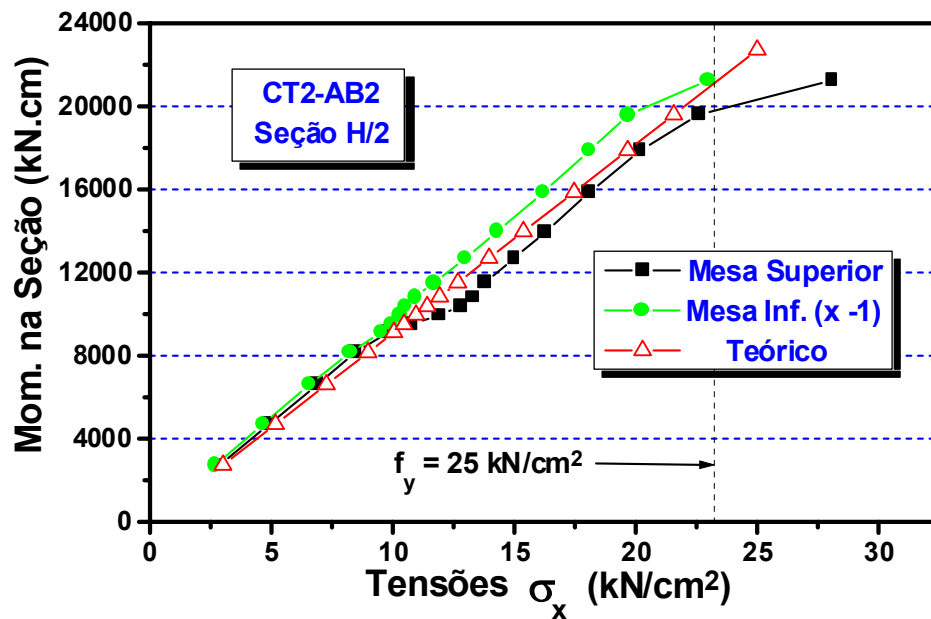


Figura 6.81 – Tensões longitudinais médias nas mesas (CT2-AB2)

A comparação mais efetiva, porém, não deve ser feita apenas em termos dos valores médios nos pontos situados ao longo da largura das mesas, como apresentado nas figuras 6.80 e 6.81.

Também deve-se levar em consideração a faixa de variação das tensões nesses pontos, bem como em relação a pontos específicos, como os pontos instrumentados com extensômetros elétricos de resistência na análise experimental.

No caso do modelo CT2-AB1, para momento equivalente a M_p , a mesa superior da viga apresenta pontos com tensões de $27,4 \text{ kN/cm}^2$, enquanto em outros a tensão é de apenas $15,1 \text{ kN/cm}^2$.

Na mesa inferior da viga do mesmo modelo os valores máximo e mínimo são, respectivamente, $22,7 \text{ kN/cm}^2$ e $16,6 \text{ kN/cm}^2$.

Para a comparação com os pontos instrumentados na análise experimental, cujo posicionamento nas mesas já foi apresentado na figura 6.41, as figuras 6.82 e 6.83 apresentam a variação das tensões em função dos momentos fletores que solicitam as seções distantes H/2 da face da chapa de topo, respectivamente para os modelos CT2-AB1 e CT2-AB2.

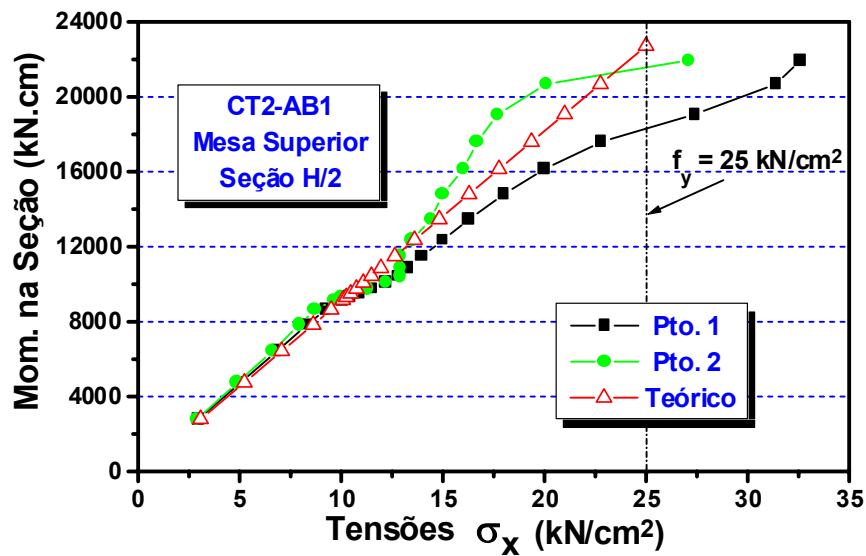


Figura 6.82 – Tensões σ_x nos pontos correspondentes aos extensômetros da mesa superior (seção H/2 – CT2-AB1)

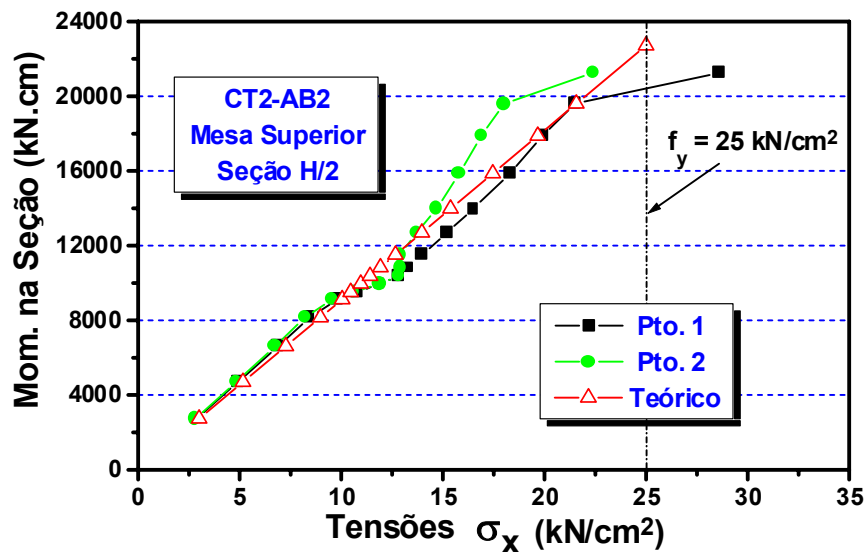


Figura 6.83 – Tensões σ_x nos pontos correspondentes aos extensômetros da mesa superior (seção H/2 – CT2-AB2)

Além da já comentada modificação da taxa de crescimento das tensões, principalmente para o ponto 1 em ambos os modelos, nota-se que, para momento na seção correspondente a $M = M_p$ na ligação, a tensão longitudinal no ponto 1 da mesa superior supera o valor obtido para o ponto

2 em 55% para o modelo com $t_{ch} = 37,5$ mm e em “apenas” 18% para o modelo CT2-AB2, cuja chapa de topo possui 31,5 mm de espessura.

Para avaliar a influência da espessura da chapa de topo, a figura 8.84 apresenta a comparação entre as tensões obtidas para os pontos correspondentes à posição dos extensômetros elétricos instalados na seção H/2 das mesas superiores dos protótipos CT2-AB1 e CT2-AB2, cujas chapas têm, respectivamente, 37,5 mm e 31,5 mm.

Verifica-se que a menor rigidez à flexão da chapa de topo do modelo acarreta em modificação das tensões longitudinais no ponto 1 da mesa superior na seção H/2, apesar da pouca influência produzida pela redução da espessura da chapa em termos de tensões médias na mesa.

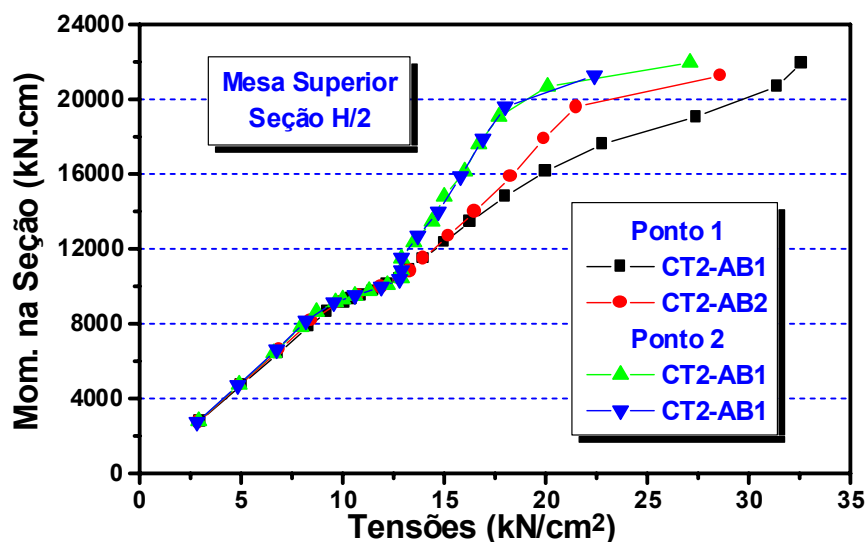


Figura 6.84 – Tensões longitudinais nos pontos correspondentes aos extensômetros: Influência da espessura da chapa de topo

Quanto à distribuição das tensões na alma (seção H/2), o comportamento é análogo ao verificado no caso dos modelos do grupo 1, como apresentado na figura 8.85, para o modelo CT2-AB1.

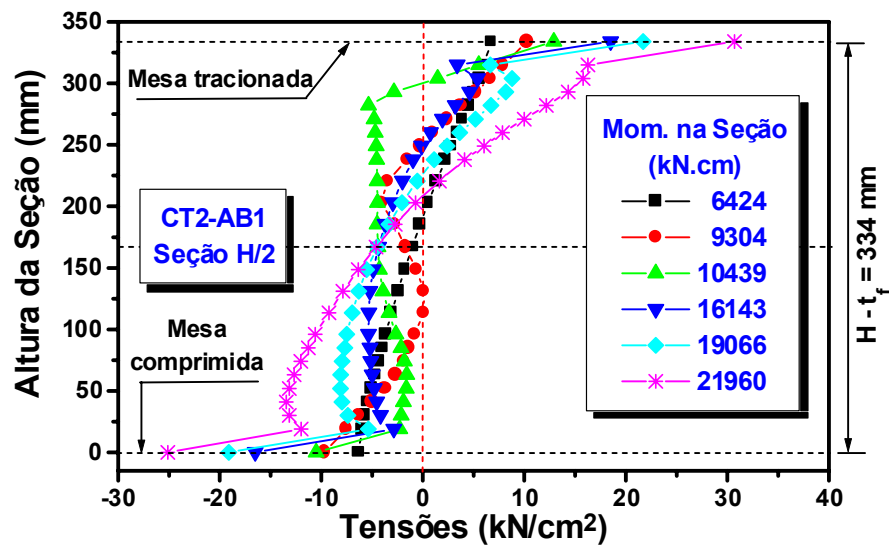


Figura 6.85 – Distribuição de tensões longitudinais ao longo da altura da seção H/2 (CT2-AB1)

Também para os modelos do grupo 2, considerando-se baixos valores do momento fletor na seção H/2, a distribuição das tensões na alma mostrou-se praticamente linear, como apresentado na figura 8.86 para o modelo CT2-AB1.

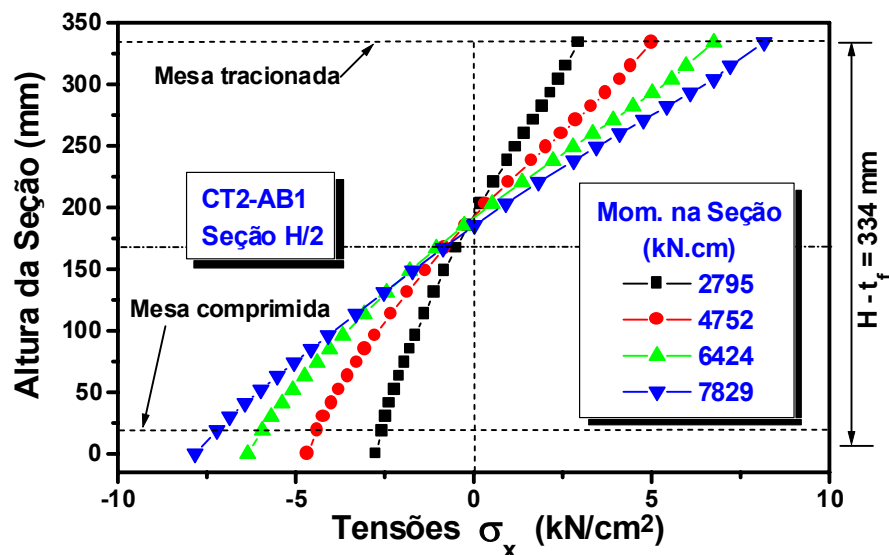


Figura 6.86 - Distribuição linear das tensões longitudinais ao longo da altura da seção H/2 (CT1-AB1)

6.2.4 – Contato chapa/flange do pilar

Analogamente ao caso dos modelos do grupo 1, considerando-se as áreas de influência dos parafusos das linhas externa e interna identificadas na figura 6.51, pode-se verificar a evolução do valor da pressão de contato entre a chapa de topo e o flange do pilar, este último simulado na análise numérica através de um conjunto de apoios coincidentes com os pontos nodais da face da chapa de topo.

As curvas apresentadas na figura 6.87, para o modelo CT2-AB1, indicam que as forças de contato nos pontos da área de influência do parafuso externo atingem o valor de 13,4 kN para momento fletor igual a 22200 kN.cm, equivalente a 14800 kN.cm na seção H/2.

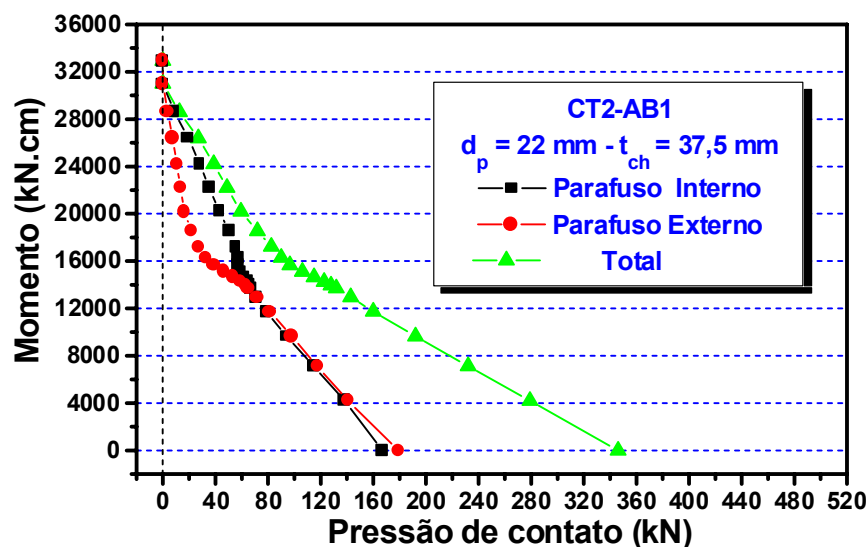


Figura 6.87 – Pressão de contato na região tracionada (CT2-AB1)

Este valor corresponde à somatória das reações de apoio dos pontos correspondentes à borda superior da chapa de topo, indicando o deslocamento entre a chapa e o flange do pilar.

Esta situação pode ser melhor visualizada nas curvas apresentadas na figura 6.88, correspondentes à comparação entre as reações de apoio nos pontos correspondentes à borda externa da chapa de topo e as reações em todos os pontos da área de influência do parafuso interno.

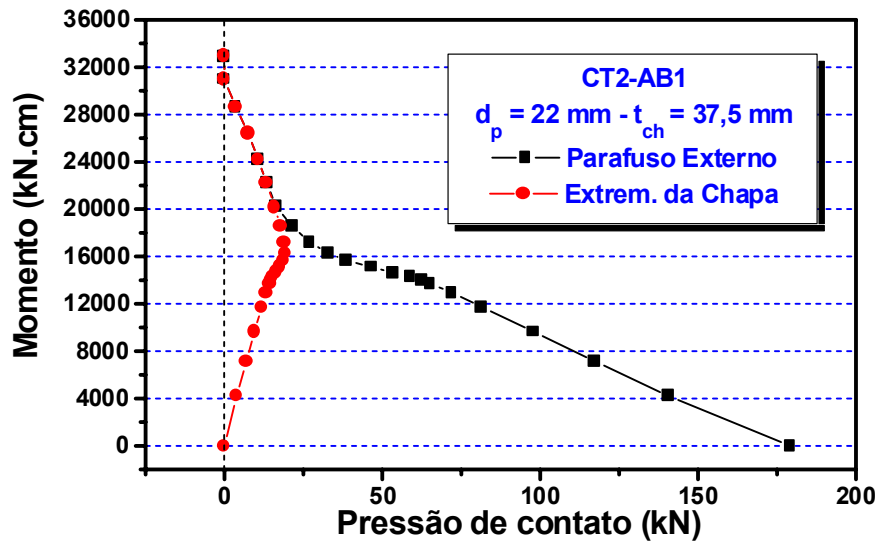


Figura 6.88 – Pressão de contato na borda da chapa de topo (CT2-AB1)

Observa-se ainda que, para $M = 28600 \text{ kN.cm}$, aproximadamente igual a M_p , a reação total nos pontos da borda da chapa é igual a $3,7 \text{ kN}$, anulando-se para solicitações mais elevadas, correspondentes ao afastamento completo entre a chapa e o flange, na região do parafuso externo.

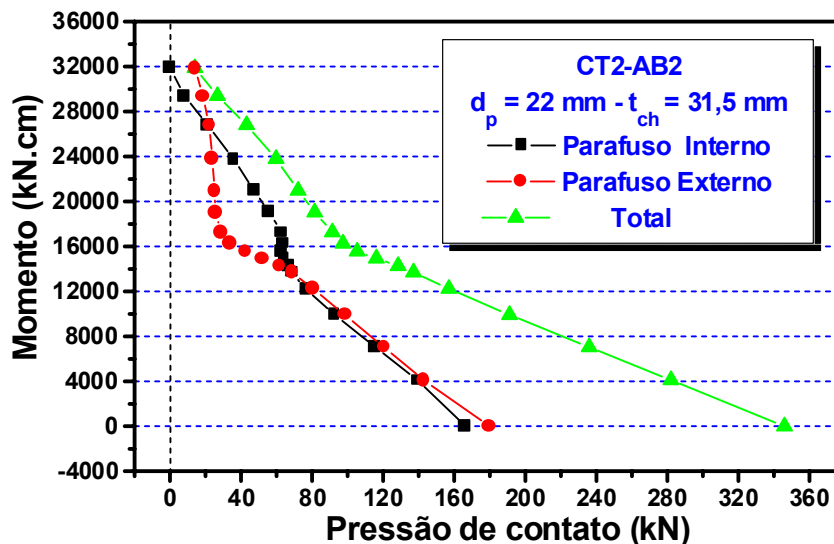


Figura 6.89 – Pressão de contato na região tracionada (CT2-AB2)

A figura 6.89 apresenta a variação das forças de contato para o modelo CT2-AB2 ($t_{ch} = 31,5 \text{ mm}$), verificando-se comportamento similar ao do modelo com $t_{ch} = 37,5 \text{ mm}$, exceto pelo fato de que não são nulas as

reações do pontos nas proximidades do parafuso externo, para todos os valores da solitação na ligação.

Sob momento fletor igual a 19032 kN.cm na ligação (correspondente a 12688 kN.cm na seção H/2), as reações nos pontos da área de influência do parafuso externo, como mostrado na figura 8.90, são iguais à reação total nos pontos da borda da chapa, no valor de 25,6 kN.

A diferença fundamental em relação ao comportamento do modelo CT2-AB1, é que mesmo para o máximo momento fletor que sollicita a ligação do modelo CT2-AB2 ($M = 31877$ kN.cm), 12% superior ao momento teórico nominal de plastificação total da seção transversal da viga, não ocorre deslocamento total dos pontos da borda da chapa, verificando-se reações de apoio nesses pontos no total de 14 kN.

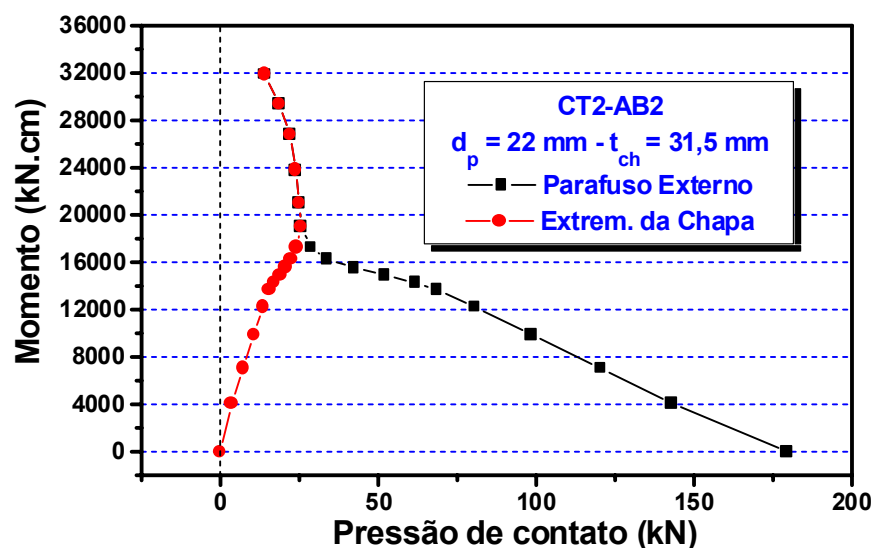


Figura 6.90 – Pressão de contato na borda da chapa de topo (CT2-AB2)

A comparação entre os valores da reação total de apoio nos pontos da borda da chapa de topo, para os modelos CT2-AB1 ($t_{ch} = 37,5$ mm) e CT2-AB2 ($t_{ch} = 31,5$ mm), ambos com parafusos de 22 mm de diâmetro, é mostrada na figura 6.91, podendo-se constatar, ainda, que as reações de apoio na borda da chapa são praticamente iguais para as fases iniciais de carregamento, atingindo o valor 18,6 kN para $M = 15658$ kN.cm no modelo Ct2-AB1 e $M = 14931$ para o modelo CT2-AB2.

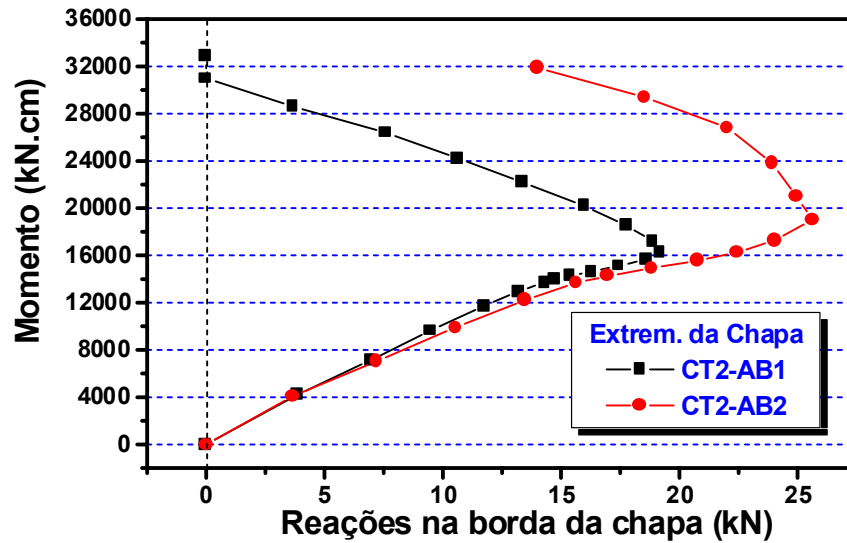


Figura 6.91 – Reações nos pontos da borda superior da chapa de topo: Influência da espessura da chapa

6.3 – Resultados do modelo CT1-AB1e

Tabela 6.4 – Propriedades físicas adotadas para o modelo CT1-AB1e

Elementos	Espessura (mm)	f_y (MPa)	f_u (MPa)	E (MPa)
Mesas	12,5	292	451	205200
Alma	6,3	350	495	214200
Ch. de topo	31,5	260	451	200300

O modelo CT1-AB1, sob a designação CT1-AB1e, foi analisado numericamente uma segunda vez, considerando-se os valores dos limites de escoamento (f_y) e de ruptura (f_u), bem como do módulo de elasticidade (E) das chapas do perfil soldado VS 250x37, determinados no ensaio de caracterização do material e indicados na tabela 6.4.

Os resultados obtidos, em termos de deslocamento da chapa de topo

no ponto do plano médio da mesa tracionada situado no plano de simetria do modelo, mostraram-se praticamente idênticos, como pode ser observado na figura 6.92.

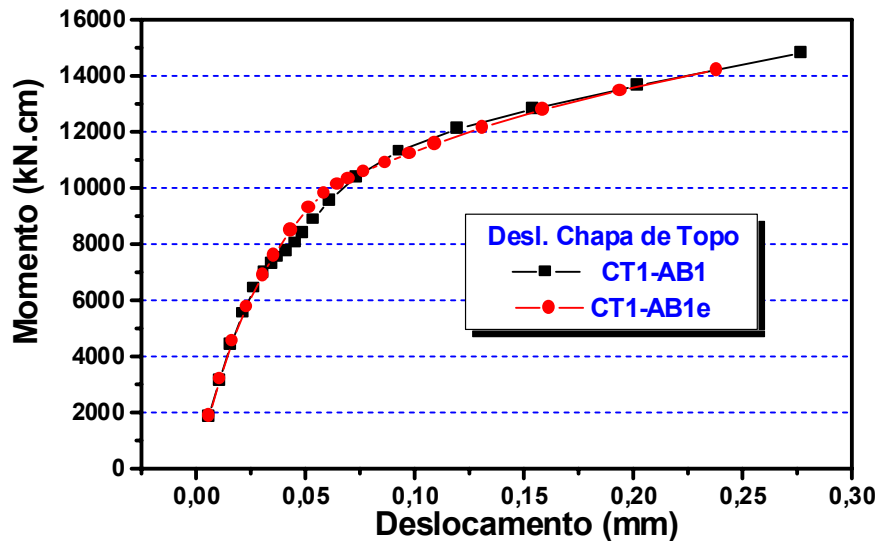


Figura 6.92 – Comparação dos deslocamentos da chapa de topo

Este comportamento é coerente com os valores adotados para f_y e E no modelo CT1-AB1e, não muito diferentes dos valores nominais, considerando-se ainda que foram utilizados os valores nominais para as propriedades físicas dos parafusos.

Também para a seção A-A', indicada na figura 6.2 e coincidente com a borda lateral da chapa de topo, os deslocamentos entre a chapa de topo e o flange do pilar podem ser considerados iguais, como mostrado na figura 6.93, creditando-se as pequenas diferenças observadas aos diferentes valores dos momentos fletores utilizados para a comparação.

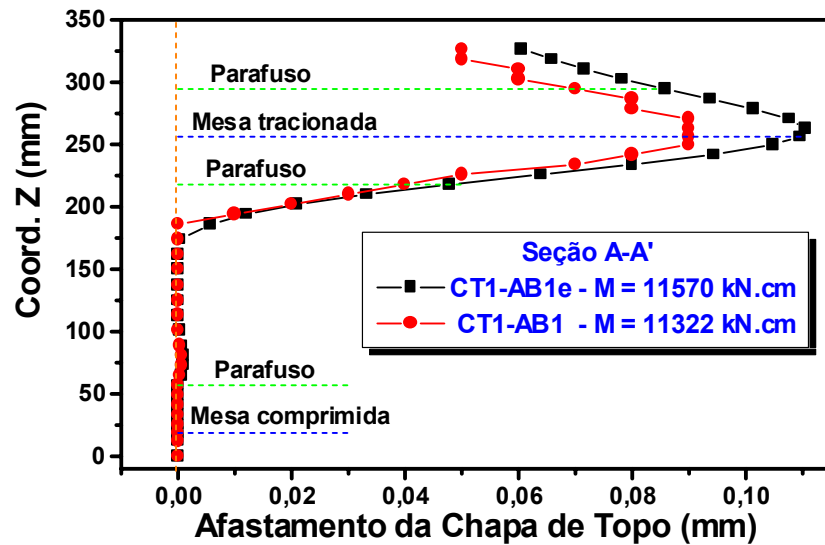


Figura 6.93 – Comparação dos deslocamentos chapa/flange para a seção A-A'

Com maior razão ainda, os resultados obtidos para os esforços de tração nos parafusos das linhas interna e externa da ligação também mostraram-se coerentes, como mostrado nas figuras 6.94 e 6.95, respectivamente.

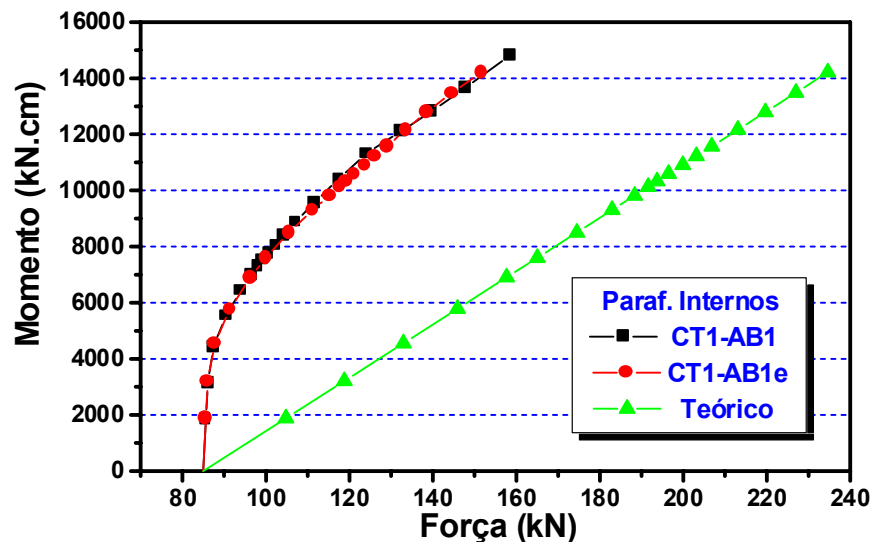


Figura 6.94 – Forças de tração nos parafusos da linha interna

A diferença mais significativa entre os resultados obtidos para os modelos CT1-AB1 e CT1-AB1e refere-se ao comportamento das tensões

longitudinais na seção H/2, principalmente quanto ao ponto situado no plano de simetria (plano médio da alma da viga), identificado como ponto 2.

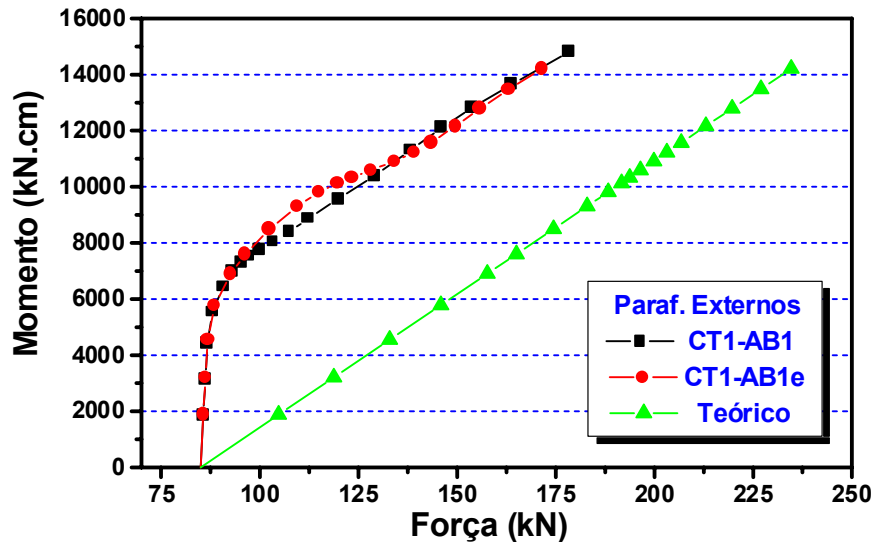


Figura 6.95 – Forças de tração nos parafusos da linha externa

Observa-se que, embora o comportamento global seja semelhante, no caso do modelo CT1-AB1e a variação da taxa de crescimento da tensão com o momento fletor ocorre para níveis de solicitação maiores que os verificados no modelo CT1-AB1.

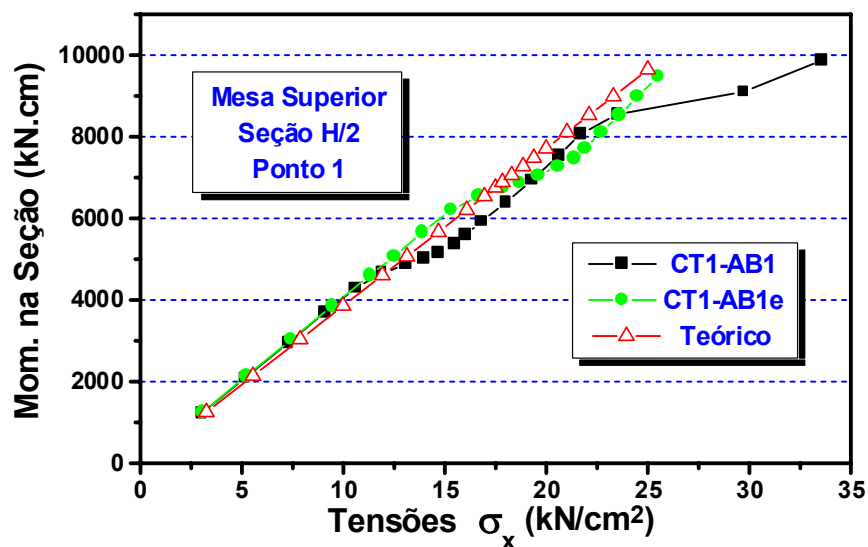


Figura 6.96 – Tensões longitudinais no ponto 1 da seção H/2

As figuras 6.96 e 6.97 apresentam as comparações entre as tensões

longitudinais na seção H/2, respectivamente para os pontos 1 e 2, correspondentes aos pontos de instalação dos extensômetros na fase experimental.

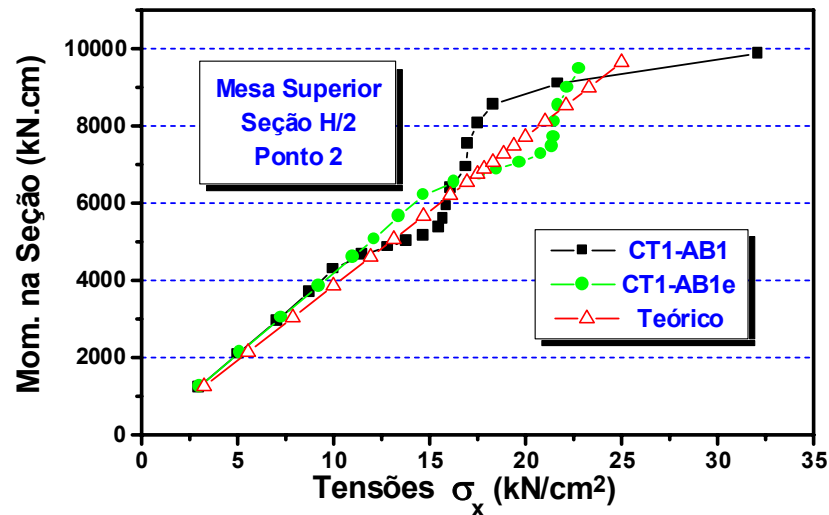


Figura 6.97 – Tensões longitudinais no ponto 2 da seção H/2

6.4 – Comentários sobre os resultados obtidos

Os principais aspectos observados a partir dos resultados obtidos na análise numérica dos modelos de ligação com chapa de topo são sintetizados a seguir, em termos da comparação com os resultados previstos pelas hipóteses básicas de dimensionamento mencionadas no início deste capítulo.

Tais aspectos, envolvendo ainda os diferentes comportamentos observados para os modelos dimensionados de acordo com as prescrições do MANUAL brasileiro (1988) e com as recomendações do método proposto por KRISHNAMURTHY (1978b), serão abordados quanto ao deslocamento relativo entre a chapa de topo e o flange do pilar e quanto à distribuição de esforços entre os parafusos da região tracionada da ligação, correspondendo às principais hipóteses de dimensionamento.

A quantificação da comparação entre os resultados teóricos e os

obtidos na análise numérica, quando for feita, tomará como referência o momento fletor equivalente ao momento nominal de plastificação total da seção transversal da viga (M_p).

6.4.1 – Deslocamento relativo chapa/flange do pilar

As análises realizadas mostram, claramente, que o momento fletor introduz flexão na chapa de topo, segundo os planos perpendiculares ao plano da chapa, causando dupla curvatura da mesma.

Considerando-se o plano médio da mesa tracionada da viga, os modelos do grupo 1 apresentaram deslocamentos maiores no ponto pertencente ao plano médio da alma da viga, utilizado como plano de simetria dos modelos, enquanto nos modelos do grupo 2 esta relação foi invertida.

Em ambos os casos, porém, os resultados implicam na obtenção de diferentes valores para a rotação da ligação, dependendo do ponto escolhido para medição do afastamento relativo entre a chapa de topo e o flange do pilar.

Assim, considerando-se a hipótese básica que adota a distância entre os planos médios das mesas da viga ($H - t_f$) para o cálculo da rotação, a consideração do afastamento do ponto pertencente ao plano médio da mesa tracionada e situado na extremidade lateral da chapa de topo pode levar a diferenças de até 36% (grupo 1) em relação à rotação calculada com os deslocamentos obtidos para o ponto da mesa situado no plano médio da alma da viga.

A análise numérica dos modelos mostrou ainda que é muito variável a distância entre o plano médio da mesa tracionada e o ponto correspondente a afastamento nulo entre a chapa e o flange do pilar, dependendo da seção, paralela ao plano da alma, considerada.

Em termos de rotações médias, para as seções A-A', B-B' e C-C' analisadas, os valores obtidos considerando-se a distância $H - t_f$ corresponderam a 39% (grupo 1) e 52% (grupo 2) dos obtidos em função

dos pontos de afastamento nulo.

Uma vez que a metodologia deste trabalho envolve a comparação dos resultados da análise numérica com os obtidos na fase experimental, e considerando-se que a obtenção dos deslocamentos da chapa de topo é muito difícil em pontos situados fora da borda lateral da chapa, a verificação da influência da espessura da chapa de topo somente foi efetuada para os deslocamentos correspondentes ao plano médio da mesa tracionada na seção A-A'.

Para este ponto, verificou-se que o acréscimo da rotação foi de 64% para os modelos do grupo 1 (espessura reduzida de 31,5 mm para 22,4 mm) e de 34% para os modelos do grupo 2 (redução da espessura de 37,5 mm para 31,5 mm), considerando-se momento fletor na ligação aproximadamente igual a M_p .

6.4.2 – Esforços nos parafusos da região tracionada

A hipótese básica de dimensionamento das ligações com chapa de topo admite que os parafusos da região tracionada sejam igualmente solicitados, calculando-se o esforço de tração nos parafusos considerando-se que o momento fletor seja transmitido apenas pelas mesas.

Os resultados obtidos para os modelos analisados confirmou a hipótese de mesma solicitação nos parafusos, a menos de pequenas variações da ordem de 9% (CT1-A45) e 6% (CT2-AB2) para etapas intermediárias de carregamento.

A exceção foi verificada para o modelo CT1-AB1, com parafusos de 16 mm de diâmetro e chapa de topo com 31,5 mm de espessura, observando-se que os parafusos da linha externa são mais solicitados para momentos fletores superiores a 4440 kN.cm, resistindo a esforços de tração 11% maiores que os dos parafusos da linha interna, para momento fletor equivalente a M_p .

A segunda parte da hipótese básica, entretanto, não foi verificada em nenhum dos modelos analisados, ou seja, todos os modelos apresentaram

solicitação de tração inferior à prevista considerando-se a transmissão do momento fletor apenas pelas mesas.

A tabela 6.5 apresenta as relações entre os valores da solicitação de tração teóricamente previstos e os resultados obtidos na análise numérica, considerando-se momento fletor equivalente a M_p .

Tabela 6.5 – Comparação entre esforços de tração nos parafusos

Modelos	t_{ch} (mm)	d_p (mm)	LUSAS/Teórico (%)	
			P. Ext.	P. Int.
CT1-AB1	31,5	16		
			68	61
CT1-A45	22,4	16	67	
CT2-AB1	37,5	22	63	
CT2-AB2	31,5	22	63	

Em valores absolutos, a comparação entre os modelos CT1-AB1 e CT1-A45 mostra que a redução da espessura da chapa de topo (de 31,5 mm para 22,4 mm) corresponde a acréscimos de 2% no esforço de tração dos parafusos externos e de 13% no dos parafusos internos, não se verificando diferença significativa devido à redução da espessura da chapa de topo entre os modelos CT2-AB1 e CT2-AB2.

Estes resultados, além do conservadorismo das hipóteses básicas, demonstram também o conservadorismo do método adotado pelo Manual brasileiro (1988), em relação ao método proposto por KRISHNAMURTHY (1978b), evidenciado nas seguintes constatações:

- i) para chapa de topo com 22,4 mm de espessura, o dimensionamento do modelo CT1-A45 pelo primeiro dos métodos citados exige parafusos com 19 mm de diâmetro, prevendo a existência de forças de alavanca que produziriam um acréscimo de 27,4 kN na solicitação de tração nos parafusos;
- ii) o mesmo método, no caso do modelo CT2-AB2 ($t_{ch} = 31,5$ mm), o

acrécimo previsto, em função das forças de alavanca é de 39 kN por parafuso;

- iii) apenas para o modelo CT1-AB6, cujas dimensões ($t_{ch} = 19\text{mm}$ e $d_p = 19\text{ mm}$) não são compatíveis com as recomendações dos métodos de dimensionamento citado, verificou-se a atuação de forças de alavanca para momento fletor equivalente a M_p , no valor aproximado de 37 kN por parafuso.

É importante ressaltar ainda que também o método de KRISHNAMURTHY (1978b) adota as hipóteses básicas já mencionadas, diferindo do método do MANUAL brasileiro (1988), no que se refere ao dimensionamento dos parafusos, por não considerar a existência das forças de alavanca (“prying action”).

6.4.3 – Outras considerações

Os aspectos relativos à distribuição de tensões nas mesas e na alma das vigas, bem como as questões referentes à influência das condições de contorno na modelação numérica das ligações, serão comentados no capítulo 10, dedicado à apresentação das conclusões deste trabalho e às recomendações e sugestões para o prosseguimento desta linha de pesquisa.

Nos dois próximos capítulos serão apresentados, respectivamente, os procedimentos empregados e os resultados da análise experimental, retomando-se, no capítulo 9, os resultados da análise numérica para a apresentação da comparação com os resultados experimentais.

 **Capítulo 5**

Capítulo 7 

Capítulo

7

ANÁLISE EXPERIMENTAL

A primeira fase da análise experimental consistiu, como já mencionado, dos ensaios de caracterização do material e dos testes de calibração dos parafusos instrumentados.

Neste capítulo serão descritos os procedimentos empregados para a realização dos ensaios, incluindo:

- i) a descrição do pórtico de reação e dos pórticos de apoio dos protótipos de ensaio;
- ii) a descrição dos equipamentos utilizados para a aplicação do carregamento e para obtenção dos resultados;
- iii) a etapa relativa aos ensaios preliminares;
- iv) o desenvolvimento da análise experimental propriamente dita.

7.1 - Pórtico de reação e aparelhos de apoio

O Laboratório de Estruturas do Departamento de Engenharia de Estruturas (EESC-USP) dispõe de vários dispositivos para a realização de ensaios, dentre os quais escolheu-se um pórtico composto por perfis soldados com as seguintes características:

- i) dois pilares com 2,8 m de altura, seção transversal com 400 mm de altura, mesa de 350 mm de largura e 16 mm de espessura e alma com 8 mm de espessura;
- ii) uma viga com 2,1 m de vão, seção transversal com 700 mm de

- altura, mesa de 350 mm de largura e 25 mm de espessura e alma com 16 mm de espessura, dotada de três enrijecedores, igualmente espaçados, com 16 mm de espessura dispostos de ambos os lados da alma;
- iii) aparelhos de apoio dos pilares compostos por dois segmentos de viga com 1,6 m de comprimento, seção transversal com 500 mm de altura, mesa de 300 mm de largura e 12,5 mm de espessura e alma com 9,5 mm de espessura, dotadas de recortes na mesa superior para fixação aos pilares;
 - iv) parafusos ASTM-A325 com diâmetro de 1" e comprimento de 3";
 - v) barras de ancoragem com diâmetro de 1";

A viga foi conectada aos pilares, ficando a face de sua mesa inferior a 2578 mm do nível da laje de reação.



Figura 7.1 - Pórtico de reação



Figura 7.2 - Aparelho de apoio dos pilares do pórtico de reação

Através das barras de ancoragem e dos aparelhos de apoio, o conjunto viga-pilares foi fixado à laje de reação, formando um pórtico com elevada rigidez em seu próprio plano e também na direção ortogonal, em

função da ação dos aparelhos de apoio dos pilares.

A figura 7.1 apresenta uma vista geral do pórtico de reação, mostrando-se, na figura 7.2, um dos aparelhos de apoio dos pilares.

Para apoiar as extremidades dos protótipos foram confeccionados, em perfis soldados, dois pórticos de apoio, compostos por pilares com chapa de base, vigas e consolos, cujo detalhamento é apresentado nas figuras 7.3 e 7.4.

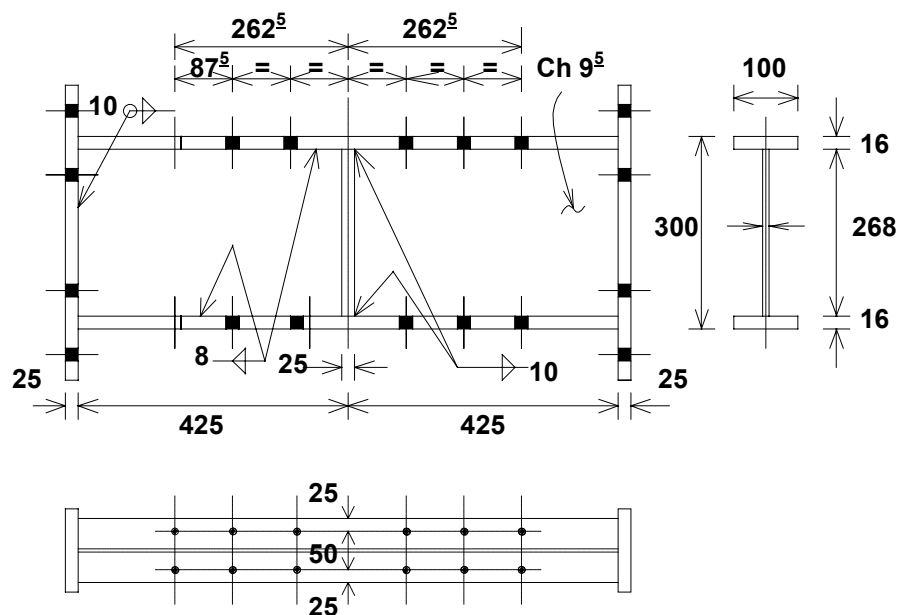


Figura 7.3 – Detalhamento das vigas dos pórticos de apoio dos protótipos

A furação prevista para os pilares previa a versatilidade dos pórticos de apoio em função da variação de altura das vigas dos protótipos e também a sua posterior utilização em outros trabalhos que vierem a ser realizados no Laboratório de Estruturas.

Os consolos, parafusados à mesa superior das vigas dos pórticos de apoio, foram concebidos com a função de constituir um “vínculo de garfo” nas extremidades das vigas dos protótipos, impedindo a rotação da seção transversal em torno do eixo longitudinal da viga.

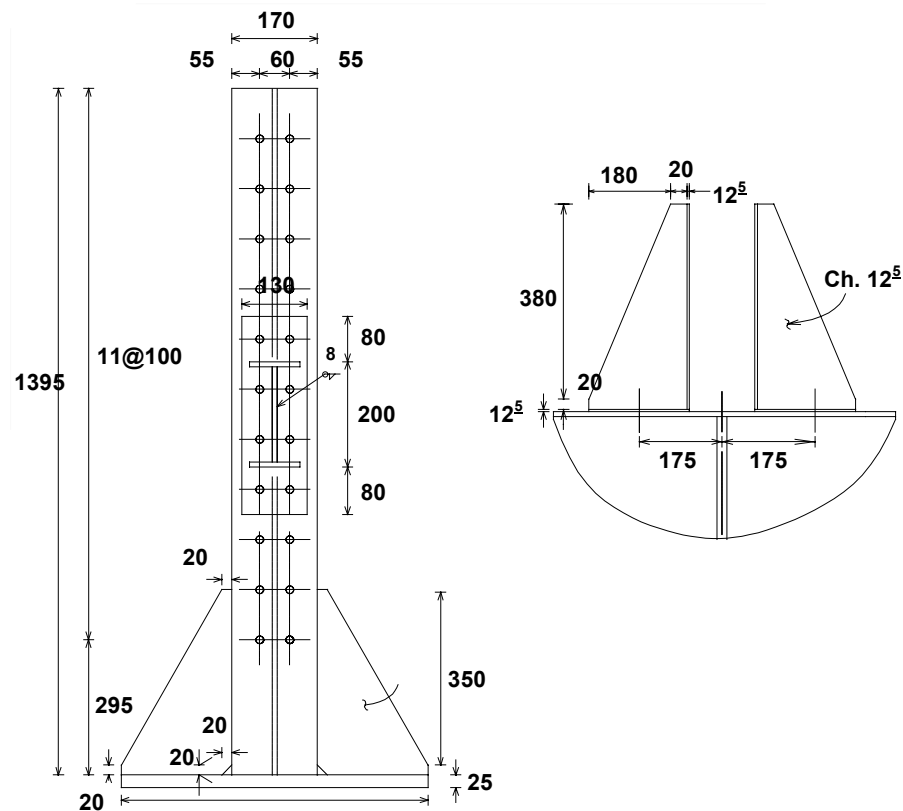


Figura 7.4 - Detalhamento dos pilares e dos consolos dos pórticos de apoio dos protótipos

A figura 7.5 apresenta um dos pórticos já montado e posicionado em um ensaio.

Sob as extremidades dos protótipos, como mostrado na figura 7.6, foram colocadas chapas com superfície cilíndrica para permitir a rotação no plano dos enrijecedores de apoio.

Durante a fase de ensaios preliminares, que será apresentada no item 7.3, verificou-se a necessidade de que os protótipos fossem contraventados de forma a garantir a perfeita verticalidade do deslocamento, através de impedimento às rotações em torno do eixo longitudinal das vigas dos protótipos.

Para essa finalidade, após a fase de ensaios preliminares, foram construídos dispositivos compostos por cantoneiras com 64 mm de largura de aba, fixados aos pilares do pórtico de reação de modo a restringir os

deslocamentos horizontais em duas seções transversais dos pilares dos protótipos.



Figura 7.5 - Pórtico de apoio dos protótipos



Figura 7.6 - Detalhe do apoio dos protótipos



Figura 7.7 - Detalhe da restrição de deslocamentos horizontais nos pilares dos protótipos

Esses dispositivos poderão ser vistos, em detalhes, em várias figuras que serão apresentadas no item 7.4, relativo aos ensaios dos protótipos.

Parafusos que atravessavam as abas das cantoneiras foram colocados de modo a transmitir a pretendida restrição, como mostrado em detalhe na figura 7.7, apenas através de pontos isolados.

7.2 - Equipamentos utilizados

Para a aplicação do carregamento utilizou-se um atuador hidráulico, marca ENERPAC, com capacidade de 100 kN, fixado à mesa inferior da viga do pórtico de reação.

O acionamento do atuador hidráulico foi feito através de uma bomba hidráulica a óleo com controle manual, obtendo-se os valores do carregamento aplicado através de uma célula de carga, com capacidade de 100 kN, acoplada ao atuador e ligada ao sistema de aquisição de dados.

A figura 7.8 apresenta detalhe da fixação do atuador hidráulico e da célula de carga à viga do pórtico de reação.



Figura 7.8 - Atuador hidráulico e célula de carga

Os deslocamentos verticais, em vários pontos dos protótipos foram medidos através da instalação de transdutores de deslocamento, marca KYOWA, com curso de 100 mm, dispendo-se ainda de dois transdutores com curso de 50 mm, como pode ser visto na figura 7.5, instalados sob a

viga dos pórticos de apoio para medir os possíveis deslocamentos nos apoios.

Os deslocamentos relativos entre as chapas de topo foram medidos através de um dispositivo, mostrado na figura 7.9, composto por duas pequenas cantoneiras de alumínio, coladas às chapas de topo, uma haste metálica e um relógio comparador.

Para a medida das deformações, foram instaladas rosetas e extensômetros elétricos de resistência, produzidos pela KYOWA, em diversas seções das vigas e nas chapas de topo.

Todos os equipamentos foram ligados ao sistema de aquisição automática System 4000, da MEASUREMENTS GROUP, com capacidade para leitura de até 200 canais.

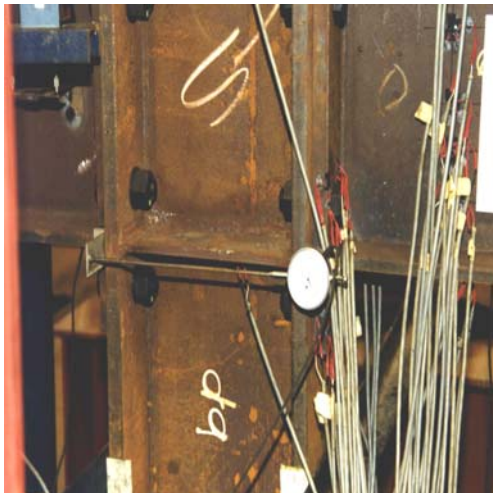


Figura 7.9 - Dispositivo para medição do afastamento entre as chapas de topo



Figura 7.10 - Dispositivo para medição da rotação da viga

Em uma das vigas dos protótipos foi acoplado um dispositivo, mostrado na figura 7.10, para medição da rotação da viga próximo à chapa de topo, composto por dois transdutores de deslocamento apoiados em uma haste metálica fixada à alma da viga.

7.3 - Ensaio preliminares

Inicialmente, procedeu-se ao ensaio dos protótipos CT2C-1 (ligação com chapa de topo) e CS2-C (ligação completamente soldada).

Os objetivos desses ensaios preliminares eram aferir a sistemática a ser adotada para o ensaio dos demais protótipos, determinar a necessidade ou não de modificações na instrumentação inicialmente estabelecida e verificar a adequação da simulação numérica adotada.

As figuras 7.11 e 7.12 mostram, respectivamente, o posicionamento dos transdutores de deslocamento, das rosetas e dos extensômetros elétricos de resistência utilizados nos ensaios preliminares.

Na figura 7.11, a numeração adotada refere-se aos canais de aquisição de dados, tendo sido utilizados os transdutores ligados aos canais 32, 33, 43 e 44 para medição dos eventuais deslocamentos horizontais do pilar dos protótipos.

Para a comparação com os resultados experimentais, foi realizada uma simulação numérica preliminar, através de elementos finitos de viga (análise linear) e também tridimensionais (análise linear e não-linear).

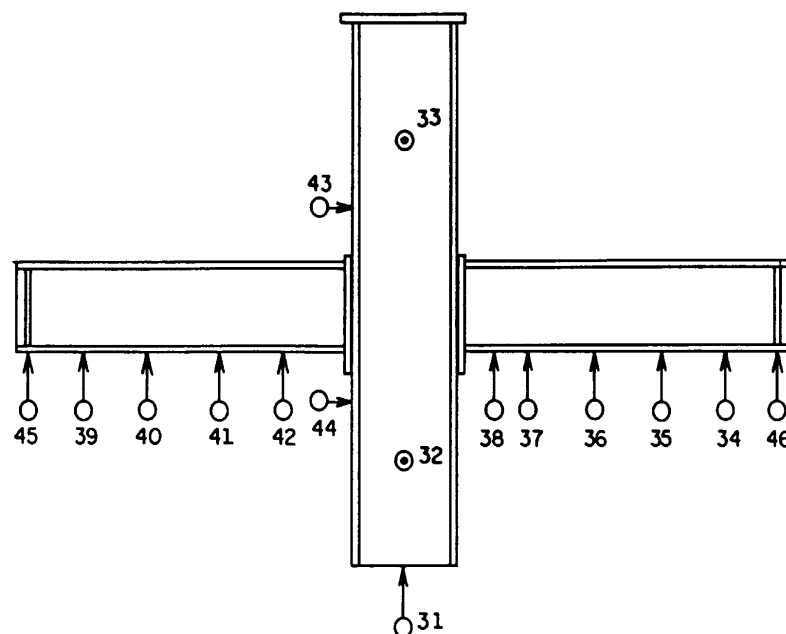


Figura 7.11 - Posicionamento dos transdutores de deslocamento

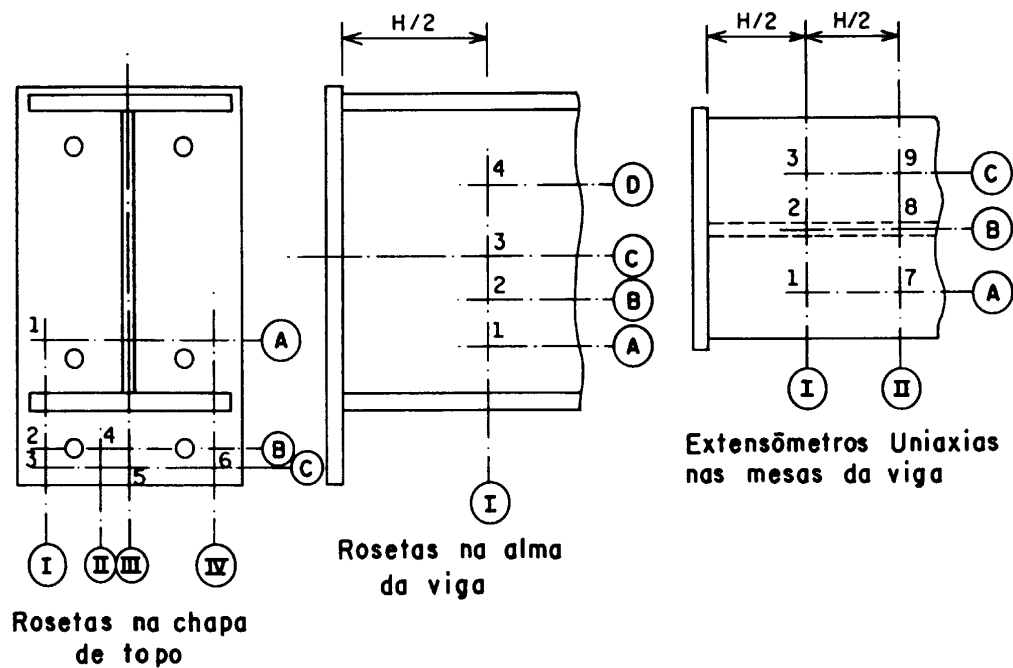


Figura 7.12 - Posicionamento das rosetas e dos extensômetros elétricos de resistência

O gráfico momento na ligação x deslocamento vertical do pilar do protótipo CS2C é mostrado na figura 7.13, em comparação com os resultados obtidos através das mencionadas simulações numéricas preliminares, nas quais adotou-se valores nominais para a tensão de escoamento e módulo de elasticidade longitudinal do material.

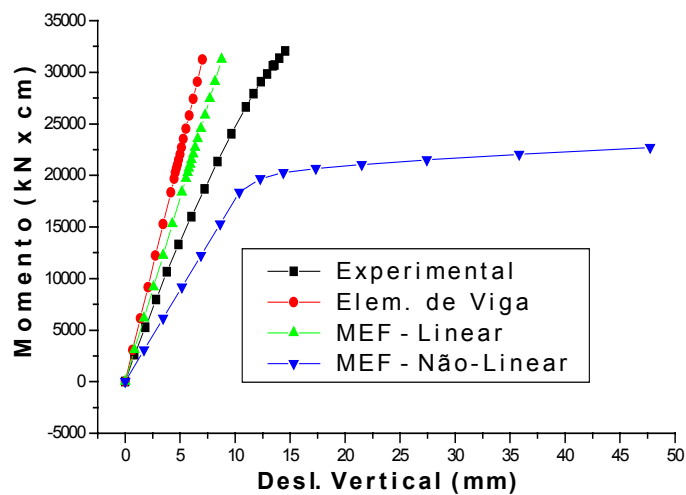


Figura 7.13 - Deslocamento vertical do pilar do protótipo CS2C

Em termos de momento na ligação x deformação, a figura 7.14 apresenta o gráfico comparativo entre os resultados obtidos para o ponto 2 da figura 7.12c, situado na mesa superior da viga a uma distância H/2 da chapa de topo.

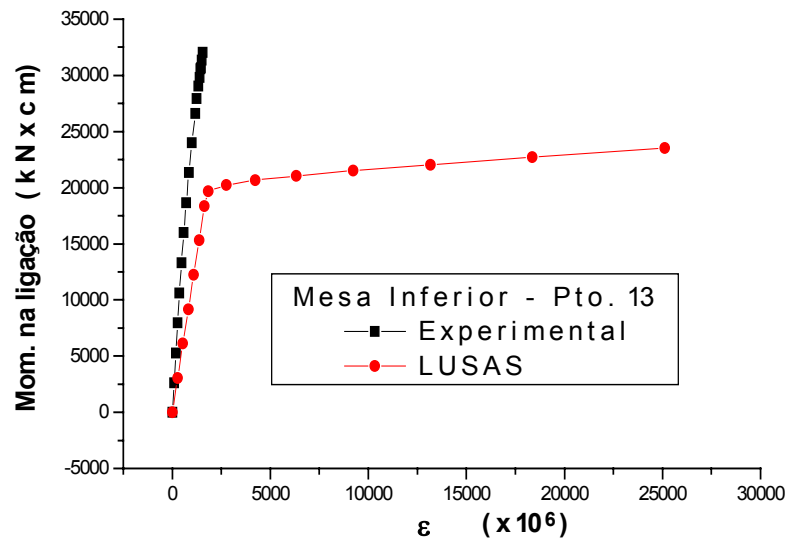


Figura 7.14 - Comparação do comportamento momento x deformação

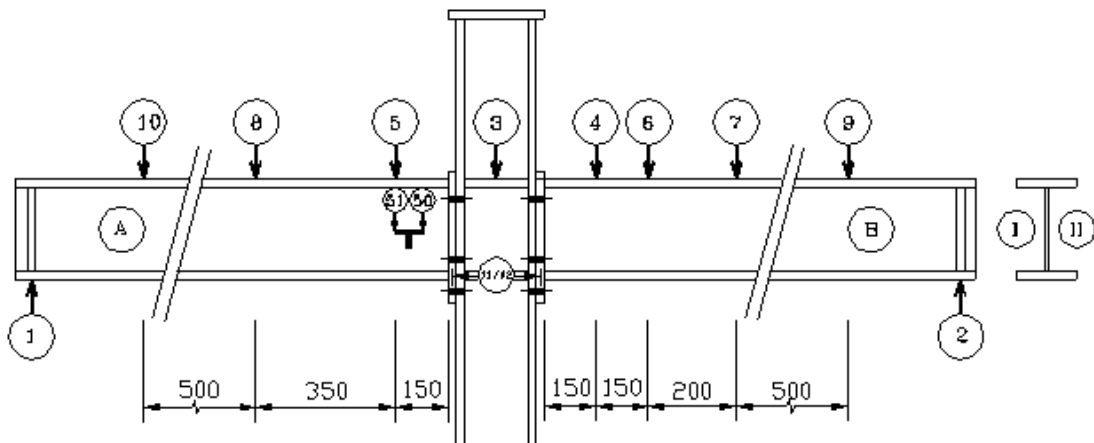


Figura 7.15 - Disposição dos transdutores nos protótipos do Grupo 1

A partir desses ensaios e da comparação de seus resultados com os obtidos através da análise numérica preliminar, foram adotados ajustes para o ensaio dos demais protótipos, especificamente no que se refere aos

seguintes pontos:

- i) Adoção do dispositivo de cantoneiras, mencionado no item 7.1, com a conseqüente eliminação da medição dos deslocamentos laterais do pilar dos protótipos (transdutores 32, 33, 43 e 44).
- ii) Diminuição dos pontos de medição dos deslocamentos verticais das vigas, resultando nas disposições mostradas nas figuras 7.15 e 7.16, relacionadas aos protótipos dos grupos 1 (vigas VS 250x37) e 2 (vigas VS 350x58), respectivamente.

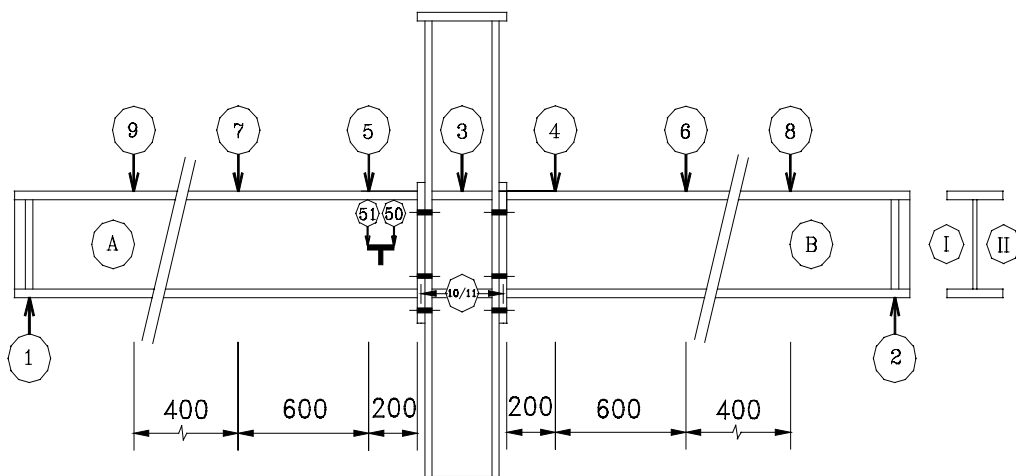
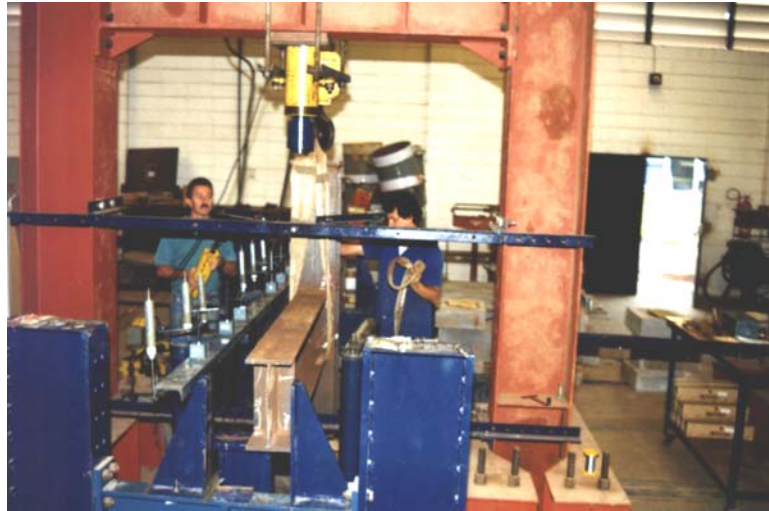


Figura 7.16 - Disposição dos transdutores nos protótipos do Grupo 2

No Anexo VI são apresentadas as instruções para utilização dos arquivos de resultados relativos aos ensaios preliminares, contidos no diretório EXPERIM\PRELIM do disquete que complementa este trabalho.

7.4 - Ensaios dos protótipos

A etapa experimental propriamente dita da pesquisa consistiu do ensaio de 24 (vinte e quatro) protótipos de ligações com chapa de topo, 4 (quatro) com ligações completamente soldadas e 5 (cinco) com ligações viga-coluna através de cantoneiras soldadas à alma da viga e parafusadas às mesas da coluna.



**Figura 7.17 - Instalação de um protótipo
sob o pórtico de reação**

Para os ensaios foram adotados os seguintes procedimentos:

- i) instrumentação dos protótipos através da colocação de extensômetros elétricos de resistência e rosetas nas vigas e chapas de topo;
- ii) montagem do protótipo, utilizando-se parafusos ASTM-A325 para os protótipos com chapa de topo e com cantoneira de alma e aperto dos parafusos através do método de rotação da porca;
- iii) instalação do protótipo no pórtico de reação - a figura 7.17 ilustra uma das etapas de instalação - utilizando a ponte rolante (capacidade de 60 kN e vão de 15 m) do Laboratório de Estruturas;

Entre os parafusos do dispositivo de travamento e o pilar dos protótipos, bem como entre as mesas das extremidades das vigas e os consolos, como mostrado na figura 7.18, foram colocadas pares de pequenas tiras de chapas lubrificadas para que tais dispositivos não interferissem, respectivamente, no deslocamento dos pilares e na rotação das seções transversais das vigas nos apoios.

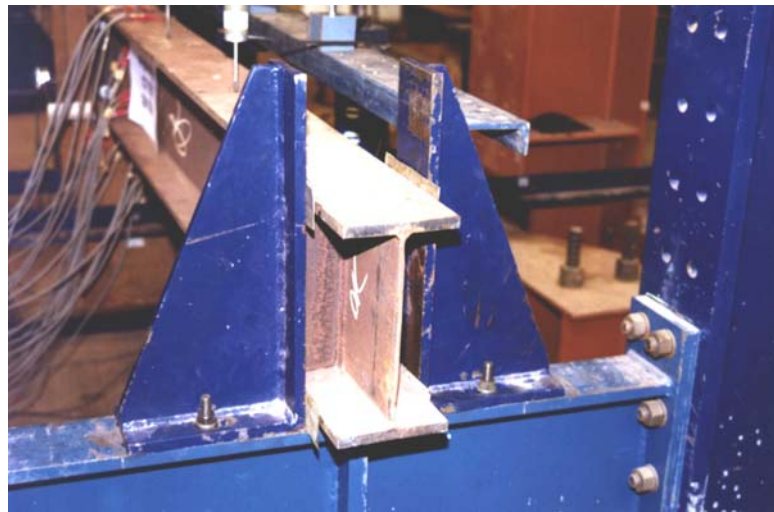


Figura 7.18 - Chapas lubrificadas colocadas entre as mesas das vigas e os consolos

- iv) ligação dos extensômetros e dos transdutores ao sistema de aquisição de dados;

Uma vista da instrumentação da chapa de topo e de uma viga é mostrada na figura 7.19, com os extensômetros elétricos já conectados por cabos ao sistema de aquisição de dados.

- v) escorvamento do protótipo através da aplicação, por etapas, de uma força equivalente a $1/3$ (um terço) da força resistente nominal do protótipo, calculada como a força teoricamente capaz de produzir a plastificação total da seção transversal da viga, considerando a tensão de escoamento nominal do aço. Esta etapa tem por finalidade produzir um melhor ajuste entre as peças conectadas, eliminando as folgas de montagem dos protótipos;
- vi) ensaio do protótipo, com a aplicação do carregamento por etapas, obtendo-se, através do sistema automático de aquisição de dados, o registro em arquivo das informações relativas ao valor da força aplicada, das deformações e dos deslocamentos, a cada etapa de carregamento.

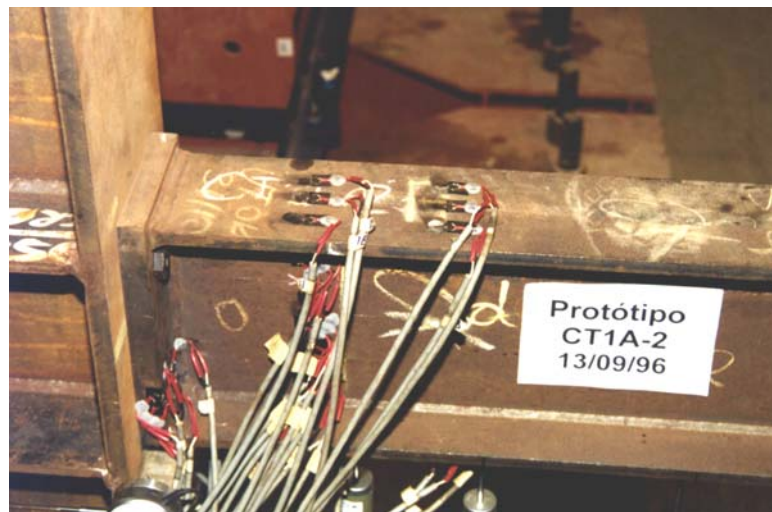


Figura 7.19 - Extensômetros e rosetas na chapa de topo e em seções da viga

Algumas informações dos ensaios, mostradas na tela do microcomputador acoplado ao sistema de aquisição de dados, permitiam o acompanhamento do desenvolvimento do ensaio, possibilitando comparações, etapa por etapa, com os resultados teóricos e/ou obtidos por meio da análise numérica.

O término de cada ensaio ocorreu por ruptura de parafusos ou por razões de segurança, estabelecidas através do monitoramento dos ensaios, verificando-se, em alguns casos, deslocamentos verticais muito grandes ou deformações excessivas em ambas as chapas de topo, o que indicaria a possibilidade de colapso simultâneo das duas ligações do protótipo ou risco à integridade física das pessoas ou danos aos equipamentos envolvidos nos ensaios.

Na figura 7.20, a seta indica a posição final da linha traçada junto à aba inferior da cantoneira do dispositivo de travamento lateral, como referência do deslocamento vertical total do pilar do protótipo.

Para evitar o risco aos equipamentos, a partir do protótipo CT2A-1, optou-se por modificar a disposição dos transdutores de deslocamento, que foram dispostos sobre uma estrutura auxiliar e posicionados, como ilustrado na fotografia 7.21, de forma a medir os deslocamentos das mesas

superiores das vigas.

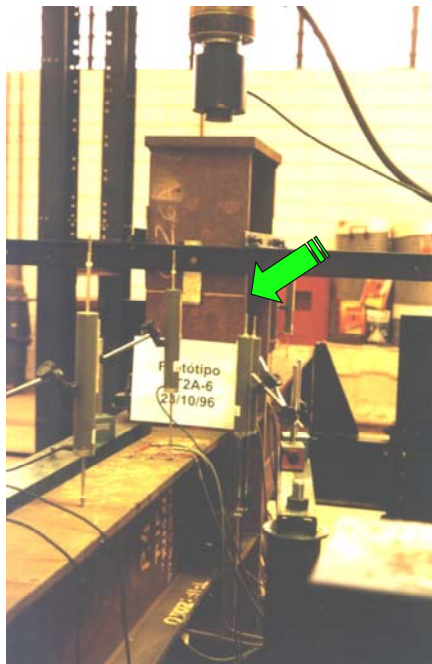


Figura 7.20 - Deslocamento vertical final do pilar



Figura 7.21 - Posicionamento dos transdutores sobre a mesa superior dos protótipos

Tabela 7.1 - Protótipos com parafusos instrumentados

Protótipo	Diâmetro do Parafuso	Posição
CT1B-1	16 mm	1, 2 3 e 4 (A e B)
CT1B-3	19 mm	1, 2, 3 e 4 (B)
CT1B-4	19 mm	1, 2, 3 e 4 (B)
CT1B-5	19 mm	1, 2, 3 e 4 (B)
(A) e (B) vide figuras 7.15 e 7.16		

Em alguns protótipos do grupo 1 (perfis VS 250x37), série B, foram utilizados parafusos instrumentados com extensômetros elétricos de resistência, conforme indicado na tabela 7.1 (as posições indicadas na tabela referem-se à figura 7.22).

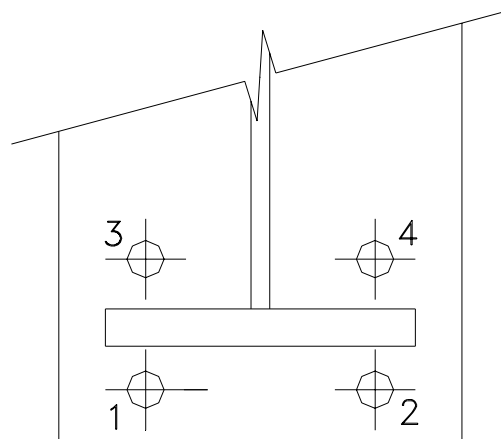


Figura 7.22 - Posicionamento dos parafusos instrumentados

Para estes protótipos, os procedimentos anteriormente relatados foram ligeiramente modificados no que se refere ao aperto dos parafusos, que eram colocados apenas na condição de pré-torque, na fase de montagem.

Os ensaios destes protótipos foram iniciados com o monitoramento do aperto dos parafusos instrumentados - através do método de rotação da porca - promovendo-se, em seguida, o escorvamento.

Ao iniciar o ensaio propriamente dito, os canais de aquisição de dados correspondentes aos parafusos instrumentados não foram “zerados” após a etapa de escorvamento, ou seja, os valores das deformações correspondentes ao aperto dos parafusos foram preservados para que as deformações nos parafusos, a cada etapa do carregamento aplicado aos protótipos, combinassem os efeitos das solicitações devidas à protensão e à transmissão do momento fletor.

A tabela 7.2 apresenta a indicação dos protótipos nos quais ocorreu ruptura dos parafusos e o posicionamento desses parafusos, mostrando-se, respectivamente nas figuras 7.23, 7.24 e 7.25, a deformação final de uma das chapas de topo, uma vista geral de um protótipo ensaiado, e detalhe dos parafusos que sofreram ruptura.

Tabela 7.2 - Protótipos com ruptura de parafusos

Protótipos	Espessura da Chapa de Topo (mm)	Diâmetro Dos Parafusos (mm)	Posições de Ruptura
CT1A-1	31.5	16	1, 2, 3 e 4 (A)
CT1A-3	25	16	1, 2, 3 e 4 (B)
CT1A-4	22.4	16	1, 2, 3 e 4 (B)
CT1A-5	22.4	16	1, 2, 3 e 4 (A)
CT1B-1	31.5	16	1, 2, 3 e 4 (A)
CT1B-5	22.4	19	1, 2, 3 e 4 (B)
CT2A-2	31.5	22	1, 2, 3 e 4 (B)
CT2B-2	31.5	22	1, 2, 3 e 4 (A)
CT2B-4	25	22	3 e 4 (B)

(A) e (B) vide figuras 7.15 e 7.16

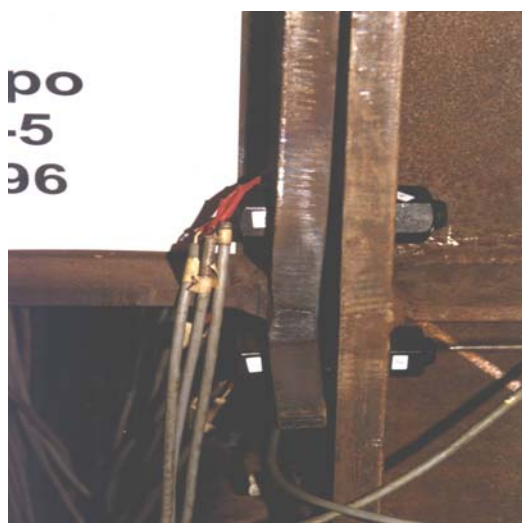


Figura 7.23 - Deformação final da chapa de topo (protótipo CT2A-5)



Figura 7.24 – Vista geral de um protótipo ensaiado



**Figura 7.25 - Aspecto da ruptura dos parafusos
(protótipo CT2A-2)**

Os principais resultados obtidos na fase experimental deste trabalho serão apresentados no próximo capítulo, tanto para os protótipos com ligações dotadas de chapa de topo, quanto para os com ligações completamente soldadas e com ligações através de cantoneiras de alma.

[← Capítulo 6](#)

[Capítulo 8 →](#)

Capítulo

8

RESULTADOS DA ANÁLISE EXPERIMENTAL

Este capítulo apresenta os principais resultados obtidos através dos ensaios de laboratório para cada tipo de ligação estudada (soldada, com cantoneira e com chapa de topo).

Estes resultados serão apresentados, preferencialmente, em forma de gráficos, através dos quais serão estabelecidas comparações qualitativas entre o comportamento estrutural dos diferentes protótipos de ligações analisados e dos vários parâmetros envolvidos.

Serão ainda apresentadas observações de caráter quantitativo, decorrentes dos resultados experimentais obtidos, referentes a alguns aspectos essenciais do comportamento estrutural.

O Anexo VI contém instruções de acesso a todos os resultados relativos aos protótipos ensaiados, arquivados em disquete sob a forma de planilhas eletrônicas, contidas no diretório EXPERIM\PROTOT.

No decorrer deste capítulo serão utilizados alguns parâmetros de referência, tais como:

- i) momento na ligação: momento fletor calculado da multiplicação do valor da reação de apoio (para uma determinada etapa de carregamento) pela distância do apoio à face da chapa de topo;
- ii) momento na viga: momento fletor que solicita uma determinada seção transversal da viga, calculado multiplicando-se a reação de apoio (para uma determinada etapa de carregamento) pela distância do apoio à seção considerada.

- iii) momento de plastificação: momento fletor equivalente à plastificação total da seção transversal da viga, calculado por $M_p = Z_x f_y$, onde Z_x é o módulo resistente plástico da seção transversal e f_y é o limite de escoamento do material

Este último parâmetro de referência reflete o estado limite último das vigas, correspondendo ao momento fletor equivalente à formação de uma rótula plástica na seção transversal da viga.

Em alguns casos será utilizado um parâmetro de referência, relativo a um estado limite de utilização (serviço), considerado como o momento fletor equivalente ao deslocamento vertical do ponto médio de uma viga biapoiada.

O valor máximo deste parâmetro, como recomendado pelo Anexo C da NBR-8800 (1986), é igual a $L/300$, considerando-se a ação da sobrecarga (construções e acabamentos não sujeitos à fissuração).

A utilização dos parâmetros mencionados tem por finalidade apenas o estabelecimento de níveis de referência para efeito de comparação entre os resultados obtidos, não sendo objetivo deste trabalho a discussão da validade dos mesmos.

8.1 - Ligações soldadas

Para cada um dos grupos de vigas utilizadas nos protótipos de ligações (VS 250x37 e VS 350x58), foram ensaiados dois protótipos com ligações completamente soldadas, identificadas por CS1 e CS2 respectivamente, acrescidas das letras A e B para designação dos dois protótipos de cada série.

Os resultados aqui apresentados serão utilizados para comparações com os obtidos para as ligações com chapa de topo, principalmente nos aspectos relativos à rigidez das ligações e suas implicações no comportamento estrutural das mesmas.

Inicialmente, para uma avaliação do comportamento dos protótipos com ligações completamente soldadas, foi feita uma análise numérica

simplificada, através do programa LUSAS, utilizando elementos de viga e um elemento com grande inércia à flexão para simular o comportamento do pilar central dos protótipos.

Esta análise foi realizada no regime elástico-linear, considerando-se ainda a contribuição do esforço cortante.

As figuras 8.1 e 8.2 apresentam, respectivamente para os protótipos CS1A (VS250x37) e CS2B (VS250x58), a comparação entre os deslocamentos verticais obtidos experimentalmente e através da análise numérica, para momento fletor na ligação aproximadamente igual ao momento fletor de plastificação total da seção transversal das vigas, considerando-se o valor nominal da tensão limite de escoamento do material ($f_y = 250$ MPa).

Nestas figuras, a linha horizontal representa a posição indeformada da viga, onde são indicadas as abscissas dos pontos instrumentados, onde os pontos com abscissas iguais a 1530 mm e 1880 mm correspondem às faces dos flanges do pilar central dos protótipos.

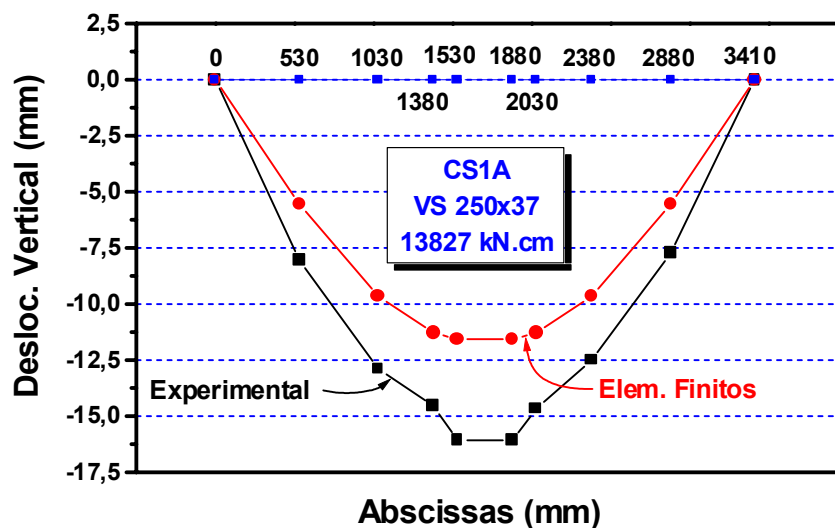


Figura 8.1 – Comparação de deslocamentos verticais (CS1A)

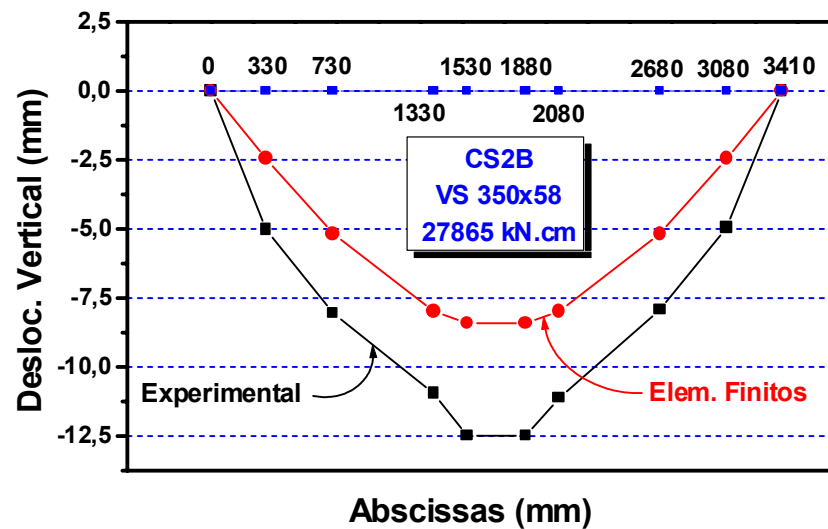


Figura 8.2 – Comparação de deslocamentos verticais (CS2B)

Observa-se, para o nível de solicitação adotado como parâmetro de referência, que os resultados experimentais são aproximadamente 45% maiores que os obtidos através da análise numérica, o que é explicado pela simplicidade da análise adotada, tanto em termos do comportamento tensão-deformação do material, quanto em relação ao tipo de elemento utilizado.

Os resultados apresentados nas figuras 8.1 e 8.2 mostram ainda que os deslocamentos máximos, obtidos experimentalmente, são 43% e 10% maiores que os deslocamentos máximos recomendados pela NBR 8800 (1986), respectivamente para os protótipos CS1A e CS2B, embora os resultados da análise numérica praticamente coincidam com o mencionado limite.

Com os resultados experimentais obtidos para os deslocamentos verticais dos pontos instrumentados, pode-se calcular a rotação das vigas nos apoios dos protótipos sendo importante ressaltar que a expressão “rotação nos apoios” não é utilizada como a inclinação da tangente à linha elástica da viga nos apoios, mas sim como a relação entre o deslocamento vertical obtido para um determinado ponto e a sua distância ao apoio.

A variação desta relação, em função do momento fletor que solicita a ligação, é apresentada nas figuras 8.3 e 8.4, respectivamente para os protótipos CS1B e CS2B.

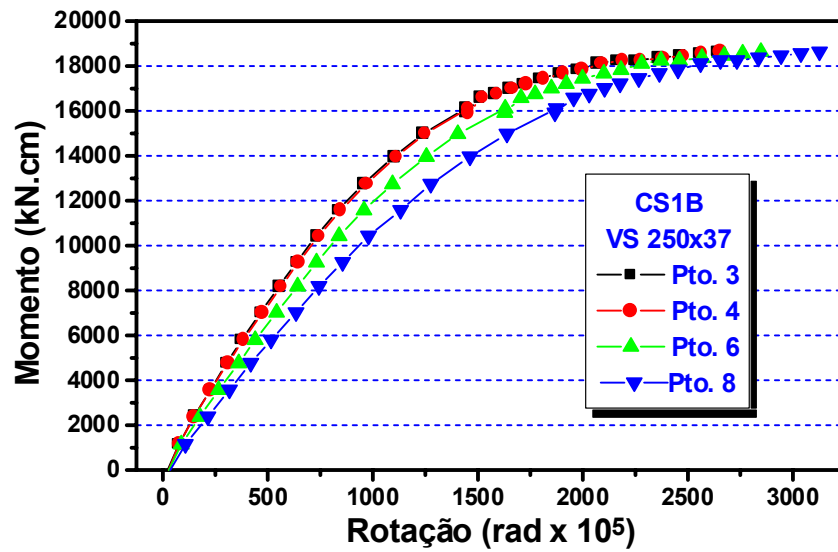


Figura 8.3 – Rotações nos apoios (CS1B)

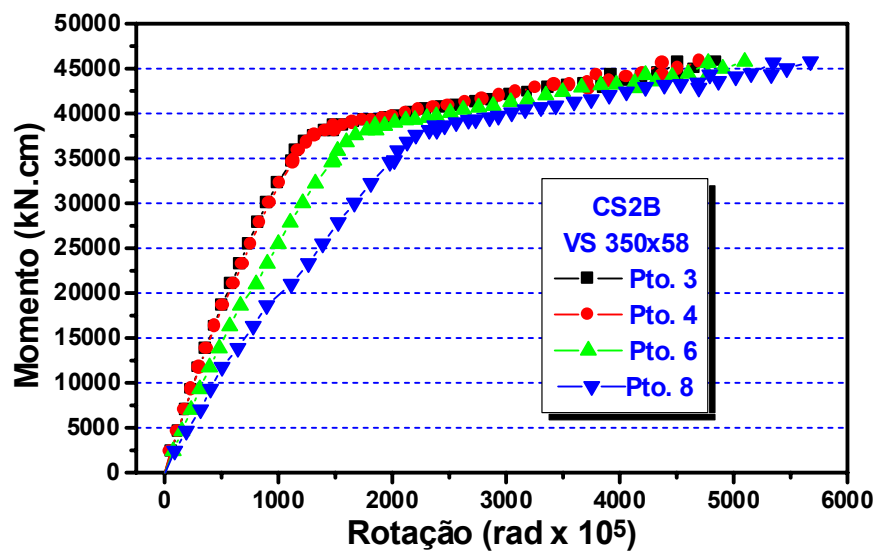


Figura 8.4 – Rotações nos apoios (CS2B)

A rotação para o ponto 3, embora a instrumentação tenha sido colocada no eixo do pilar central dos protótipos, foi calculada para o ponto de abscissa igual a 1880 mm (figuras 8.1 e 8.2), correspondente à face do flange do pilar, uma vez que todos os pontos da seção transversal do pilar têm o mesmo deslocamento vertical.

Os demais pontos para os quais as figuras 8.3 e 8.4 apresentam a variação da rotação no apoio correspondem, respectivamente, aos pontos

imediatamente à direita do ponto 3, com abscissa de 2030mm, 2380 mm e 2880 mm, no caso dos protótipos da série CS1 (2080mm, 2680 mm e 3080 mm para os protótipos da série CS2).

Verifica-se que os valores da rotação aumentam para os pontos mais próximos dos apoios, indicando que a viga não gira, como corpo rígido, em torno de sua ligação com o pilar, exceto para valores elevados do momento fletor na ligação, quando observa-se uma tendência de igualdade dos valores das rotações no apoio para os pontos instrumentados.

As figuras mostram ainda que os protótipos das duas séries apresentam um comportamento bastante distinto, observando-se uma sensível proporcionalidade entre o momento fletor e as rotações no caso do protótipo CS2B ($M \leq 35000 \text{ kN.cm}$), o que não ocorre com tanta intensidade no caso do protótipo CS1B.

Alguns aspectos referentes à influência das dimensões da seção transversal das vigas (altura, espessura da mesa) serão abordados mais adiante.

Um outro aspecto a considerar é que os valores das rotações para os pontos 3 e 4 são praticamente iguais em ambas as séries de protótipos, o que pode ser explicado por duas razões básicas:

- i) nas duas séries, a distância entre os pontos mencionados é muito pequena;
- ii) uma pequena região, próxima à junção da viga com o pilar, permanece praticamente perpendicular ao flange do pilar para valores baixos do momento fletor.

Esta última afirmação pode ser comprovada através das curvas apresentadas na figura 8.5, que representam a rotação relativa entre os pontos instrumentados do protótipo CS2A.

A rotação relativa entre os pontos 3-4, para o protótipo, mostrou-se aproximadamente igual a 45% das rotações relativas para os pontos 4-6 e 6-8, cuja variação foi praticamente a mesma.

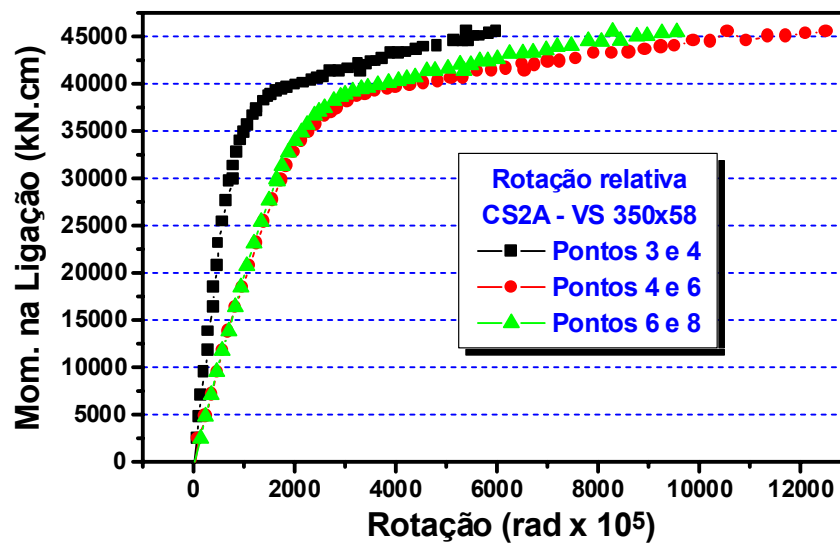


Figura 8.5 – Rotação relativa dos pontos do protótipo CS2A

As observações feitas permitem concluir que a tendência de igualdade dos valores das rotações (figuras 8.3 e 8.4) deve-se à plastificação de uma região próxima à junção da viga com o pilar e não apenas da seção transversal da viga na junção com o pilar, uma vez que, mesmo para momentos fletores da ordem de 45000 kN.cm, a rotação relativa entre os pontos 3-4 permanece bastante inferior à dos pontos 4-6 e 6-8.

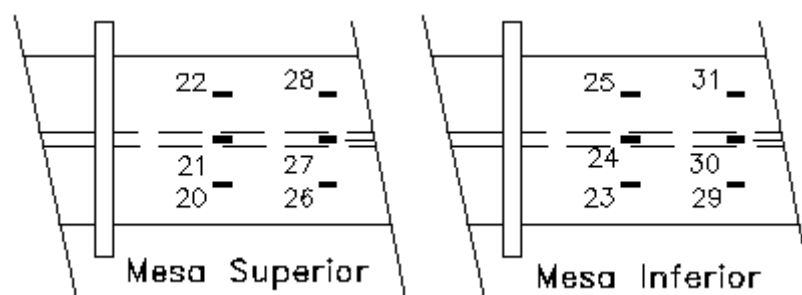


Figura 8.6 – Posicionamento dos extensômetros nas mesas dos protótipos

O posicionamento dos extensômetros colocados nas mesas superior e inferior dos protótipos é apresentado na figura 8.6, segundo duas seções distantes $H/2$ e H da face do flange do pilar, onde H é a altura da seção

transversal da viga.

As variações das deformações obtidas através dos extensômetros posicionados nas mesas superior e inferior (seção H/2) da viga do protótipo CS1A são apresentadas, respectivamente nas figuras 8.7 e 8.8, observando-se que:

- i) as deformações são praticamente as mesmas para os três extensômetros de cada mesa;
- ii) tanto a mesa inferior quanto a superior apresentam o mesmo nível de solicitação (momento fletor na seção transversal considerada) correspondente ao escoamento (variação das deformações sob solicitação praticamente constante).

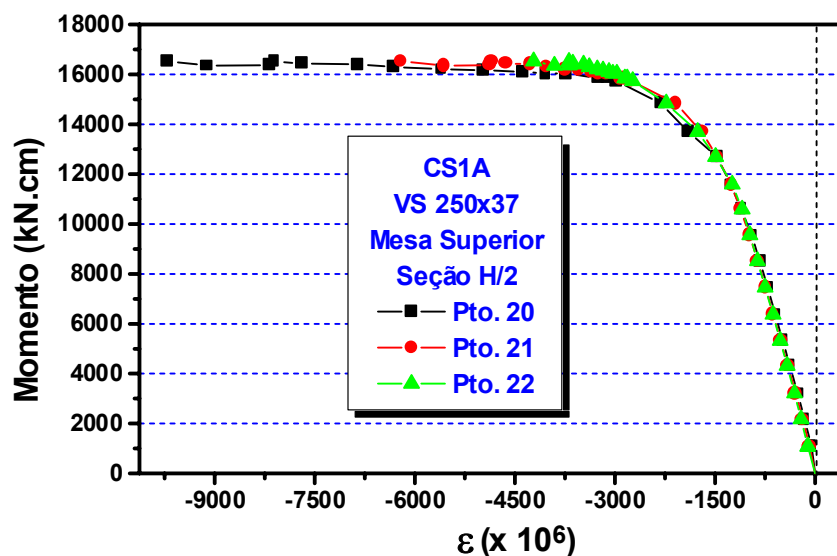


Figura 8.7 – Deformações na mesa superior (Seção H/2 - CS1A)

Para os protótipos com vigas da série VS 350x58, a segunda afirmação acima não é válida, observando-se valores do momento fletor correspondentes a 40000 kN.cm e 35000 kN.cm, respectivamente para o escoamento das mesas superior e inferior, o que sugere uma interdependência entre a altura da seção transversal e a distribuição das deformações longitudinais nas mesas da viga.

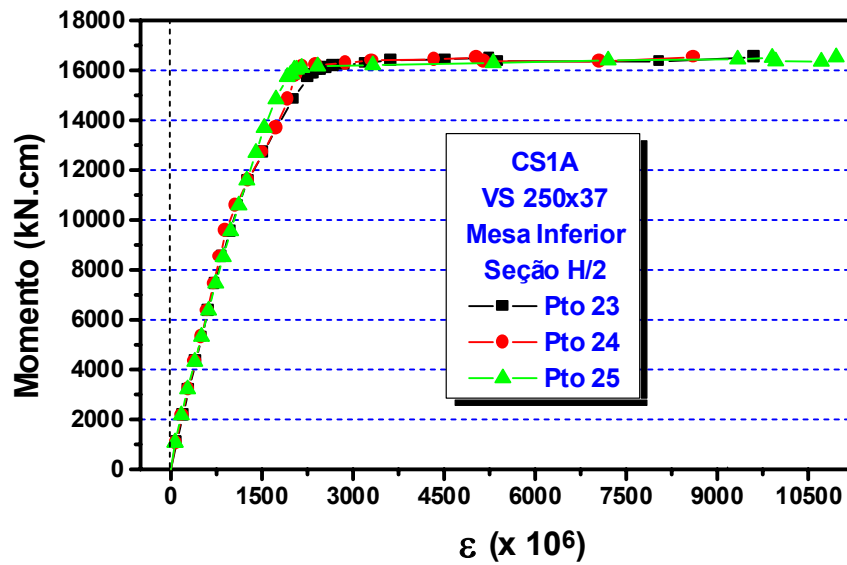


Figura 8.8 – Deformações na mesa inferior (Seção H/2 - CS1A)

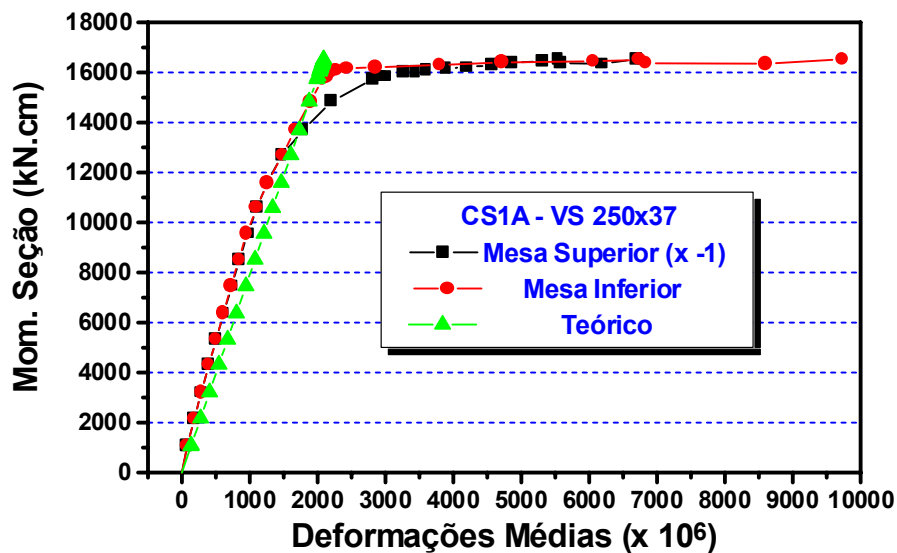


Figura 8.9 – Deformações médias nas mesas (Seção H/2 - CS1A)

As figuras 8.9 e 8.10 apresentam, respectivamente para os protótipos CS1A (viga VS 250x37) e CS2A (viga VS350x58), a comparação da variação das deformações nas mesas, obtidas experimentalmente, e das deformações teóricas, consideradas a partir da suposição de que o momento fletor é transmitido apenas pelas mesas das vigas.

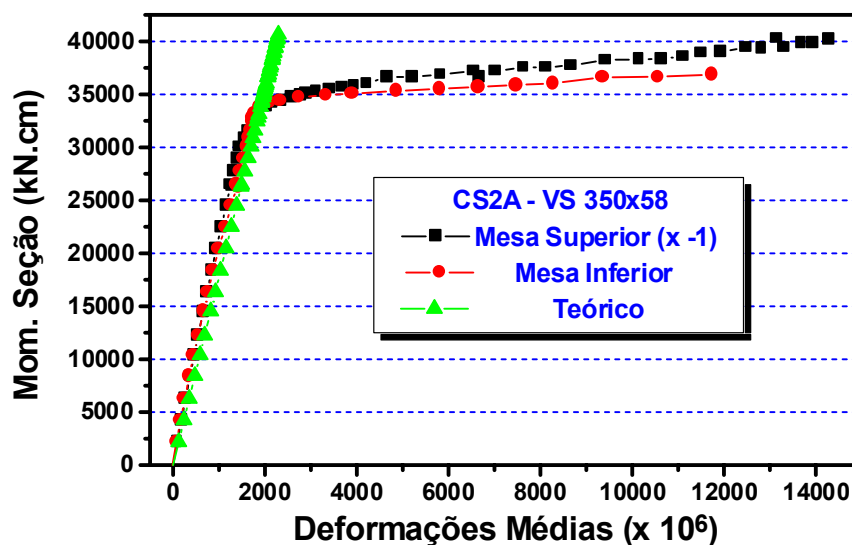


Figura 8.10 – Deformações médias nas mesas (Seção H/2 - CS2A)

Para os dois tipos de protótipos, verifica-se que as deformações médias nas mesas são inferiores aos valores teóricos, exceto para momentos flectores na seção transversal (distante H/2 da ligação) superiores aos momentos de plastificação total das seções transversais, calculados a partir da tensão limite de escoamento determinado para o material nos testes de caracterização (13607 kN.cm para CS1A e 33200 kN.cm para CS2A).

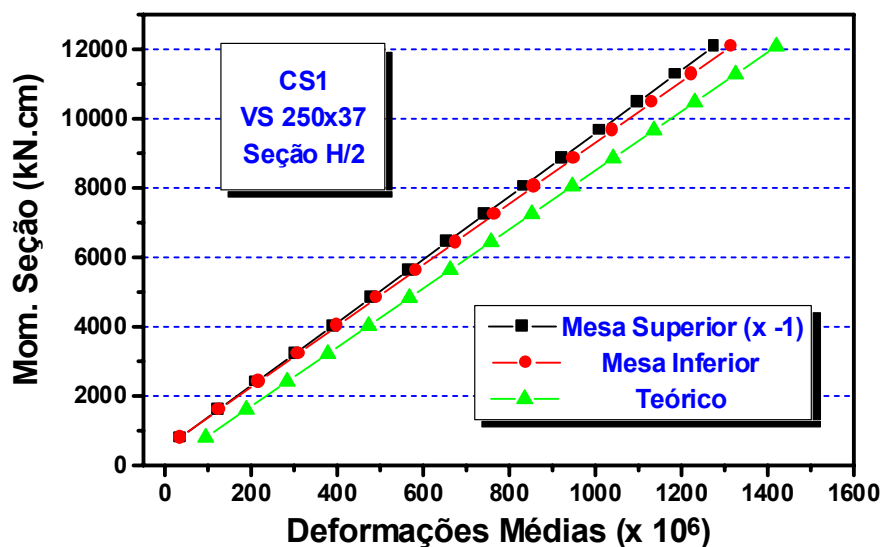


Figura 8.11 – Deformações médias (seção H/2) nas mesas dos protótipos CS1A e CS1B (Regime elástico)

Considerando-se apenas os valores teóricos inferiores ao valor

correspondente à tensão limite de escoamento do material, com um ajuste linear dos resultados experimentais obtém-se os gráficos mostrados nas figuras 8.11 e 8.12, onde também são apresentados os valores teoricamente esperados para as deformações.

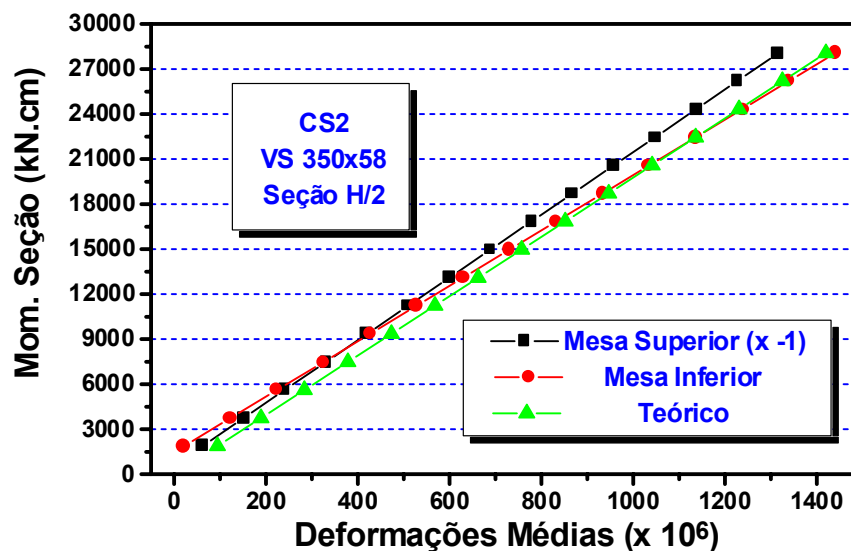


Figura 8.12 – Deformações médias (seção H/2) nas mesas dos protótipos CS2A e CS2B (Regime elástico)

Para os protótipos da série 1 (VS 250x37) observa-se que as deformações são praticamente iguais nas mesas, enquanto ocorre variação dos valores das deformações para os protótipos da série 2 (VS 350x58).

Neste último caso, a deformação na mesa inferior (tracionada) iguala-se ao valor teórico para uma sollicitação correspondente ao limite de escoamento do material da mesa ($f_y = 291$ MPa para chapa de 16 mm) determinado nos ensaios de caracterização, enquanto na mesa superior (comprimida) a deformação é equivalente a 93% da deformação teoricamente prevista.

Além disso, a comparação dos gráficos apresentados nas figuras anteriores mostra que, na faixa de variação considerada para o momento fletor na seção, as deformações médias nas mesas são sempre inferiores aos valores teoricamente previstos, ou seja, também ocorre transmissão do momento fletor através da alma da viga e não somente através das mesas.

A diferença entre as deformações teóricas e experimentais pode sofrer influência das propriedades geométricas da seção transversal das vigas, mas os resultados experimentais disponíveis não permitem uma avaliação desta influência, uma vez que as duas séries de vigas utilizadas nos protótipos diferem tanto em relação à altura da seção transversal, quanto em relação às dimensões (largura e espessura das mesas).

Para avaliar a distribuição das deformações ao longo da altura da seção transversal das vigas, as figuras 8.14 e 8.15 apresentam, respectivamente para os protótipos CS1B e CS2B, curvas obtidas através das deformações médias nas mesas e das deformações nos extensômetros longitudinais das rosetas dispostas, como mostrado na figura 8.13, na alma das vigas em uma seção distante H/2 da ligação.

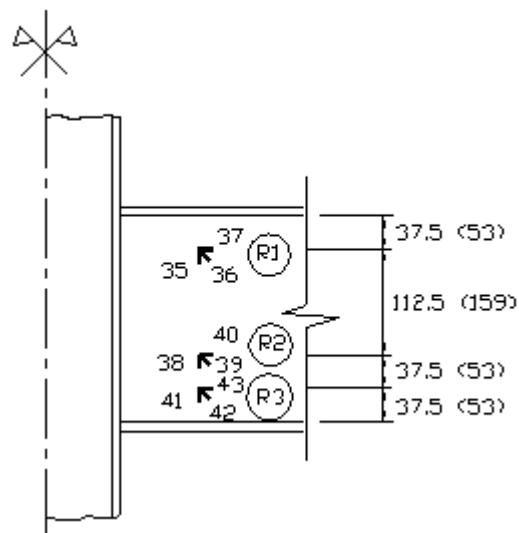


Figura 8.13 – Posicionamento das rosetas na seção H/2

Para o protótipo CS1B, verifica-se que a posição da linha neutra não se modifica, para valores do momento fletor inferiores ao correspondente ao início do escoamento nas mesas

$$M_y = W_x f_y^{\text{exp}} = 415 \times 29,2 = 12118 \text{ kN.cm} \quad \text{VIII.1}$$

onde $f_y^{\text{exp}} = 292 \text{ MPa}$ é a tensão limite de escoamento da chapa da mesa da viga, determinada através dos ensaios de caracterização.

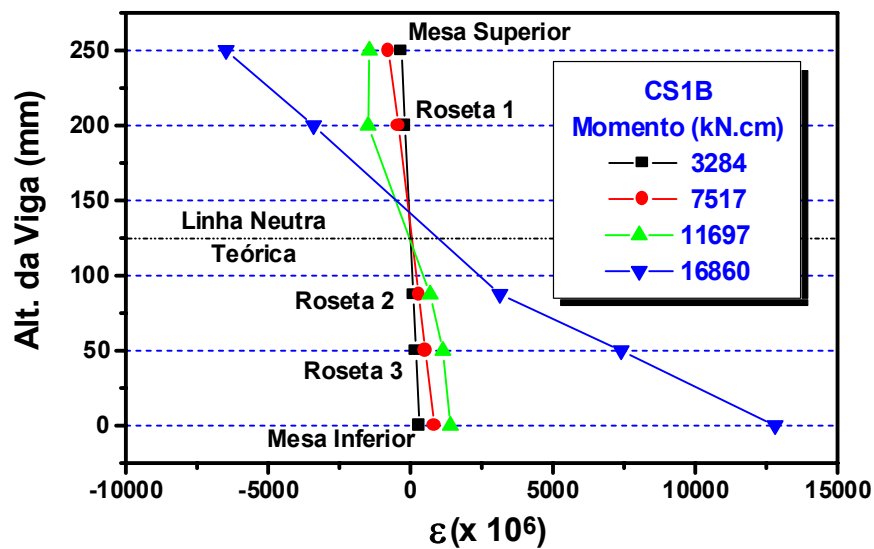


Figura 8.14 – Deformações na seção H/2 (Protótipo CS1B)

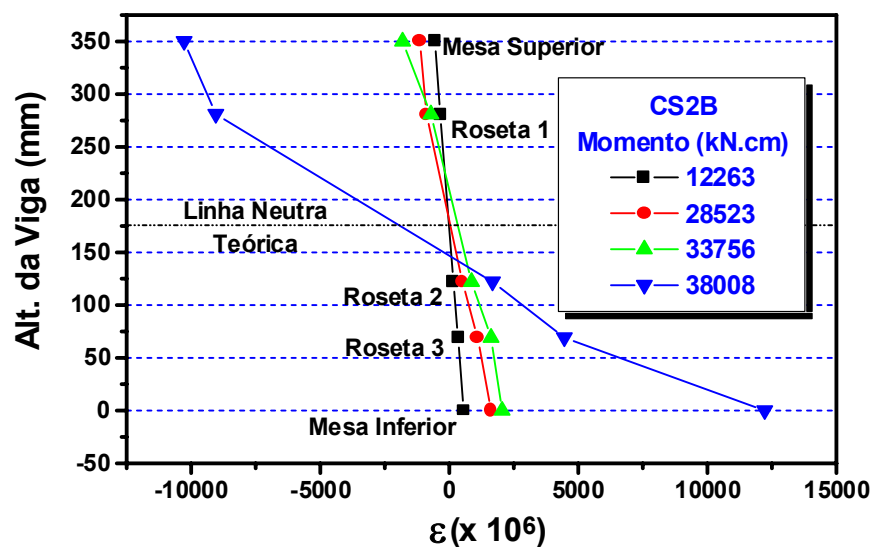


Figura 8.15 – Deformações na seção H/2 (Protótipo CS2B)

Apesar disto, ocorrem deformações nos extensômetros das rosetas dispostos segundo a direção longitudinal da viga, superiores às previstas pela variação linear, para um momento fletor igual a 11697 kN.cm, inferior ao momento M_y mencionado mas superior ao momento nominal de plastificação total da seção transversal da viga M_p , dado por

$$M_p^n = Z_x f_y^n = 466 \times 25 = 11650 \text{ kN.cm} \quad \text{VIII.2}$$

onde $f_y = 250$ MPa é a tensão limite de escoamento nominal do aço

empregado na fabricação dos protótipos.

Para o protótipo da série VS 350x58, verifica-se a assimetria da distribuição das deformações, ao longo da altura da seção transversal da viga, através do deslocamento da linha neutra em direção à mesa superior que apresenta menores valores de deformações.

Neste caso, entretanto, a variação somente deixa de ser linear para momentos fletores superiores a $M_y = 28052 \text{ kN.cm}$, calculado através da expressão 8.1 com $W_x = 964 \text{ cm}^3$ e $f_y^{\text{exp}} = 291 \text{ MPa}$, valor praticamente igual ao momento nominal de plastificação total da seção transversal da viga, igual a 28425 kN.cm ($Z_x = 1137 \text{ cm}^3$).

Em ambos os casos apresentados, as mesas tracionadas (inferiores) tendem a apresentar maiores deformações que as mesas comprimidas, com o aumento do momento fletor na seção transversal considerada.

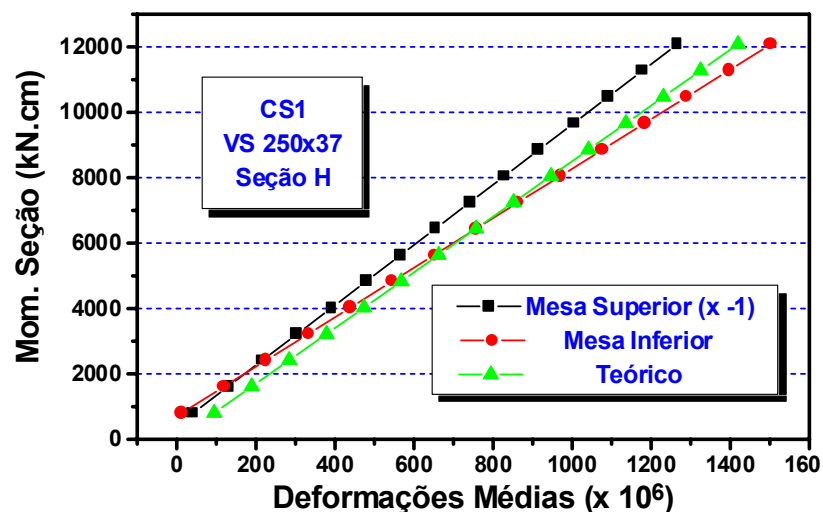


Figura 8.16 – Deformações médias (seção H) nas mesas dos protótipos CS2A e CS2B (ajuste linear para o regime elástico)

Para os valores máximos do momento fletor obtidos nos ensaios, o acréscimo das deformações nas mesas tracionadas foi de 19% (CS1B) e de 98% (CS2B) em relação às deformações nas mesas comprimidas.

As seções distantes H da ligação foram instrumentadas com extensômetros apenas nas mesas superior e inferior.

As figuras 8.16 e 8.17, de modo similar às figuras 8.11 e 8.12, apresentam os resultados do ajuste linear das deformações, na seção distante H da ligação nas mesas, considerando-se a deformação teórica máxima de 1420×10^{-6} , correspondente ao limite de escoamento do aço empregado na confecção das mesas dos protótipos.

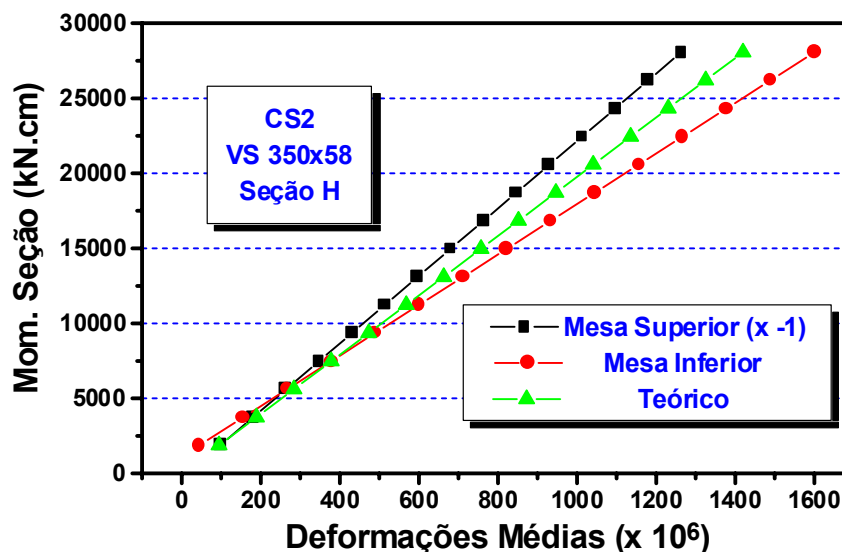


Figura 8.17 – Deformações médias (seção H) nas mesas dos protótipos CS2A e CS2B (ajuste linear para o regime elástico)

Observa-se que, na seção distante H da ligação, os valores das deformações nas mesas superiores não diferem muito dos obtidos na seção distante H/2, enquanto nas mesas inferiores (tracionadas) os valores experimentais chegaram a superar em até 15% os valores teoricamente previstos (protótipos com vigas VS 350x58), como pode-se constatar através das figuras 8.18 e 8.19 que apresentam, respectivamente para os protótipos das séries 1 e 2, a comparação percentual entre os valores experimentais e teóricos para as deformações nas seções instrumentadas.

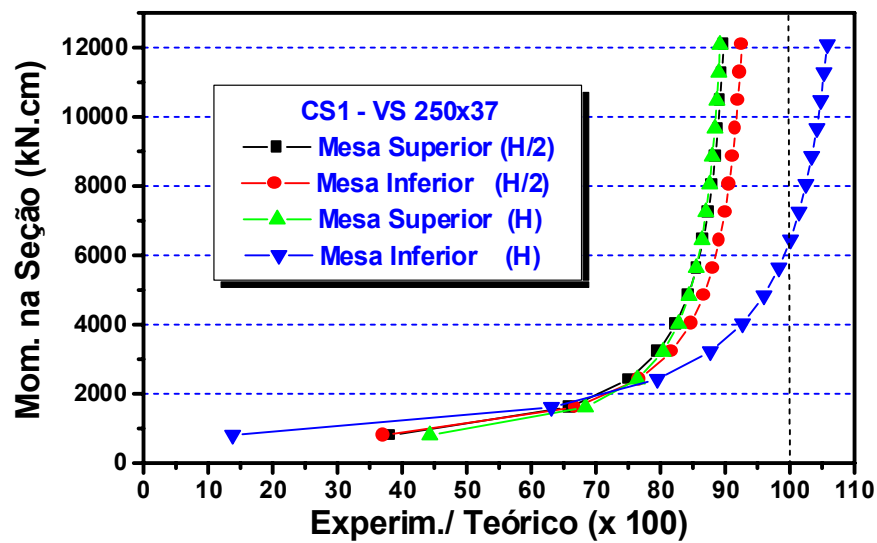


Figura 8.18 – Comparação entre resultados experimentais e teóricos para os protótipos da série 1 (VS 250x37)

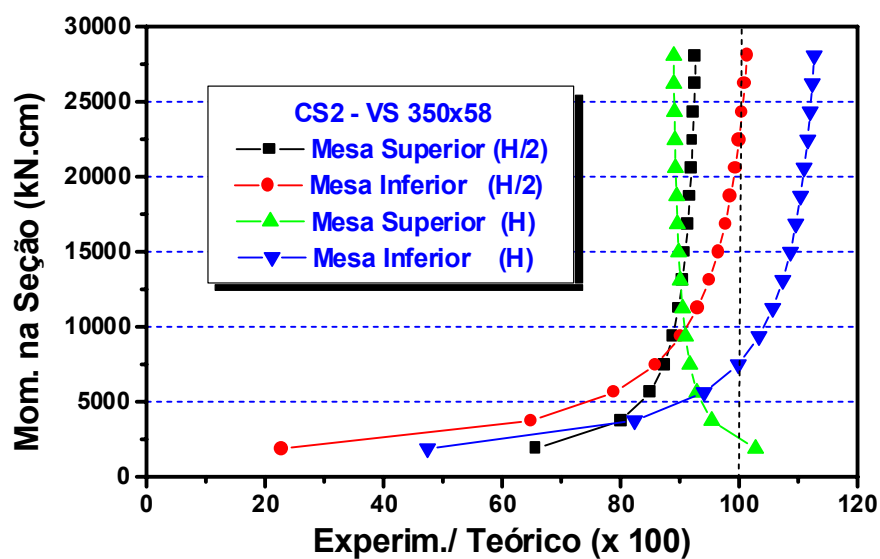


Figura 8.19 - Comparação entre resultados experimentais e teóricos para os protótipos da série 2 (VS 350x58)

Dos resultados obtidos e das comparações efetuadas, pode-se concluir que:

- i) nas ligações completamente soldadas, a transmissão do momento fletor é feita, primordialmente, através das mesas da viga, mas uma parcela também é transmitida através da alma, face à sua ligação por solda com o flange do pilar;

- ii) a parcela do momento fletor transmitida pela alma parece ser significativamente influenciada pelas propriedades geométricas da seção transversal da viga, merecendo um estudo mais aprofundado dessa influência através da comparação de resultados teóricos ou experimentais obtidos através da variação de parâmetros tais como a altura da seção transversal e as espessuras das mesas e da alma da viga;
- iii) para os tipos de seção transversal utilizados neste estudo, não se estaria incorrendo em erros significativos ao adotar-se a hipótese básica da transmissão do momento fletor através de um binário atuando nas mesas da viga, exceto talvez em uma possível penalização da mesa comprimida, que poderia ser considerada inadequada quando, na realidade, estaria submetida a uma solicitação inferior à teoricamente prevista.

8.2 - Ligações com cantoneiras de alma

Os protótipos identificados por CA1 (A e B) e CA2 (A e B), respectivamente com vigas das séries VS 250x37 e VS 350x58, foram ensaiados com o objetivo único de obter resultados relativos à rotação da ligação e, portanto, foram instrumentados apenas com transdutores de deslocamentos.

Ambos os grupos de protótipos dispunham de cantoneiras duplas (64 mm x 64 mm x 6.3 mm) soldadas à alma das vigas e parafusadas ao flange do pilar.

A diferença básica entre os dois grupos, além do tipo de viga, era que no primeiro grupo foram utilizados dois parafusos com diâmetro de 12 mm (1/2") em cada aba parafusada das cantoneiras, enquanto no segundo grupo foram utilizados três parafusos de 16 mm (5/8").

A figura 8.20 apresenta, esquematicamente, o posicionamento dos transdutores de deslocamento utilizados nos ensaios dos protótipos CA2 (a diferença em relação aos protótipos CA1, além das mencionadas

anteriormente, é apenas quanto à distância entre os transdutores).

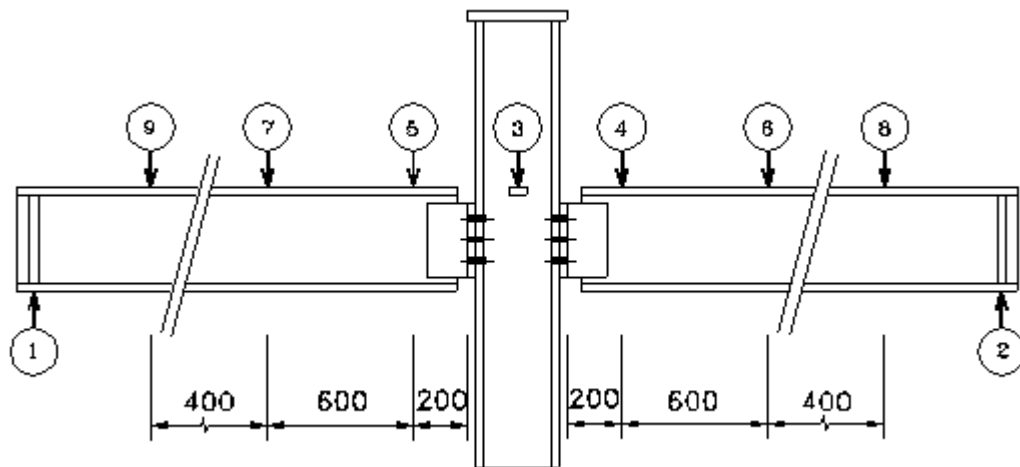


Figura 8.20 – Posicionamento dos transdutores de deslocamento para os protótipos com cantoneira de alma

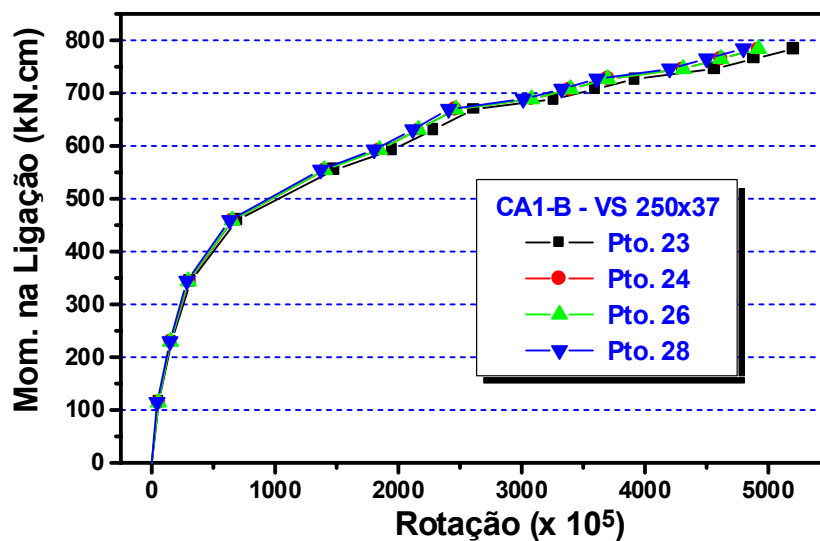


Figura 8.21 – Rotações no protótipo CA1-B

Os resultados relativos à rotação das vigas, obtidos com a divisão dos deslocamentos dos pontos instrumentados pelas respectivas distâncias aos apoios, são mostrados nas figuras 8.21 e 8.22, respectivamente para os protótipos CA1-B e CA2-A.

Nestas figuras, os gráficos são apresentados em termos da variação das rotações em função dos “momentos na ligação”, calculados através do

produto da reação de apoio pela distância à face do flange do pilar do protótipo, mostrando, de forma explícita, o comportamento não-linear da curva momento-rotação, devido às deformações impostas às cantoneiras de alma.

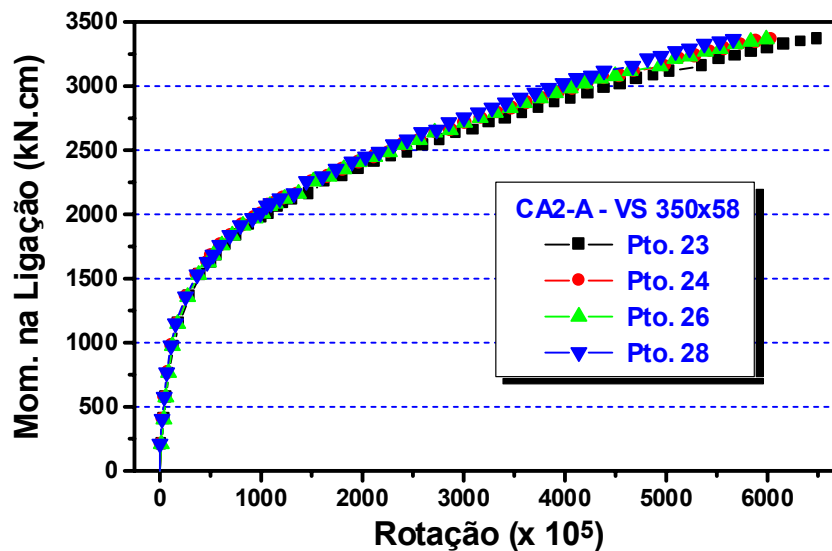


Figura 8.22 – Rotações no protótipo CA1-B

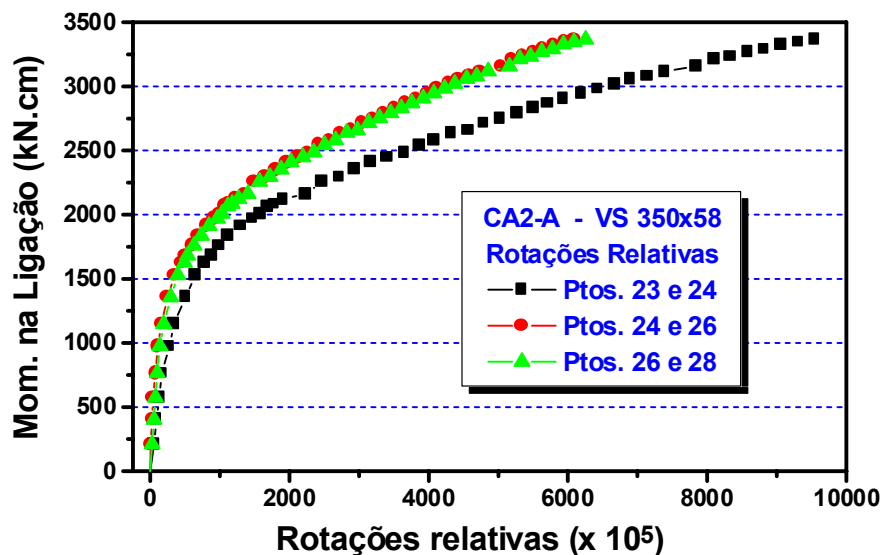


Figura 8.23 – Rotações relativas (protótipo CA2-A)

Embora para alguns autores as ligações sejam consideradas como flexíveis, a literatura técnica mais moderna prefere o termo “semi-rígidas”, justificando a escolha do parâmetro “momento fletor na ligação”.

As figuras 8.21 e 8.22 apresentam ainda uma aparente igualdade de rotações, para cada protótipo, nos diversos pontos instrumentados, mas a variação das rotações relativas entre pontos instrumentados adjacentes em função do momento fletor na ligação, apresentada na figura 8.23 para o protótipo CA2-A, mostra que existem diferenças entre as rotações relativas medidas entre os pontos 23-24 e entre os pontos 24-26 e 26-28.

Em outras palavras, com os deslocamentos verticais do protótipo, a rotação da viga em relação ao pilar não se dá com o deslocamento de corpo rígido das cantoneiras de alma, mas segundo um mecanismo de colapso composto por duas charneiras plásticas na aba da cantoneira parafusada ao flange do pilar, uma localizada junto à junção com a aba ligada à mesa da viga e outra inclinada, como mostrado na figura 8.24, segundo os estudos realizados por KISHI et al. (1988a e 1988b).

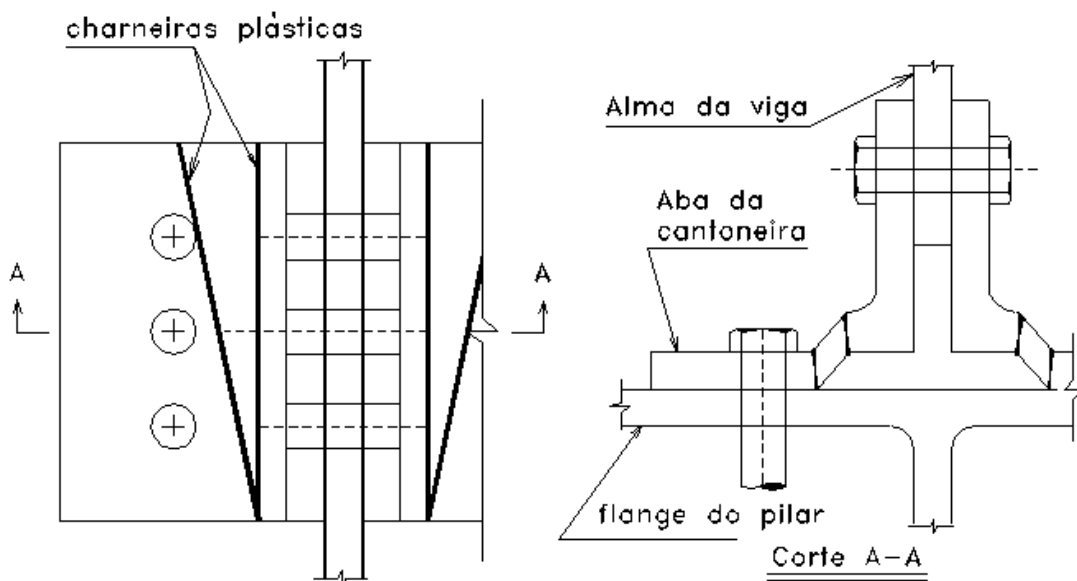


Figura 8.24 – Mecanismo de colapso das ligações com cantoneira de alma – KISHI et al. (1988a e 1988b)

É importante ressaltar que o modelo de colapso estabelecido por KISHI e al. (1988a e 1988b), embora tenha sido estabelecido para cantoneiras parafusadas também à alma das vigas, pode ser aplicado ao caso em estudo, uma vez que a hipótese básica adotada nas referências

citadas é que a aba da cantoneira não sofre rotação diferenciada em relação à alma da viga, o que também se verifica quando a aba da cantoneira é soldada à alma da viga.



Figura 8.25 – Deformações nas cantoneiras após o ensaio

As fotografias apresentadas na figura 8.25 comprovam o aspecto geométrico do mecanismo previsto por KISHI et al. (1988a e 1988b) para o colapso das cantoneiras de alma.

Outro aspecto importante a ser analisado é quanto à influência dos parafusos, no comportamento momento-rotação das ligações com cantoneira dupla de alma.

Como já foi mencionado, os protótipos da série CA-1 foram montados com dois parafusos de 12 mm de diâmetro em cada aba, enquanto nos da série CA-2 foram utilizados três parafusos de 16 mm.

A figura 8.26 apresenta a comparação entre as rotações para os protótipos CA1-B e CA2-A, ressaltando-se que as cantoneiras foram posicionadas à meia altura da alma das vigas, com alturas proporcionais à altura das vigas utilizadas nas duas séries de protótipos.

Esta disposição construtiva, embora sabidamente não recomendável para resistir ao momento fletor, foi adotada em função dos objetivos do estudo, ou seja, apenas obter um parâmetro inferior de flexibilidade (menor rigidez) da ligação para balizamento dos resultados das rotações com chapa de topo, assim como as ligações completamente soldadas foram ensaiadas para o estabelecimento de um parâmetro superior de flexibilidade (maior rigidez).

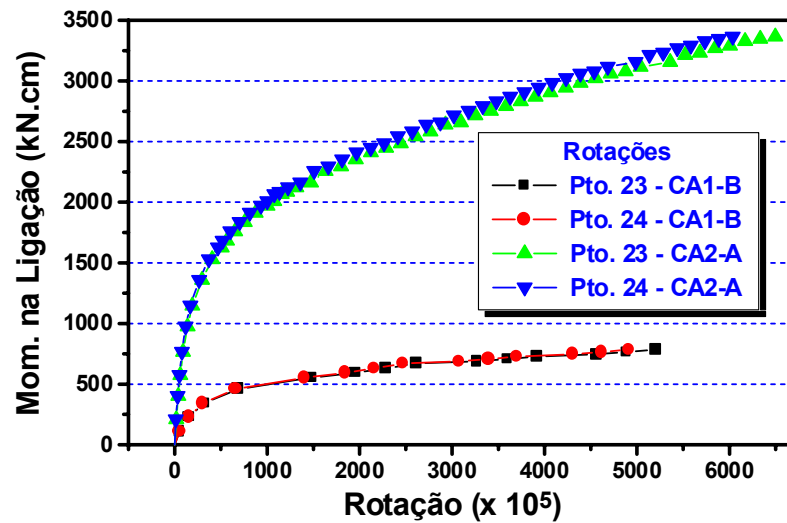


Figura 8.26 – Comparação das rotações
(protótipos CA1-B e CA2-A)

8.3 - Ligações com chapa de topo

Para as ligações com chapa de topo, os resultados dos ensaios realizados em laboratório serão apresentados de acordo com as características geométricas das ligações, ou seja, segundo os dois grupos de protótipos utilizadas na análise experimental – grupo 1 (VS 250x37) e 2 (VS 350x58).

Para cada grupo, serão apresentados gráficos referentes a todos os resultados obtidos para os protótipos com maior e menor espessura da chapa de topo e gráficos relativos à comparação de resultados entre os protótipos considerando-se, em especial, a influência da espessura das chapas de topo e do diâmetro dos parafusos nos resultados relacionados:

- i) às deformações nos enrijecedores do pilar, para verificação da efetividade da rigidez do flange do pilar;
- ii) ao afastamento da chapa de topo, medido no plano médio da espessura da mesa tracionada;
- iii) à rotação da chapa de topo e da viga;

- iv) às deformações nas mesas das vigas nas seções situadas a “H/2” e h da face da chapa de topo (h = altura total da viga);
- v) às deformações, na direção axial da viga ao longo da altura da alma, nas seções situadas a “h” da face da chapa de topo;
- vi) às deformações nas chapas de topo;
- vii) às deformações nos parafusos instrumentados, utilizados na montagem de alguns dos protótipos ensaiados.

8.3.1 – Resultados dos protótipos do grupo 1 (VS 250x37)

Para este grupo serão apresentados, preferencialmente, os resultados completos dos seguintes protótipos:

- i) CT1A-1 ($t_{ch} = 31,5$ mm e $d_p = 16$ mm), dimensionado através do método proposto pelo MANUAL brasileiro (1988) considerando a ausência de forças de alavanca;
- ii) CT1A-4 ($t_{ch} = 22,4$ mm e $d_p = 16$ mm), dimensionado através do método proposto por KRISHNAMURTHY (1978b).

Uma vez que a metodologia de pesquisa utilizada neste trabalho, apresentada no capítulo IV, previa dois ensaios para cada combinação de espessura da chapa de topo e diâmetro de parafuso, dentro de cada grupo, alguns dos resultados relativos aos protótipos mencionados serão apresentados juntamente com os relativos aos protótipos CT1B-1 e CT1A-5, com mesma espessura da chapa de topo e mesmo diâmetro de parafusos que os protótipos CT1A-1 e CT1A-4, respectivamente.

A apresentação deste tipo de comparação tem o objetivo de verificar a consistência dos resultados obtidos, permitindo detectar a influência de fatores externos (presença de excentricidade do carregamento, possível rotação da seção transversal no apoio em torno do eixo longitudinal da viga, etc.) e verificar a validade das conclusões decorrentes das observações dos resultados obtidos para os dois protótipos com as mesmas características geométricas.

8.3.1.1 – Deformações nos Enrijecedores

Como já relatado, o objetivo deste trabalho não abrange as possíveis deformações do flange do pilar, embora a influência deste fator seja primordial para o estudo do comportamento estrutural do tipo de ligação enfocado.

Para permitir a abstração deste parâmetro, optou-se por dimensionar os pilares com flanges de grande espessura, dotados ainda de enrijecedores colocados à altura das mesas das vigas e soldados, de modo contínuo, aos flanges e à alma do pilar.

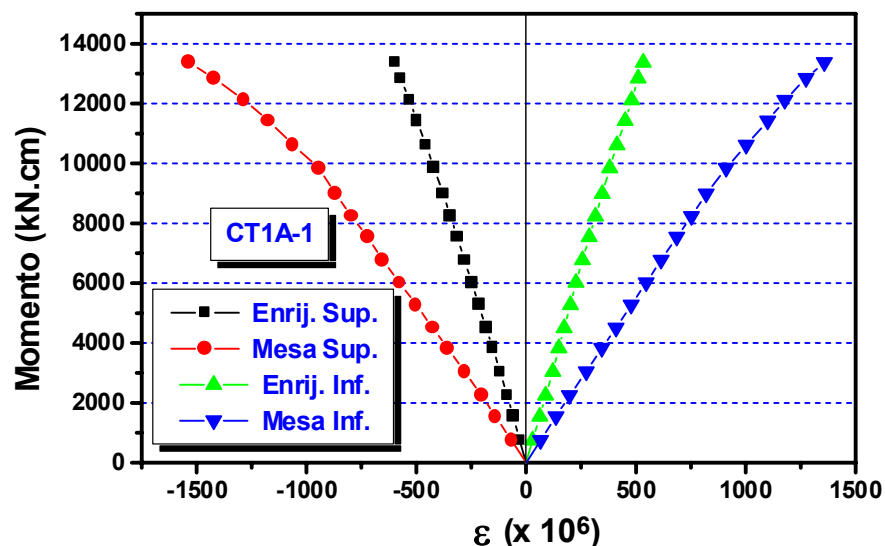


Figura 8.27 – Deformações nos enrijecedores e mesas das vigas (protótipo CT1A-1)

Nos protótipos da série A dos dois grupos de protótipos (identificados pelos prefixos CT1A e CT2A) foram colocados extensômetros elétricos de resistência nos enrijecedores para permitir a avaliação das deformações produzidas nos mesmos e possibilitar a avaliação da rigidez dos flanges dos pilares.

A comparação entre as deformações ocorridas nos enrijecedores e as deformações médias nas mesas é apresentada nas figuras 8.27 e 8.28,

respectivamente para os protótipos CT1A-1 e CT1A-4.

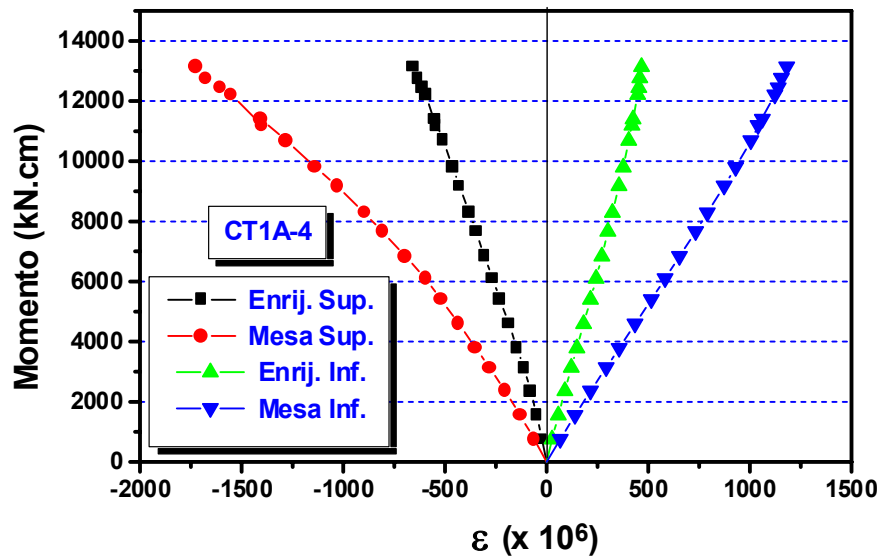


Figura 8.28 – Deformações nos enrijecedores e mesas das vigas (protótipo CT1A-4)

Observa-se que as deformações nos enrijecedores, em relação às deformações médias verificadas nas mesas, são reduzidas e atingem, no máximo, 42,5% das deformações nas mesas (protótipos do grupo 1, série A).

Deve-se observar, entretanto, que:

- i) os valores máximos somente ocorrem para elevados níveis de solicitação, correspondentes a momentos fletores na ligação superiores ao valor nominal do momento de plastificação total da seção transversal das vigas;
- ii) mesmo para tais níveis de solicitação, os enrijecedores ainda apresentam comportamento elástico, enquanto as deformações nas mesas apresentam valores superiores à deformação correspondente à tensão limite de escoamento do material.

8.3.1.2 – Afastamento da chapa de topo

Através de transdutores de deslocamento acoplados às chapas de

topo de cada protótipo, colocados de ambos os lados do pilar como mostrado na figura 8.29, foi possível medir, a cada etapa do carregamento aplicado, o afastamento relativo das chapas de topo no plano médio das mesas tracionadas das vigas.

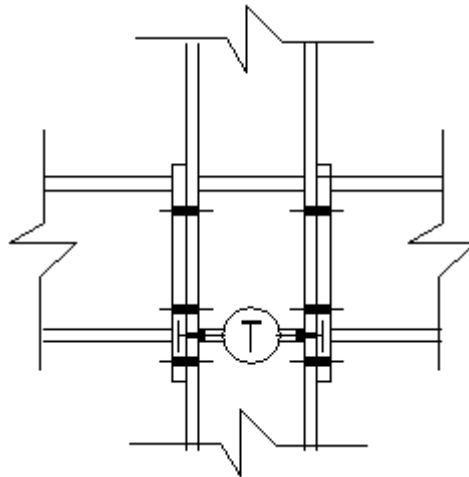


Figura 8.29 – Posicionamento dos transdutores de deslocamento para medição do afastamento entre as chapas de topo

Nas figuras 8.30 e 8.31 são apresentados os gráficos momento na ligação x afastamento das chapas de topo, respectivamente para os protótipos CT1A-1/B1 e CT1A-4/A5, onde considerou-se o afastamento de cada chapa, em relação ao flange do pilar, como a metade do afastamento relativo entre as chapas, de cada lado do pilar.

Verifica-se que os resultados relativos ao afastamento das chapas em relação ao flange do pilar são muito próximos para os dois lados nos protótipos CT1A-1 e CT1B-1, embora apresentem alguma discrepância quando a comparação se dá entre estes protótipos, verificando-se ainda uma grande diferença entre os resultados, em relação aos lados do pilar para os protótipos CT1A-4 e CT1A-5. Em ambos os casos, porém, verifica-se uma tendência de aproximação dos valores para momentos fletores aproximadamente iguais a 14000 kN.cm.

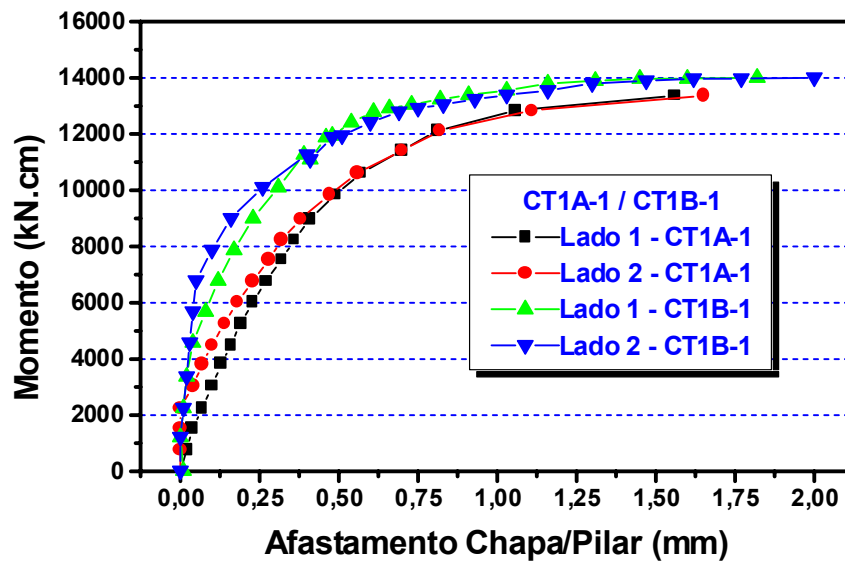


Figura 8.30 – Afastamento chapa/pilar (CT1A-1 e CT1B-1)

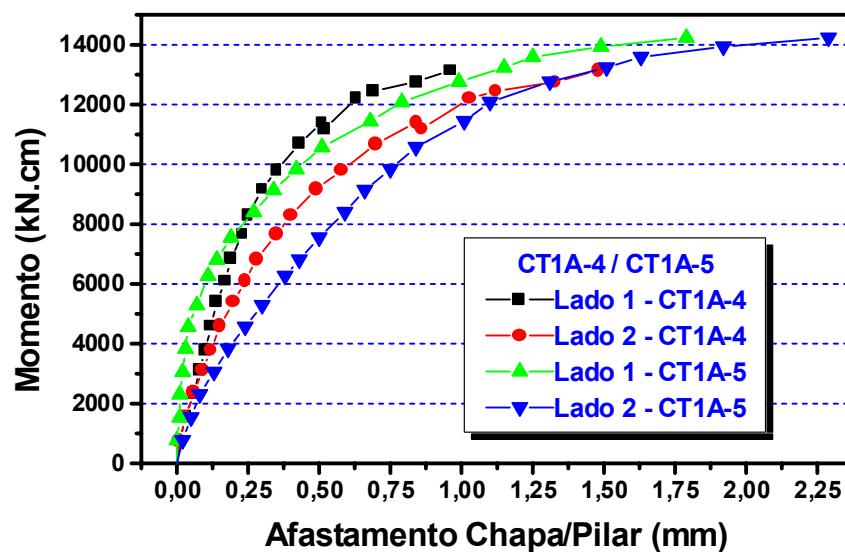


Figura 8.31 – Afastamento chapa/pilar (CT1A-4 e CT1A-5)

As diferenças entre os valores obtidos podem ser devidas, entre outros fatores, a possíveis empenamentos da chapa de topo, decorrentes do processo de fabricação dos protótipos (soldagem da chapa de topo à extremidade da viga), a eventuais excentricidades no ponto de aplicação do carregamento, no plano normal à alma do pilar, bem como a acomodações da ligação em virtude de folgas de montagem.

Considerando-se que, para $\lambda \leq \lambda_p$, M_n (resistência nominal ao

momento fletor) é igual a M_p (momento de plastificação total da seção transversal da viga) e que para $M_p^{exp} \cong 14000$ kN.cm (para os valores das tensões limites de escoamento, determinadas através de ensaios de caracterização dos aços, das chapas componentes do perfil da viga), tais diferenças mostraram-se muito pequenas, pode-se adotar os valores médios dos afastamentos relativos entre chapa de topo e flange do pilar.

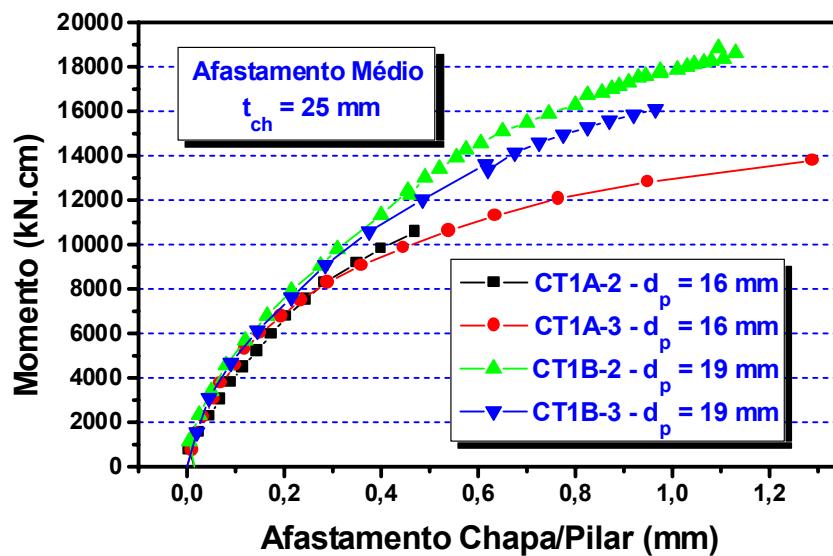


Figura 8.32 – Influência do diâmetro do parafuso no afastamento chapa/pilar (CT1A-2/A-3 e CT1B-2/B-3)

A influência do diâmetro dos parafusos, para os protótipos do grupo 1, é apresentada nas figuras 8.32 e 8.33, verificando-se, para chapas de topo com 25 e 22,4 mm de espessura, que o afastamento chapa de topo/pilar, para parafusos com diâmetro de 16 mm, apresenta um valor superior ao dobro do verificado quando o parafuso é de 19 mm, sob momento fletor correspondente a M_p .

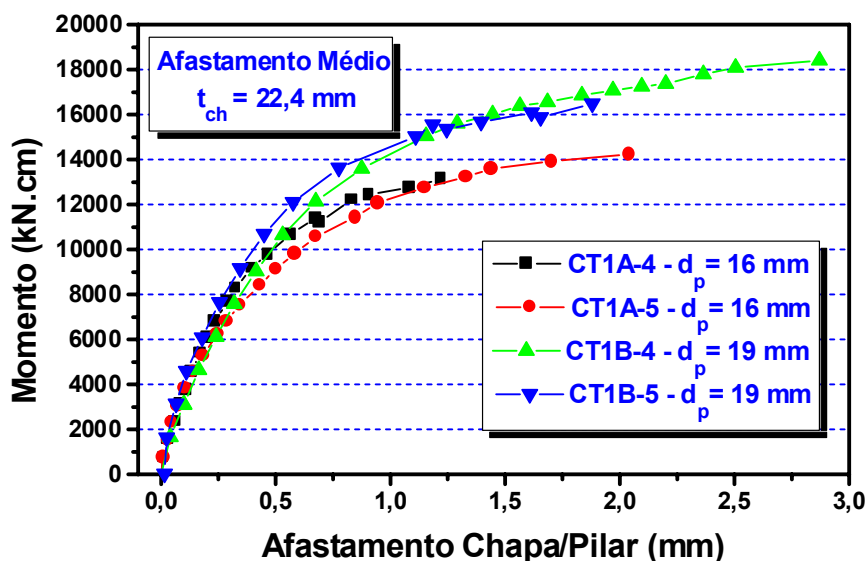


Figura 8.33 – Influência do diâmetro do parafuso no afastamento chapa/pilar (CT1A-4/A-5 e CT1B-4/B-5)

A análise da influência da espessura da chapa de topo mostra um comportamento bastante distinto para os protótipos com parafusos de 19 mm de diâmetro (figura 8.34), em relação aos com parafusos de 16 mm de diâmetro (figura 8.35).

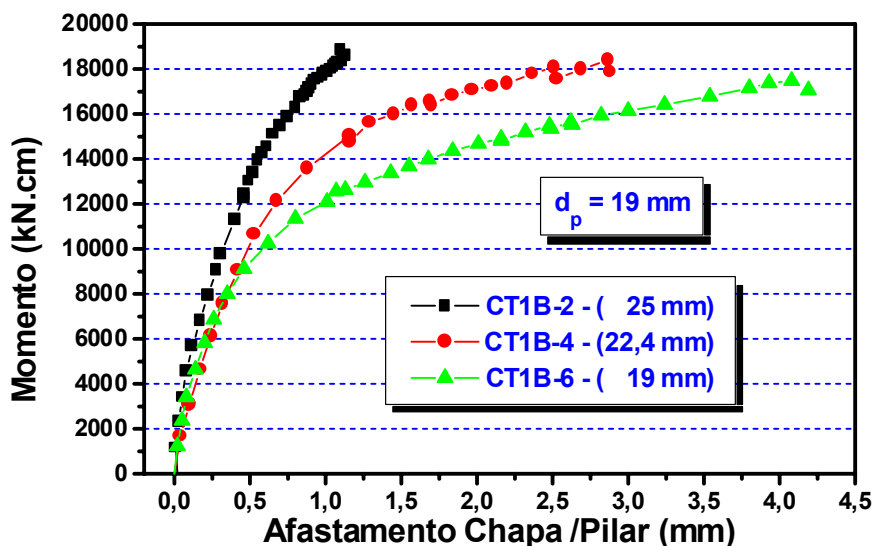


Figura 8.34 – Influência da espessura da chapa de topo no afastamento chapa/pilar (CT1B-2/B-3/B-4)

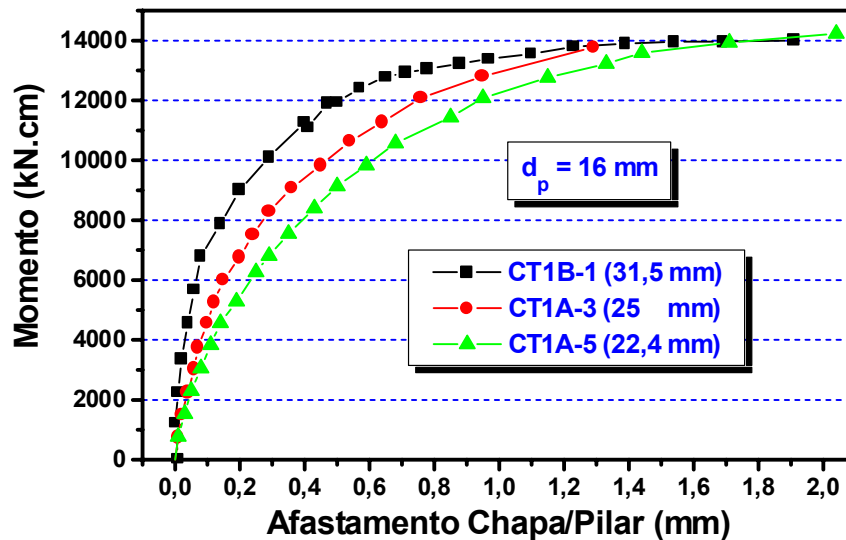


Figura 8.35 – Influência da espessura da chapa de topo no afastamento chapa/pilar (CT1B-1/A-3/A-5)

Para os protótipos com parafusos de 16 mm de diâmetro (figura 8.35), verifica-se que o afastamento chapa/pilar tende a apresentar menores valores para chapas mais espessas, mas há uma tendência de igualdade dos afastamentos à medida em que o momento fletor na ligação tende para M_p .

Já para os protótipos com parafusos de 19 mm de diâmetro, a tendência de crescimento do afastamento chapa/pilar é mantida, mesmo considerando-se momentos fletores na faixa de 18.000 kN.cm, valor cerca de 30% superior ao valor estimado para M_p com base nos limites de escoamento das chapas do perfil, determinados através de ensaios de caracterização do aço.

8.3.1.3 – Rotações da chapa de topo e da viga

Os resultados obtidos para os afastamentos chapa de topo/flange do pilar permitem o cálculo das rotações relativas da chapa em relação ao flange do pilar, considerando-se, como é comum na bibliografia, que o centro de rotação esteja situado no plano médio da mesa comprimida.

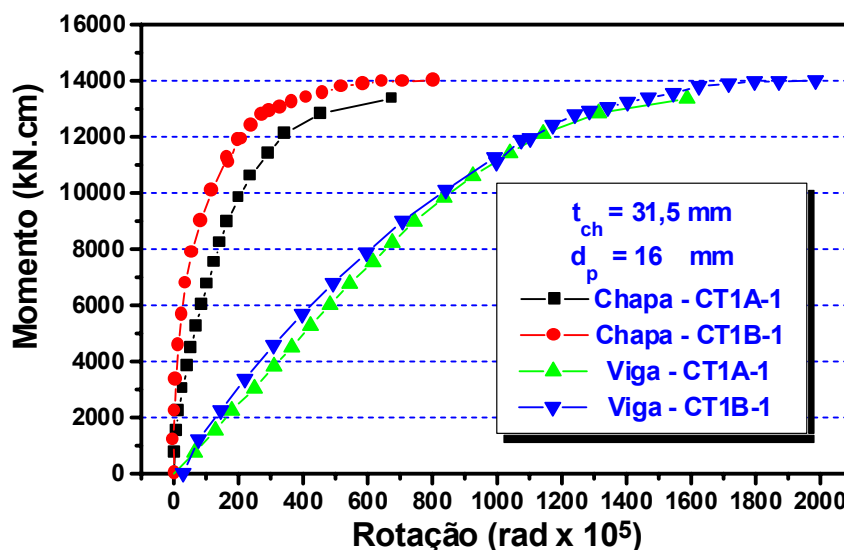


Figura 8.36 – Rotações da chapa e da viga (CT1A-1 e CT1B-1)

Os valores da rotação da chapa calculada a partir da hipótese mencionada e comparados com a rotação dos protótipos no apoio, calculada pela divisão do deslocamento vertical do pilar dos protótipos pela distância do flange do pilar aos apoios, são apresentados na figuras 8.36 e 8.37, respectivamente para os protótipos CT1A-1/B-1 e CT1A-4/A-5.

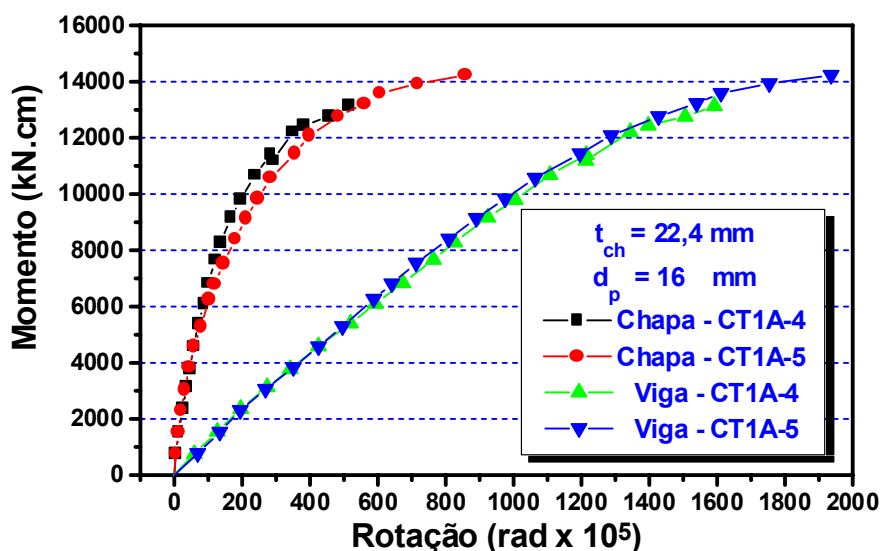


Figura 8.37– Rotações da chapa e da viga (CT1A-4 e CT1B-4)

A hipótese adotada para o cálculo da rotação da chapa de topo supõe

que a mesma tem comportamento de corpo rígido, girando em torno do centro de rotação considerado.

Para esta hipótese ter validade, o ângulo de rotação da chapa de topo deveria ser idêntico ao ângulo de rotação da viga nos apoios, o que não se verifica na prática.

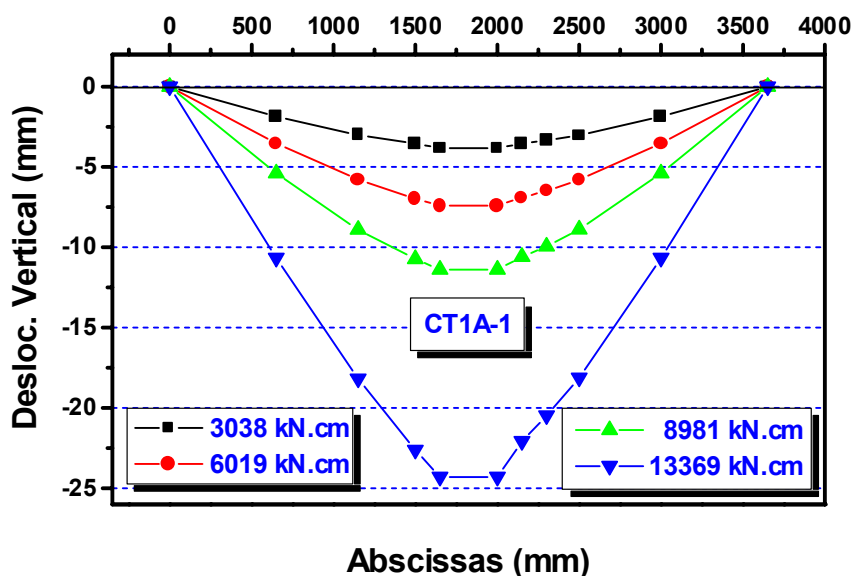


Figura 8.38 – Deslocamentos verticais: Protótipo CT1A-1

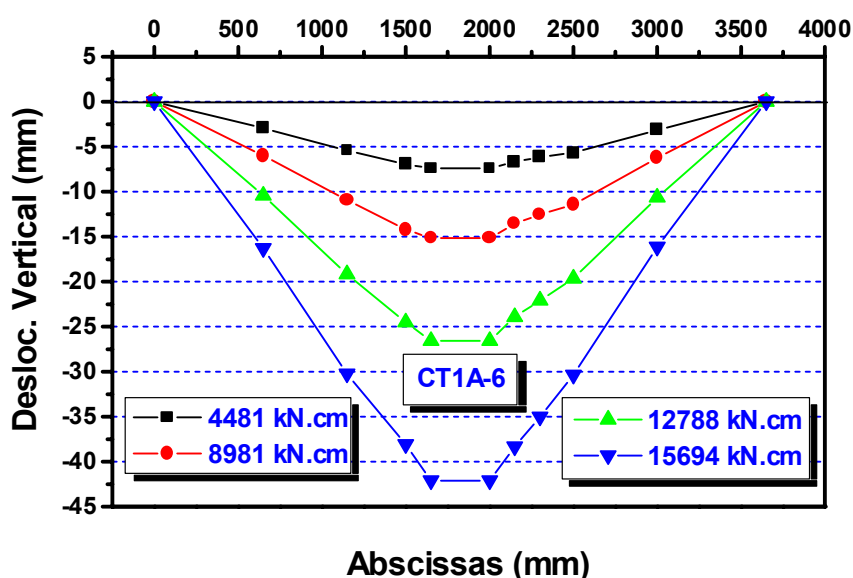


Figura 8.39 – Deslocamentos verticais: Protótipo CT1A-6

Além disso, os deslocamentos verticais dos pontos instrumentados,

como mostrado nas figuras 8.38 e 8.39, são praticamente proporcionais à distância desses pontos aos apoios, ou seja, não há rotação da viga em relação à chapa de topo, o que reforça a conclusão sobre a inadequação da hipótese considerada para calcular a rotação da chapa de topo.

A comparação entre os resultados apresentados nas figuras 8.38 e 8.39 também mostra que a proporcionalidade mencionada ocorre independentemente da espessura da chapa de topo (31,5 mm para CT1A-1 e 19 mm para CT1A-6) ou do diâmetro dos parafusos (16 mm para CT1A-1 e 19 mm para CT1A-6).

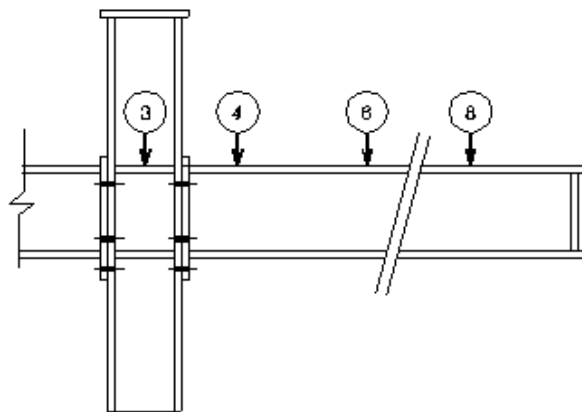


Figura 8.40 – Posicionamento dos transdutores de deslocamento

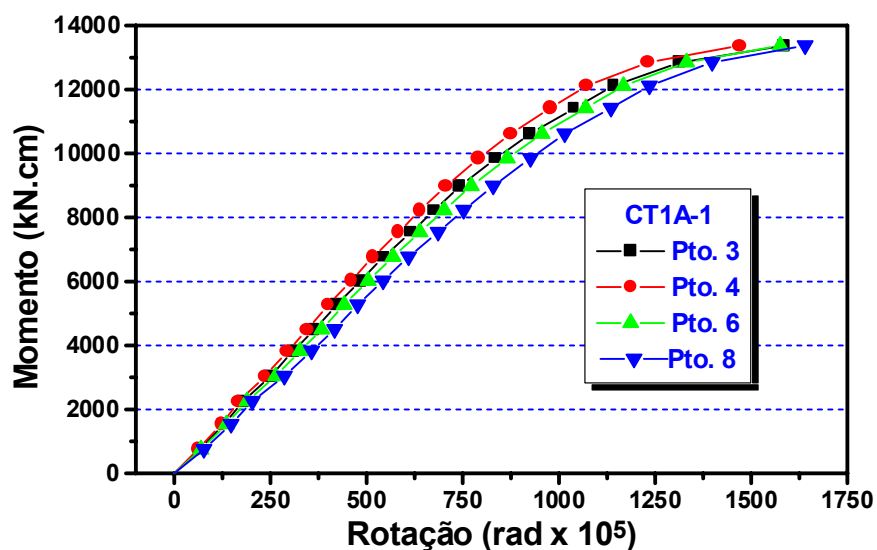


Figura 8.41 – Rotações nos apoios: Protótipo CT1A-1

A mesma observação pode ser feita através dos resultados

apresentados na figura 8.41, que relacionam os momentos fletores nas ligações do protótipo CT1A-1 com as rotações da viga nos apoios, calculadas a partir dos deslocamentos verticais obtidos nos pontos instrumentados (figura 8.40) com transdutores de deslocamento.

É importante ressaltar que a expressão “rotação nos apoios” não é utilizada como o ângulo da tangente à linha elástica da viga nos apoios, mas sim como a relação entre o deslocamento vertical obtido para um determinado ponto e a sua distância ao apoio.

A figura 8.42 apresenta as curvas comparativas entre as rotações nos apoios (protótipos CT1A-3, CT1A-5, CT1B-2 e CT1B-4) para a variação da espessura da chapa de topo e do diâmetro dos parafusos.

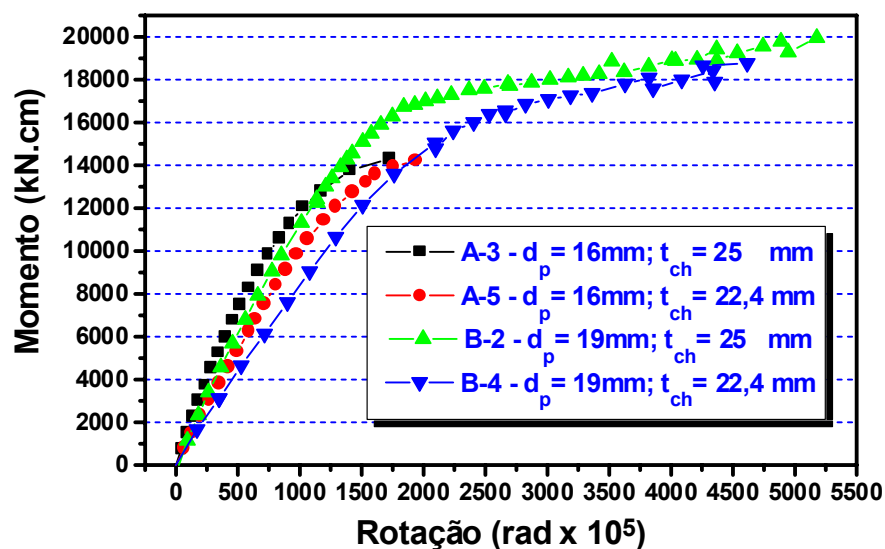


Figura 8.42 – Rotações das vigas nos apoios

Nos gráficos apresentados, a diferença entre os valores máximos do momento fletor, entre os protótipos similares dos grupos 1A e 1B, deve-se ao fato de que os transdutores de deslocamento foram posicionados sob a mesa inferior das vigas para os ensaios do grupo 1A, o que tornou temerária a aplicação de valores maiores do carregamento.

Na segunda fase de ensaios, relativa ao grupo 1B, com a modificação feita na disposição dos transdutores de deslocamento, posicionados sobre a mesa superior, foi possível alcançar maiores valores para o carregamento

aplicado e, por consequência, maiores momentos fletores nas ligações.

A análise comparativa das rotações das vigas nos apoios mostra, para os protótipos ensaiados, que é reduzida a influência do diâmetro dos parafusos, verificando-se acréscimos de 14% e 11%, sob momento equivalente a M_p , respectivamente para chapas de topo com espessuras de 25 mm e 22,4 mm, quando os parafusos têm o diâmetro aumentado de 16mm para 19mm.

Um outro aspecto a considerar, relativamente aos deslocamentos verticais dos protótipos, e por extensão às rotações das vigas nos apoios, refere-se às deformações verticais máximas recomendadas pelas normas.

A NBR-800 (1986), em seu Anexo C, recomenda para vigas de edifícios não industriais, a deformação máxima $\Delta_{max} = L/300$ considerando-se a ação da sobrecarga (construções e acabamentos não sujeitos à fissuração).

Tomando-se os protótipos ensaiados como vigas biapoiadas e considerando-se que a deformação máxima anteriormente referida corresponde a uma rotação (Δ_{max}/L) igual a 333×10^{-5} , verifica-se que todos os protótipos apresentam uma rotação bastante superior à máxima recomendada, sob ação de um carregamento capaz de introduzir nas ligações um momento fletor igual a M_p .

Uma tentativa de definir a posição do centro de rotação das chapas de topo será apresentada no item relativo às deformações ocorridas nos parafusos, para os protótipos que foram montados com parafusos instrumentados.

8.3.1.4 – Deformações nas mesas das vigas

Os protótipos da série A dos grupos 1 (VS250x37) e 2 (VS350x58) tiveram as mesas instrumentadas com extensômetros elétricos de resistência nas seções distantes $H/2$ e H (H = altura da viga) da chapa de topo, na viga do lado B e na seção h , na viga do lado A.

O objetivo da instrumentação dos dois lados do pilar, além da

obtenção de um maior número de resultados experimentais, foi o de possibilitar o acompanhamento e verificação da existência de excentricidades do ponto de aplicação do carregamento, ao longo do eixo das vigas.

Os resultados obtidos serão analisados em relação às comparações entre as deformações nas mesas tracionada e comprimida, entre protótipos com mesmas características geométricas e entre seções simétricas, além da análise relativa à comparação dos resultados obtidos com os resultados baseados na hipótese teórica de que os esforços introduzidos pelo momento fletor são transmitidos por um binário cujas componentes atuam no plano médio das mesas da viga.

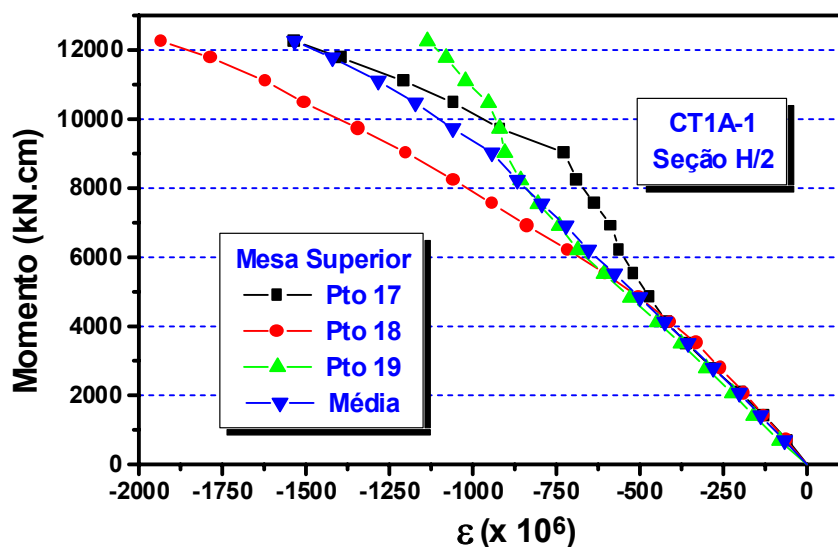


Figura 8.43 – Deformações na mesa superior (CT1A-1 - seção H/2)

Como pode ser comprovado através da observação dos gráficos apresentados nas figuras 8.43 a 8.46, as deformações indicadas pelos extensômetros colocados nas mesas das vigas apresentam variações significativas.

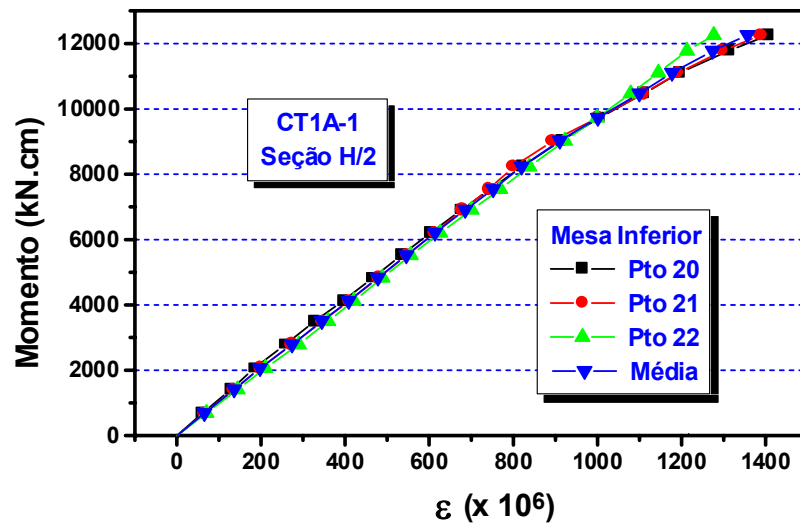


Figura 8.44 – Deformações na mesa inferior (CT1A-1 - seção H/2)

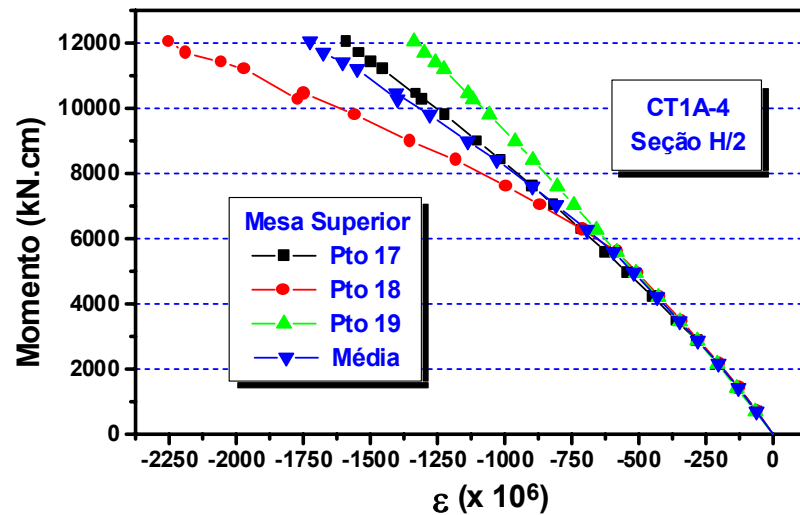


Figura 8.45 – Deformações na mesa superior (CT1A-4 - seção H/2)

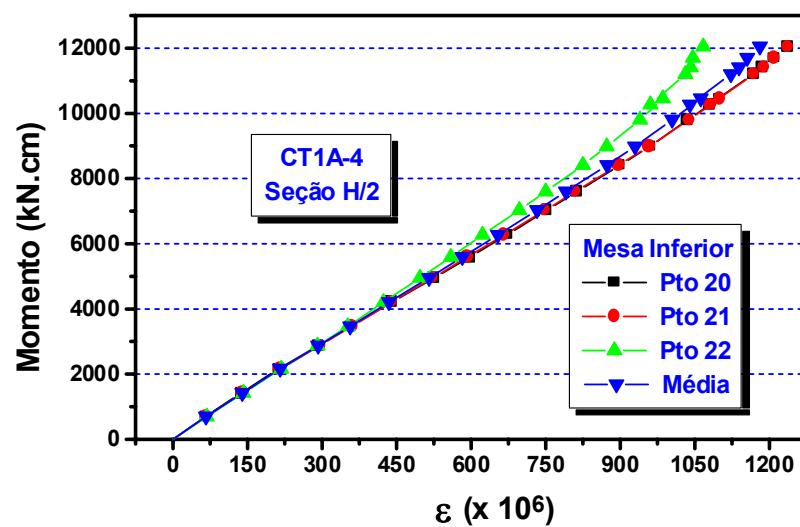


Figura 8.46 – Deformações na mesa inferior (CT1A-4 - seção H/2)

Tais variações podem ser analisadas segundo dois pontos de vista:

- i) as diferenças verificadas nos valores das deformações indicadas pelos extensômetros da mesa superior (comprimida) ou da mesa inferior (tracionada) podem ser explicados pela proximidade da seção considerada, em relação à ligação, havendo ainda a possibilidade de serem afetados por torção, decorrente de possível excentricidade na aplicação do carregamento, em relação ao plano médio da alma das vigas dos protótipos ensaiados;
- ii) as diferenças entre as deformações médias nas mesas tracionadas e comprimidas são devidas à diferença de rigidez das respectivas regiões, uma vez que a transmissão dos esforços, na região comprimida se dá por contato, enquanto na região tracionada a transmissão é feita através dos parafusos, caracterizando uma transmissão pontual dos esforços, e também devidas à transmissão de parte dos esforços de compressão e de tração através da alma da viga.

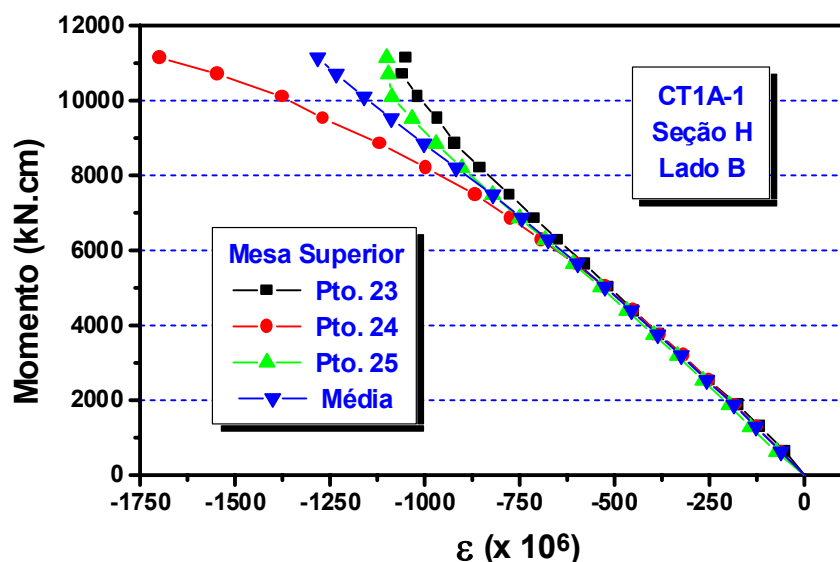


Figura 8.47 – Deformações na mesa superior (CT1A-1 - seção H)

A primeira das afirmações anteriores pode ser comprovada analisando-se os resultados obtidos para as deformações nas mesas para pontos situados na seção transversal da viga, distante H da face da chapa

de topo, como mostrado nas figuras 8.47 e 8.48 (CT1A-1) e nas figuras 8.49 e 8.50 (CT1A-4), nas quais verifica-se maior uniformidade dos valores das deformações para os diferentes pontos de instrumentação, tanto da mesa tracionada quanto da comprimida.

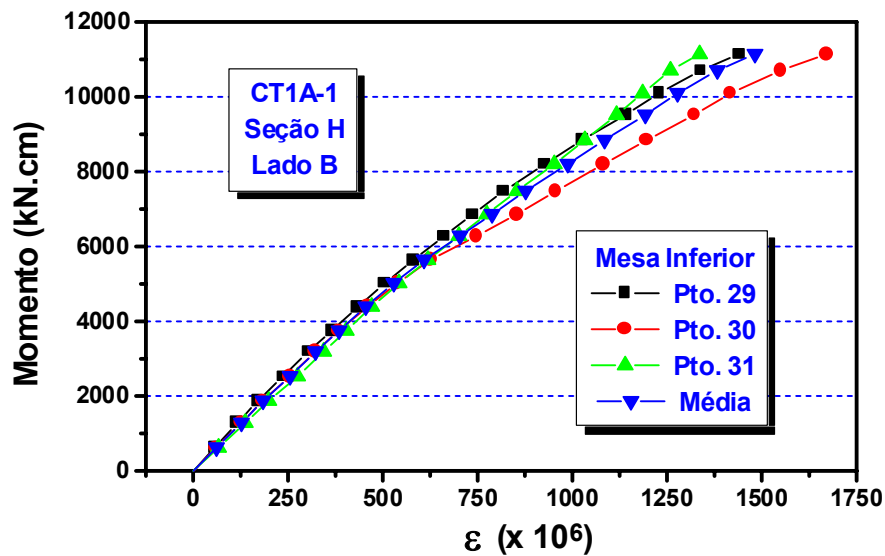


Figura 8.48 – Deformações na mesa inferior (CT1A-1 - seção H)

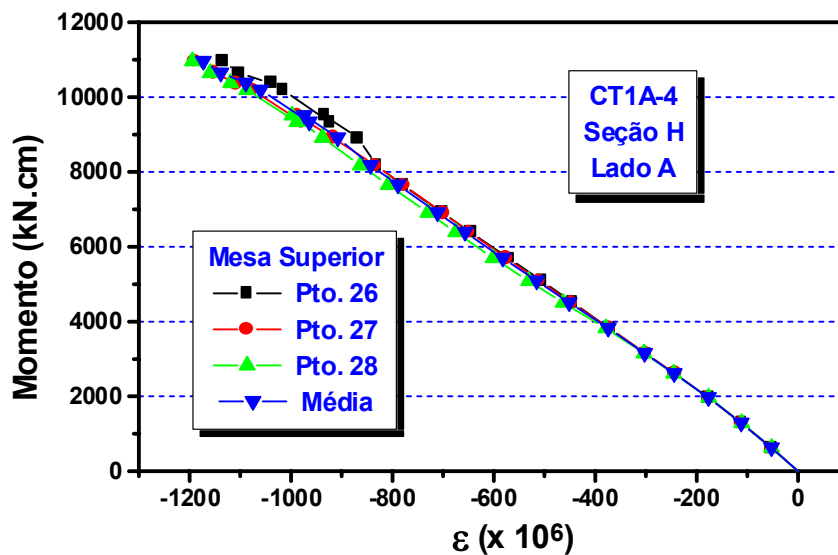


Figura 8.49 – Deformações na mesa superior (CT1A-4 - seção H)

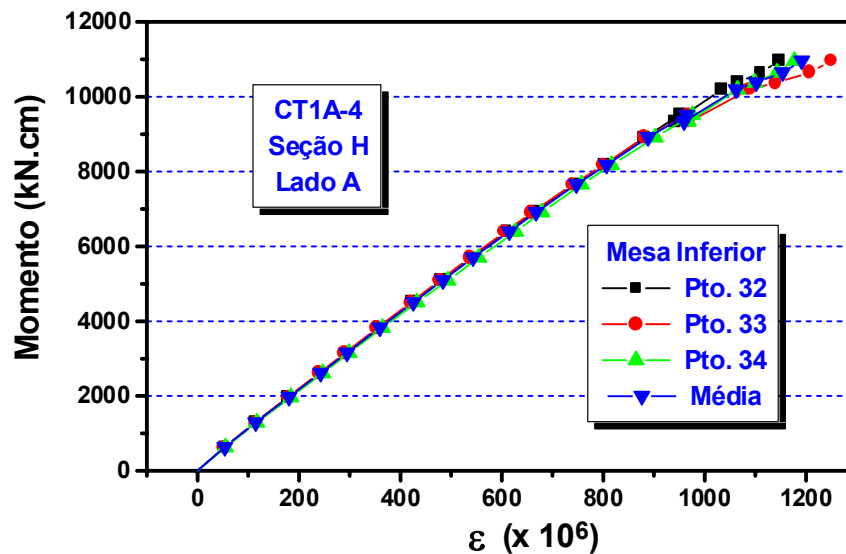


Figura 8.50 – Deformações na mesa inferior (CT1A-4 - seção H)

Outra constatação importante, observando-se comparativamente as figuras relativas às deformações na seção distante H da ligação (figuras 8.47 a 8.50), é que para o protótipo CT1A-1 os extensômetros situados sobre a alma da viga, tanto na mesa tracionada quanto na mesa comprimida, apresentam maiores deformações que os extensômetros colocados sobre as abas das mesas, para valores do momento fletor superiores a 6000 kN.cm, na seção considerada.

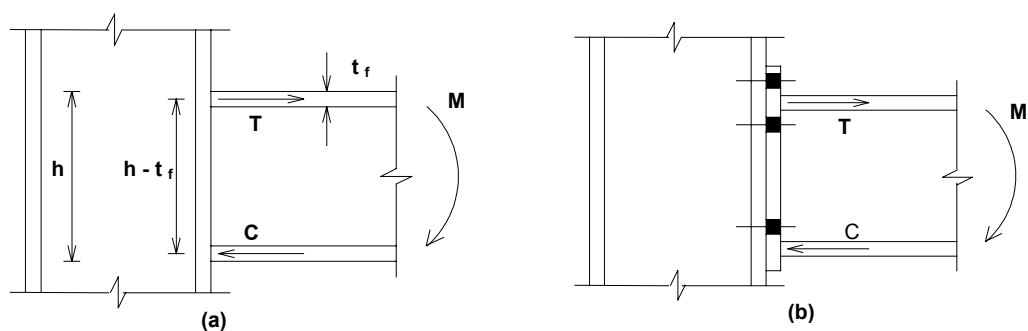


Figura 8.51 – Transmissão do momento em ligações viga-coluna resistentes ao momento fletor

Para a análise da segunda afirmação anteriormente feita, é necessário recordar que a hipótese básica para o dimensionamento de ligações viga-coluna resistentes ao momento fletor considera que o

momento seja transmitido através de um binário, atuando no plano médio das mesas, como ilustrado nas figuras 8.51(a) e (b), respectivamente para ligações completamente soldadas e para ligações com chapa de topo.

Considerando-se que as vigas do grupo 1 têm mesas com espessura igual a 12,5 e que os ensaios de caracterização forneceram o valor de 290 MPa para a tensão limite de escoamento, a deformação específica média correspondente a esse nível de tensão é igual a $1414 \mu\epsilon$, para E igual a 205000 MPa.

Limitando-se a análise a valores de ϵ menores ou iguais ao valor mencionado, verifica-se uma variação da deformação específica média na seção distante $H/2$ da face da chapa de topo com o momento fletor na mesma seção que pode ser associada a uma variação linear, determinando-se o parâmetro M/ϵ através de um ajuste linear dos resultados experimentais.

A força teórica F_t que, atuando nas mesas, produziria tensões uniformes iguais ao limite de escoamento, seria dada por

$$F_t = E A_f \epsilon = 20500 \times 13 \times 1,25 \times 1414 \times 10^{-6} = 471 \text{ kN}$$

que corresponderia a um momento teórico igual a

$$M_t = F(h - t_f) = 471 \times (25 - 1,25) = 11186 \text{ kN.cm}$$

Utilizando-se os valores da relação M/ϵ apresentados na tabela 8.1, obtém-se o valor da deformação específica média verificada experimentalmente para as mesas e o valor das forças F , efetivamente atuantes nas mesas dos protótipos, bem como a relação entre estes valores e o valor obtido segundo a hipótese teórica (F_t).

Constata-se, pelos resultados apresentados, que o esforço transmitido pela mesa comprimida é maior ou igual ao transmitido pela mesa tracionada, exceto no caso dos protótipos CT1B-4/B-5 para os quais a diferença entre os esforços de tração e de compressão, da ordem de 2,7%,

pode ser desprezada.

Tabela 8.1 – Forças nas mesas das vigas (Grupo 1)

Protótipo	Mesa comprimida			Mesa tracionada		
	M/ε (x10 ⁶)	F (kN)	F/F _t (%)	M/ε (x10 ⁶)	F (kN)	F/F _t (%)
CT1A-1/B1	9,62	387	82	10,36	360	76
CT1A-2/A-3	9,62	387	82	10.63	351	75
CT1A-4/A-5	8,74	427	91	10.06	371	79
CT1A-6/B-6	9,25	403	86	9.55	390	83
CT1B-2/B-3	9,64	387	82	9.60	388	82
CT1B-4/B-5	10,01	372	79	9.75	382	81

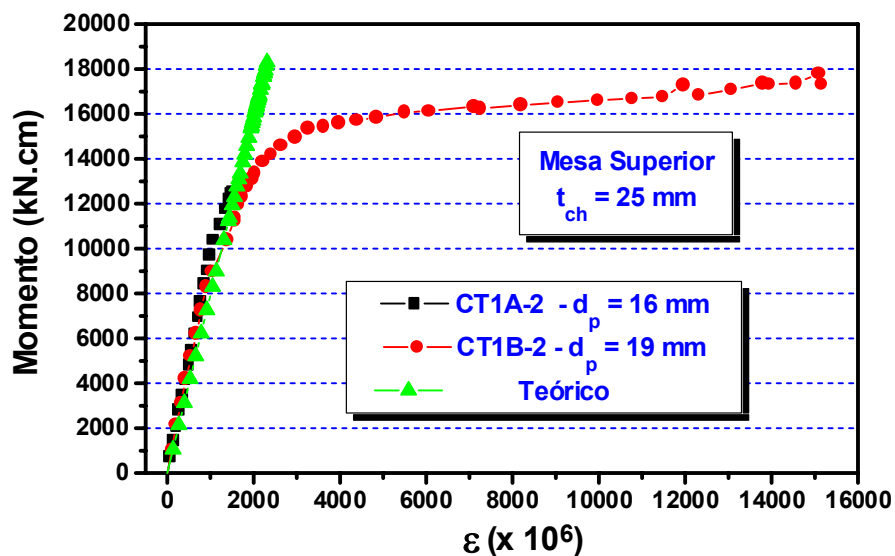


Figura 8.52 – Deformações na mesa comprimida: influência do diâmetro dos parafusos ($t_{ch} = 25 \text{ mm}$)

Nas figuras 8.52 e 8.53 são apresentados, respectivamente para as mesas superior e inferior, os gráficos comparativos das deformações teóricas e experimentais, de modo a explicitar a influência do diâmetro dos parafusos, para os protótipos com chapa de topo com 25 mm de espessura,

tomando-se como referência o momento fletor e as deformações médias obtidas na seção distante H/2 da ligação.

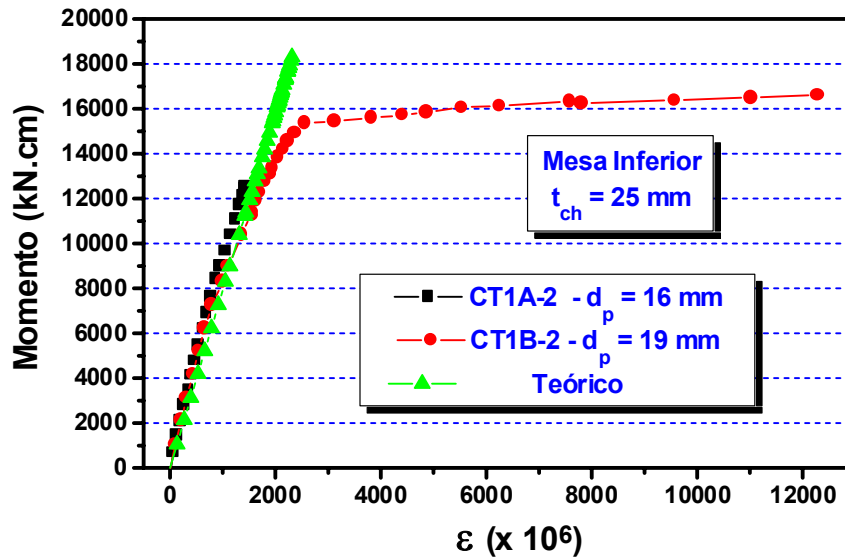


Figura 8.53 – Deformações na mesa tracionada: influência do diâmetro dos parafusos ($t_{ch} = 25 \text{ mm}$)

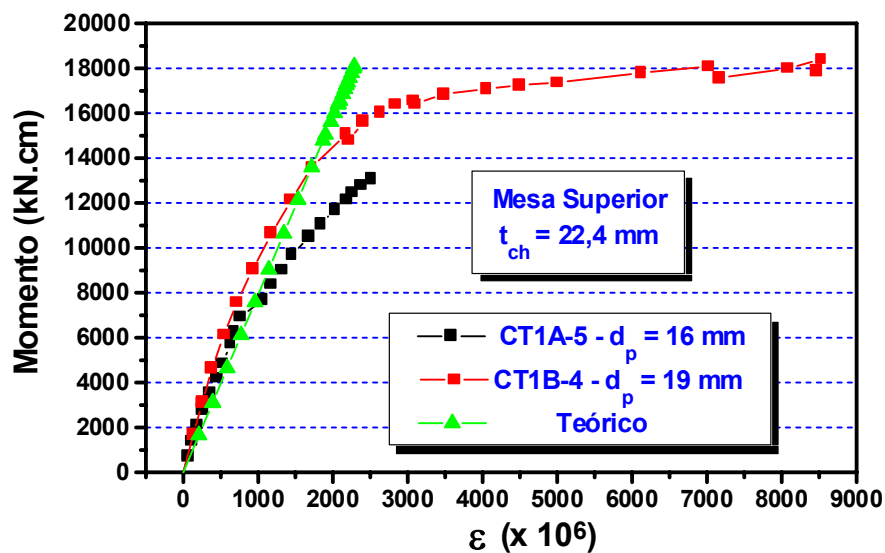


Figura 8.54 – Deformações na mesa comprimida: influência do diâmetro dos parafusos ($t_{ch} = 22,4 \text{ mm}$)

De forma similar, as figuras 8.54 e 8.55 referem-se à influência do diâmetro dos parafusos na variação das deformações médias obtidas nas mesas das vigas dos protótipos com chapa de topo com 22,4 mm de

espessura, ainda considerando-se a seção distante H/2 da ligação.

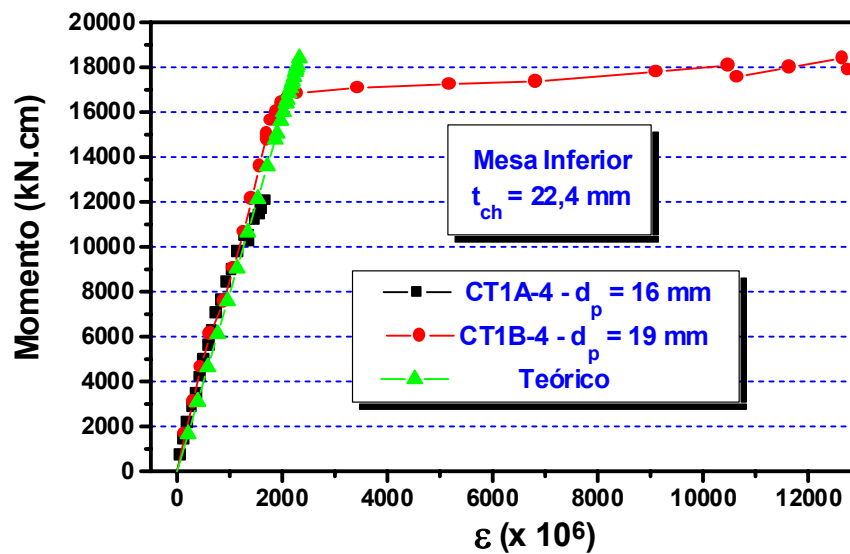


Figura 8.55 – Deformações na mesa tracionada: influência do diâmetro dos parafusos ($t_{ch} = 22,4 \text{ mm}$)

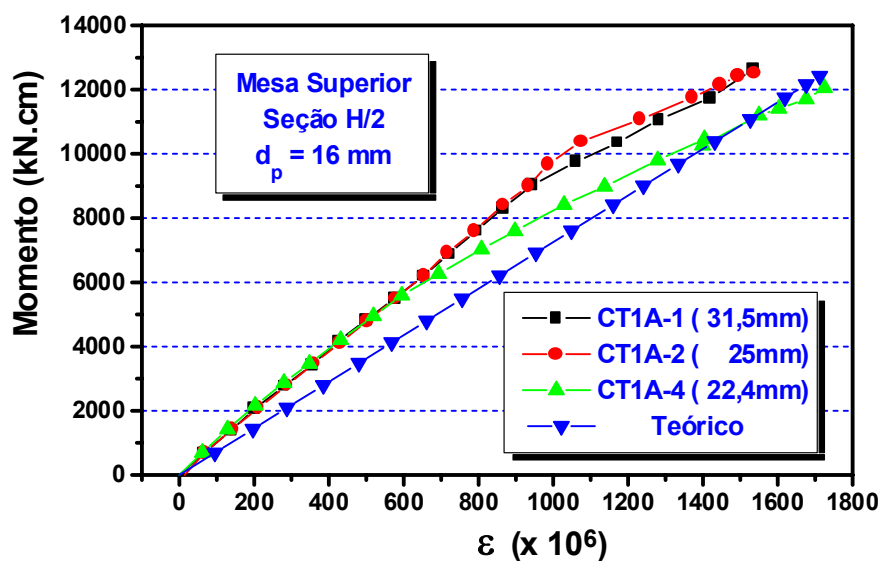


Figura 8.56 – Deformações na mesa comprimida: influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 16 \text{ mm}$)

Os gráficos comparativos das deformações teóricas e experimentais, respectivamente para as mesas superior e inferior são apresentados as figuras 8.56 e 8.57, mostrando a influência da espessura da chapa de topo, para os protótipos com parafusos de 16 mm de diâmetro, tomando-se como

referência o momento fletor e as deformações médias obtidas na seção distante H/2 da ligação.

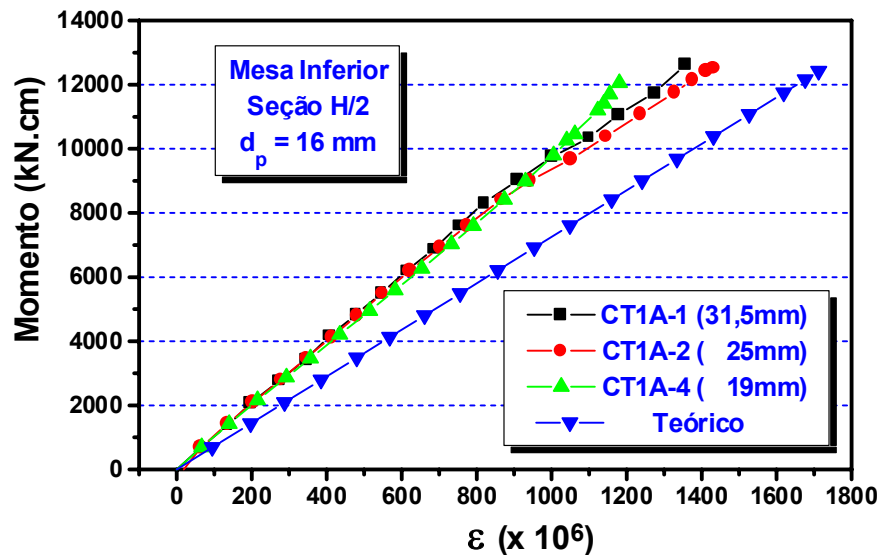


Figura 8.57 – Deformações na mesa tracionada: influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 16 \text{ mm}$)

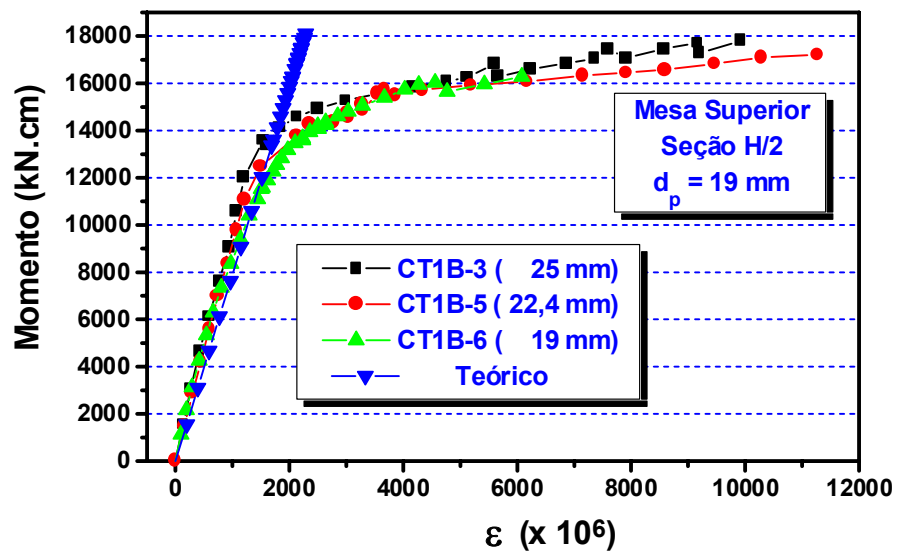


Figura 8.58 – Deformações na mesa comprimida: influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 19 \text{ mm}$)

Para os protótipos com parafusos de 19 mm de diâmetro, ainda considerando-se a seção distante H/2 da ligação, as figuras 8.58 e 8.59 referem-se à influência da espessura da chapa de topo na variação das deformações médias obtidas nas mesas das vigas.

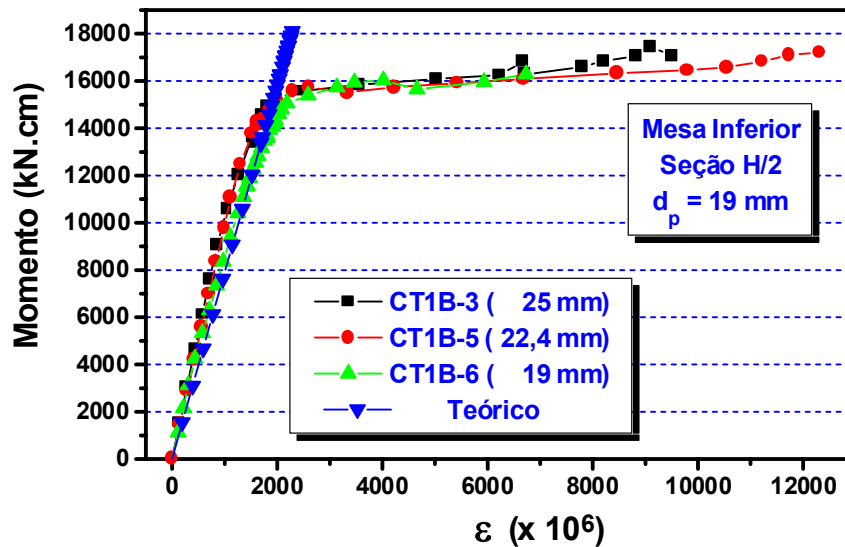


Figura 8.59 – Deformações na mesa tracionada: influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 19$ mm)

A análise dos resultados disponíveis não permite uma quantificação definitiva e precisa da influência do diâmetro dos parafusos e da espessura das chapas de topo através de relações simples, que levem em consideração a ação isolada desses fatores, apontando para uma interdependência entre os mesmos, como torna-se evidente a partir das seguintes constatações:

- i) para parafusos com 16 mm de diâmetro o esforço transmitido pela mesa comprimida aumentou 10% e o transmitido pela mesa tracionada aumentou 6%, quando a chapa de topo teve sua espessura reduzida de 25 mm para 22,4 mm, verificando-se, para parafusos com 19 mm de diâmetro e a mesma variação da espessura da chapa de topo, decréscimo de 4% para o esforço de compressão e de 2% para o de tração;
- ii) para os protótipos com chapa de topo mais espessa (31,5 mm e 25 mm) e parafusos com 16 mm de diâmetro, não houve variação sensível entre as deformações médias nas mesas, verificando-se ainda deformações médias praticamente iguais também para a mesa comprimida dos protótipos com chapa de topo com 19 mm

- de espessura (figura 8.57);
- iii) os protótipos com mesma espessura de chapa de topo apresentaram decréscimo da relação entre os esforços de compressão e de tração transmitidos, quando o diâmetro dos parafusos é reduzido;
 - iv) a situação exposta na afirmação anterior não é verificada para a análise isolada da variação dos esforços de tração ou de compressão, como por exemplo para a comparação dos resultados obtidos para os protótipos CT1B-4/B-5 ($d_p = 19$ mm) e CT1A-4/A-5 ($d_p = 16$ mm), ambos com chapa de topo com 22,4 mm de espessura, para os quais ocorreu aumento de 15% no esforço de compressão e diminuição de 3% no esforço de tração transmitido, ou para os protótipos CT1B-2/B3 ($d_p = 19$ mm) e CT1A-2/A-3 ($d_p = 16$ mm), ambos com $t_{ch} = 25$ mm, para os quais não houve modificação no esforço de compressão, enquanto o de tração diminuiu praticamente 10%;

Como apontado por RIBEIRO et al. (1997), os comentários apresentados mostram a necessidade de verificação das possíveis influências da altura das vigas, da espessura da alma e da relação entre a área das mesas e da alma, o que não foi possível através dos resultados experimentais disponíveis neste trabalho, uma vez que embora tendo sido ensaiados protótipos compostos por vigas de duas séries de perfis soldados distintos (250 mm e 350 mm de altura), não foi possível englobar todas as possíveis combinações dos parâmetros envolvidos.

A principal limitação para a execução de um programa experimental que contemple todas essas possíveis inter-relações é financeira, razão pela qual este objetivo somente será possível através de uma análise numérica, via elementos finitos, como a que será apresentada nos próximos capítulos.

É importante ressaltar que os valores de M/ε apresentados na tabela 8.1 foram obtidos a partir do momento fletor que solicita a seção distante $H/2$ da face da chapa de topo, mas podem ser tomados como válidos também para

o momento fletor na ligação, uma vez que, para a $H = 250$ mm, os momentos flectores na ligação são apenas 8% superiores aos verificados na secção $H/2$.

8.3.1.5 – Deformações na alma das vigas

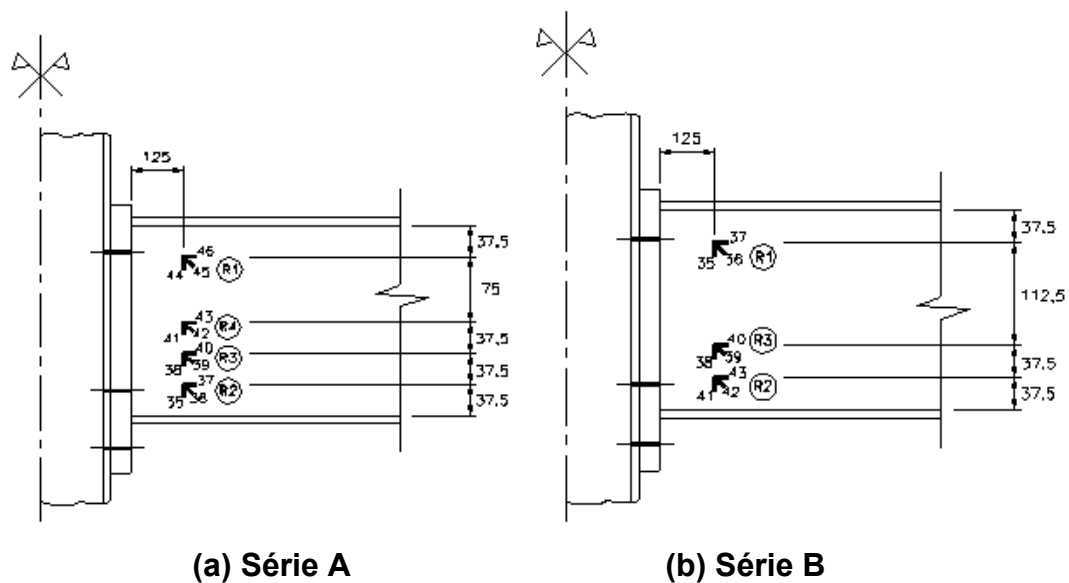


Figura 8.60 – Rosetas na alma da viga (Grupo 1)

A instrumentação utilizada na alma das vigas dos protótipos, na secção $H/2$, consistia de rosetas com três extensômetros dispostos a 45° .

Nas vigas da série A foram utilizadas quatro rosetas por secção e nas vigas da série B foram utilizadas apenas três rosetas por secção.

As figuras 8.60 (a) e (b) ilustram, respectivamente, a instrumentação da alma das vigas das séries A e B, sendo a roseta adicional, utilizada na série A, posicionada a igual distância das mesas das vigas.

Teoricamente, para as vigas da série A, a deformação longitudinal (medida na direcção do extensómetro horizontal da roseta 4) deveria ser nula considerando-se que a linha neutra situa-se na altura média da viga.

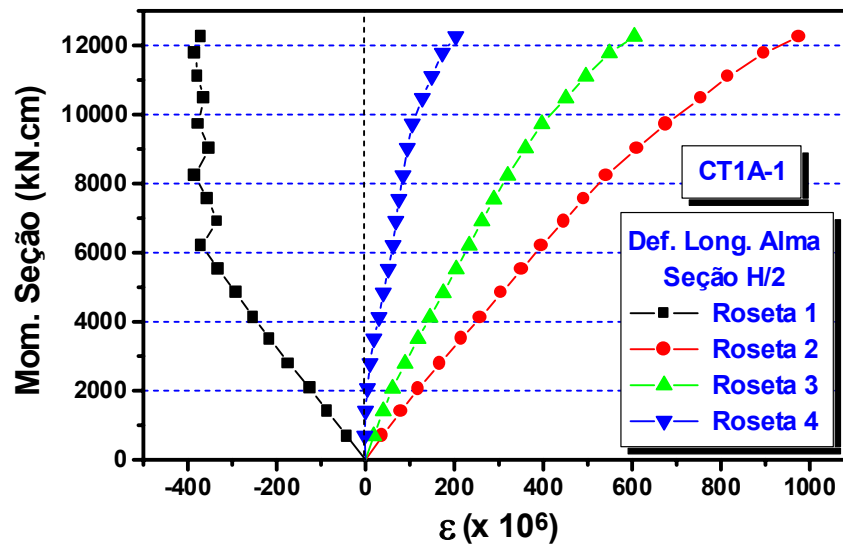


Figura 8.61 – Deformações longitudinais na alma (protótipo CT1A-1)

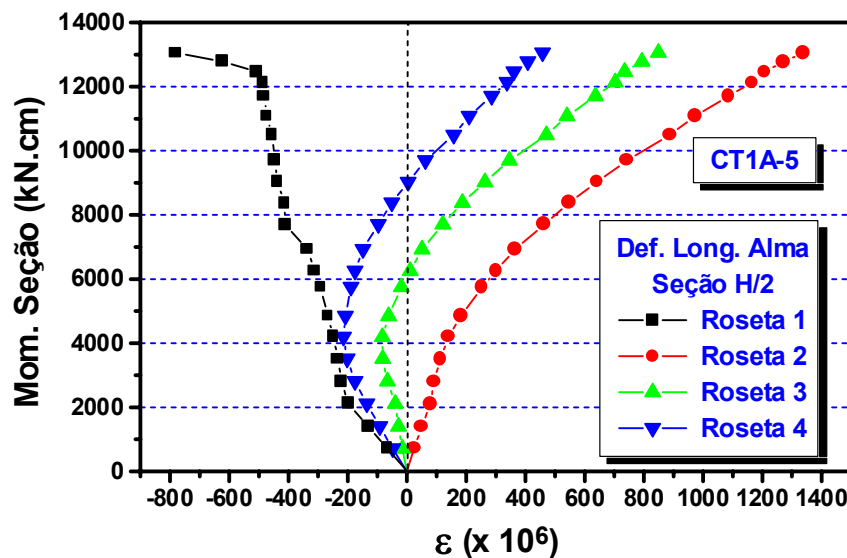


Figura 8.62 – Deformações longitudinais na alma (protótipo CT1A-5)

O que se verifica, entretanto é que, dependendo da combinação entre a espessura da chapa de topo e do diâmetro do parafuso, a deformação longitudinal na roseta 4 pode ser positiva (tração), como indicado na figura 8.61 para o protótipo CT1A-1, chegando a apresentar valores negativos (compressão) para uma determinada faixa de valores do momento fletor na seção considerada, como mostrado na figura 8.62 para o protótipo CT1A-5.

Este fato é decorrência da já mencionada diferença de rigidez entre as regiões tracionada e comprimida, explicando-se a modificação da

tendência de variação das deformações longitudinais na roseta 4 (figura 8.62) para momentos fletores, na seção H/2, superiores a 4000 kN.cm, ao maior afastamento chapa/flange do pilar observado a partir deste ponto.

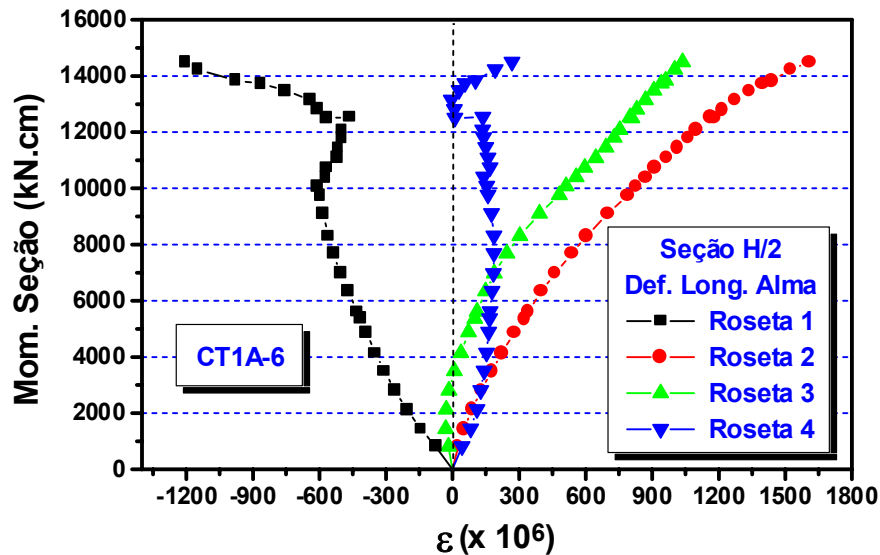


Figura 8.63 – Deformações longitudinais na alma (protótipo CT1A-6)

Comportamento completamente atípico foi verificado no protótipo CT1A-6, com chapa de topo de 19 mm de espessura e parafusos com 19 mm de diâmetro, como mostrado na figura 8.63, onde a deformação longitudinal na roseta 4 apresentou valores superiores aos da deformação longitudinal na roseta 3, em determinada faixa de variação do momento fletor na seção.

Este comportamento, entretanto, pode ser atribuído à influência de algum fator externo, tal como um eventual empenamento inicial da chapa de topo ou desvio de verticalidade do pilar do protótipo, uma vez que o protótipo CT1B-6, de mesma espessura de chapa de topo e mesmo diâmetro de parafusos, não mostrou sequer uma tendência de igual comportamento.

A figura 8.64 mostra a influência da espessura da chapa de topo na variação da deformação longitudinal na roseta 4.

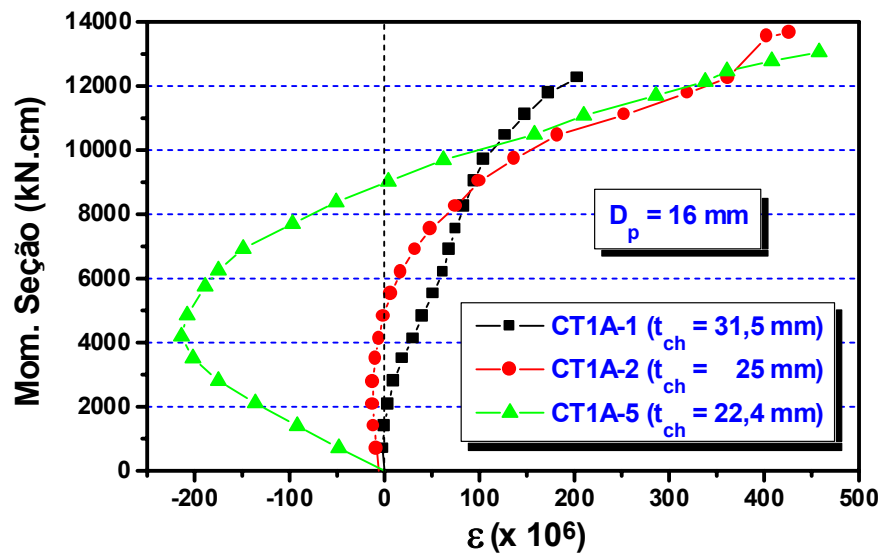


Figura 8.64 – Influência da espessura da chapa de topo na deformação medida sobre o eixo longitudinal da viga

Em todos os protótipos do grupo 1 (VS 250x37) a deformação longitudinal na roseta 1, situada acima do eixo longitudinal da viga tanto para os protótipos da série A quanto da série B, apresentou valores negativos, apontando para o fato de que o ponto situado a $(H-2t_f)/6$ da face interna da mesa comprimida está na região comprimida da alma da viga.

As figuras 8.65 e 8.66 apresentam, respectivamente para os protótipos com chapa de todo de 25 mm e de 22,4 mm, a influência do diâmetro do parafuso na variação da deformação longitudinal na roseta 1.

Observa-se que praticamente não houve modificação da deformação longitudinal, para as espessuras de chapa de topo utilizadas, em função da variação do diâmetro dos parafusos de 16 para 19 mm, esclarecendo-se que os protótipos da série A foram submetidos a momentos fletores finais de valor inferior aos da série B, pelas razões explicadas no capítulo anterior.

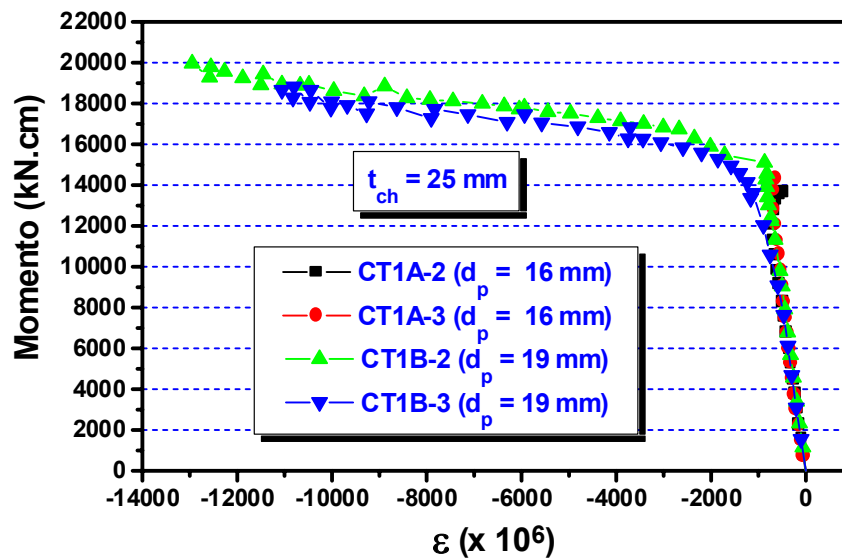


Figura 8.65 – Influência do diâmetro do parafuso na deformação longitudinal na roseta 1 ($t_{ch} = 25 \text{ mm}$)

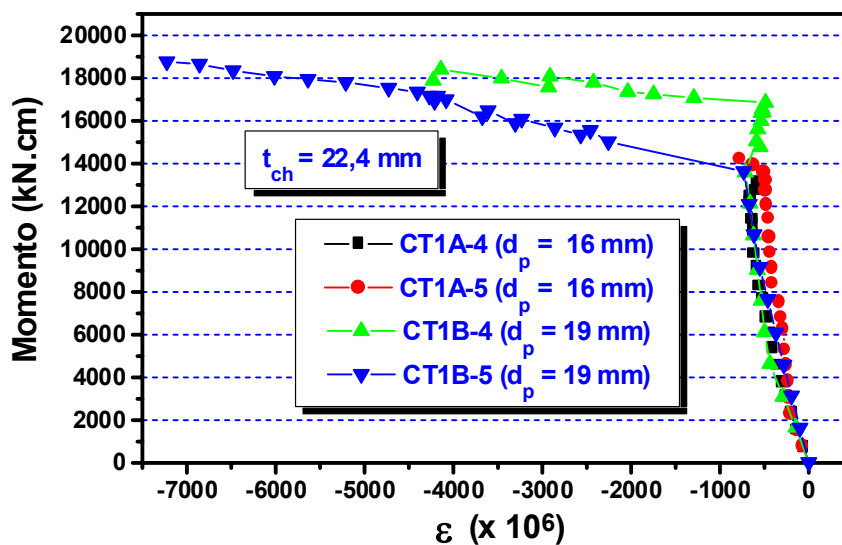


Figura 8.66 – Influência do diâmetro do parafuso na deformação longitudinal na roseta 1 ($t_{ch} = 22,4 \text{ mm}$)

Analisando-se a influência da espessura da chapa de topo, verifica-se que sua variação é mais significativa que a variação do diâmetro do parafuso, porém, pelos resultados apresentados nas figuras 8.67 e 8.68, essa influência somente é determinante para o caso da combinação de parafusos de menor diâmetro (16 mm) com chapas de topo menos espessas (25 e 22,4 mm).

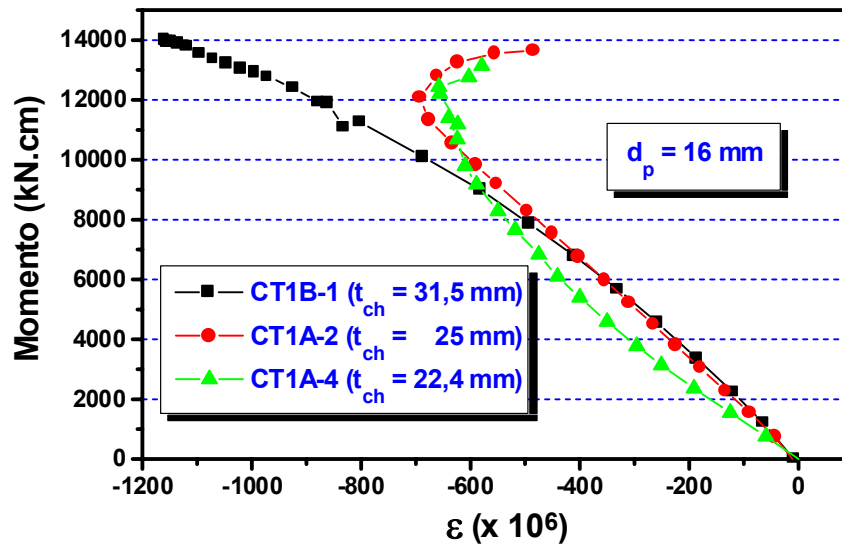


Figura 8.67 – Influência da espessura da chapa de topo na deformação longitudinal na roseta 1 ($d_p = 16$ mm)

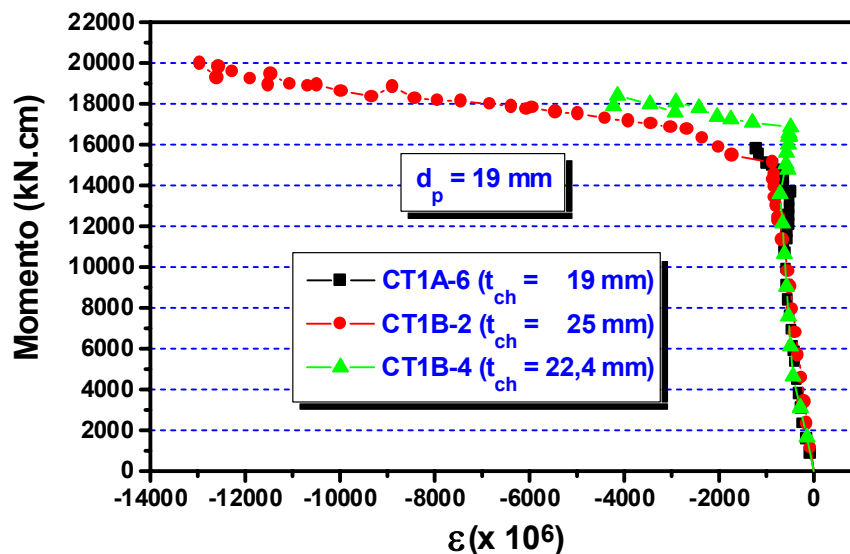


Figura 8.68 – Influência da espessura da chapa de topo na deformação longitudinal na roseta 1 ($d_p = 19$ mm)

Esta constatação é mais ou menos intuitiva, à medida que quanto menos espessa a chapa de topo, maiores serão as suas deformações e, para uma determinada espessura, tanto maiores serão quanto menores forem os diâmetros dos parafusos, produzindo-se uma grande alteração nas tensões e deformações verificadas na alma da viga, em seções próximas à face da chapa de topo.

Ainda em relação à deformação apontada pelas rosetas, na direção longitudinal da viga, é possível verificar-se a variação das deformações ao longo da altura da alma, juntamente com as deformações médias apontadas pelos extensômetros colocados nas mesas, na seção distante $H/2$ da face da chapa de topo.

Para diferentes níveis de solicitação (momentos fletores na seção transversal em questão), as figuras 8.69 a 8.71 apresentam tais variações das deformações, respectivamente para os protótipos CT1A-1, CT1A-4 e CT1B-6, indicando-se a posição da linha neutra teórica, localizada à meia altura da seção transversal.

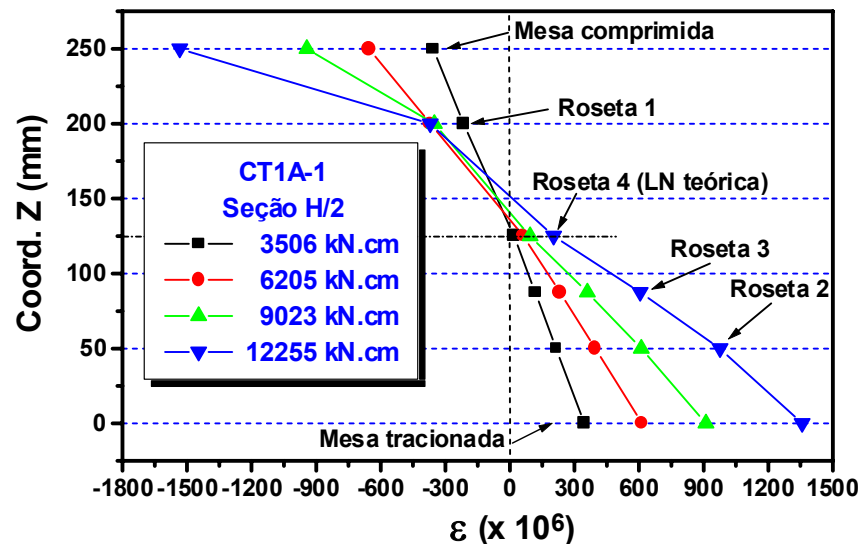


Figura 8.69 – Deformações longitudinais na seção $H/2$ (CT1A-1)

Verifica-se, para o protótipo CT1A-1 ($t_{ch} = 31,5$ mm e $d_p = 16$ mm), que o ponto da seção transversal com deformação nula desloca-se muito pouco, em relação à sua posição teórica, com o aumento da solicitação, e que este deslocamento se dá em direção à mesa comprimida da viga.

Entretanto, para um momento fletor da ordem de 12255 kN.cm (aproximadamente 5% superior ao momento nominal teórico de plastificação total da seção transversal), a deformação na direção longitudinal, apontada pela roseta 4, foi de apenas 203×10^{-6} .

Esta situação, decorrente da grande rigidez da região tracionada,

proporcionada pela específica combinação de espessura da chapa de topo e diâmetro dos parafusos, significa que a seção transversal considerada apresenta uma linha neutra que poderia ser considerada como coincidente com o seu eixo de maior inércia (perpendicular ao plano médio da alma e equidistante das faces externas das mesas da viga).

Em outras palavras, considerando-se a grande rigidez à flexão da chapa de topo, a rotação da ligação deveria ser calculada dividindo-se o afastamento da chapa de topo (medido no nível do plano médio da mesa tracionada) pela metade da distância ($H - t_f$) entre os planos médios das mesas da viga.

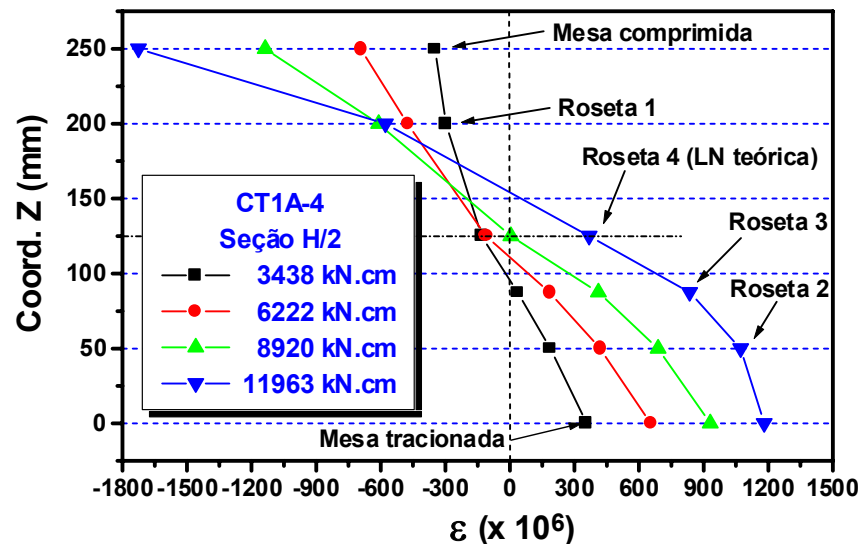


Figura 8.70 – Deformações longitudinais na seção H/2 (CT1A-4)

O protótipo CT1A-4 ($t_{ch} = 22,4$ mm e $d_p = 16$ mm), devido à menor rigidez à flexão da chapa de topo, tende a apresentar, para baixos níveis de solicitação, deformações nulas em pontos mais próximos da mesa tracionada, verificando-se que a deformação nula somente coincidiu com o ponto correspondente à linha neutra teórica para um momento fletor equivalente a 77% do momento nominal teórico de plastificação da seção transversal.

Para este protótipo, se considerarmos o momento fletor de 11963 kN.cm (cerca de 3% superior ao momento de plastificação total da seção

transversal da viga), poderemos estimar que o ponto que apresenta deformação longitudinal nula situa-se aproximadamente 46 mm acima da posição teóricamente prevista para a linha neutra.

Por outro lado, o protótipo CT1B-6 ($t_{ch} = 19$ mm e $d_p = 19$ mm) já apresenta um comportamento em termos de variação das deformações na direção longitudinal da viga bastante semelhante à verificada para o protótipo CT1A-1, mas evidentemente apresentando níveis de deformação máxima bastante superiores àquele caso.

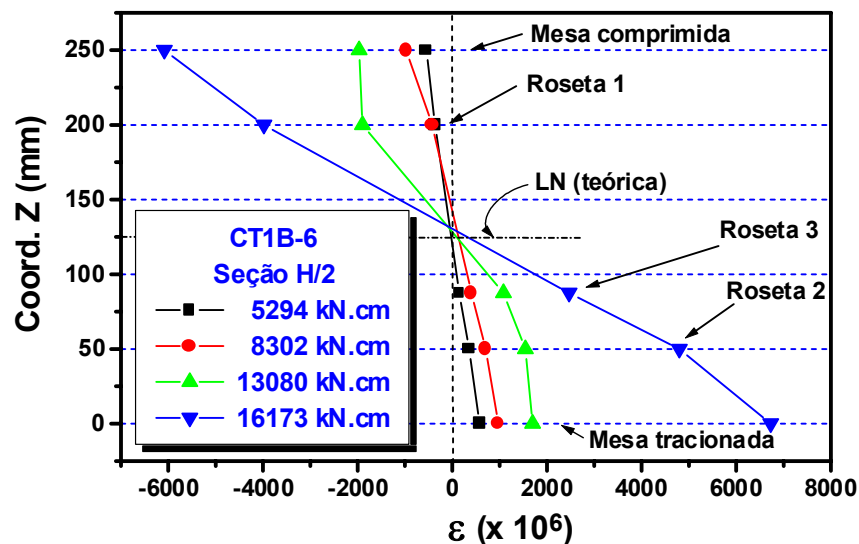


Figura 8.71 – Deformações longitudinais na seção H/2 (CT1B-6)

Comprova-se, mais uma vez portanto, que a questão da rotação da ligação, medida a partir do afastamento da chapa de topo no nível do plano médio da mesa tracionada, depende, fundamentalmente, da combinação entre a espessura da chapa de topo e o diâmetro dos parafusos, o que justifica o fato de que, para o protótipo CT1B-6, embora com chapa de menor espessura que o protótipo CT1A-4, apresente pontos com deformação longitudinal nula praticamente coincidentes com a linha neutra teórica (eixo de maior inércia) da seção transversal da viga.

Para os protótipos CT1A-4 e CT1B-6, trabalhando-se com deformações longitudinais nas rosetas 1 e 3 relativas a momentos fletores (respectivamente 11963 kN.cm e 11808 kN.cm) praticamente iguais ao

momento nominal teórico de plastificação total da viga, verifica-se que o ponto de deformação longitudinal nula situa-se, respectivamente, a 154 mm e 129 mm da face externa da mesa tracionada.

Considerando-se, ainda, que para os valores dos momentos fletores acima mencionados as deformações na região tracionada das vigas dos dois protótipos são praticamente iguais, os afastamentos da chapa de topo seriam iguais e a hipótese de obter a rotação da ligação através da divisão desse afastamento pela distância $(H - t_f)$ conduziria a valores iguais da rotação e, por extensão à consideração que as duas ligações têm a mesma rigidez para o nível de solicitação em questão.

Entretanto, considerando-se o posicionamento da linha neutra determinado anteriormente, constata-se que a rotação do protótipo CT1A-4 é aproximadamente igual a 84% da rotação do protótipo CT1B-6.

8.3.1.6 – Deformações na chapa de topo

As chapas de topo, em uma das ligações de cada protótipo, foram instrumentadas com rosetas, como esquematizado para as séries A e B dos protótipos do grupo 1 na figura 8.72 (a) e (b), respectivamente, onde são indicadas as direções Y e Z referentes aos gráficos que serão apresentados nas figuras seguintes.

O objetivo da instrumentação utilizada foi obter informações sobre as deformações nas face livres da chapa de topo, de modo a poder-se avaliar a flexão que as deformações introduzidas.

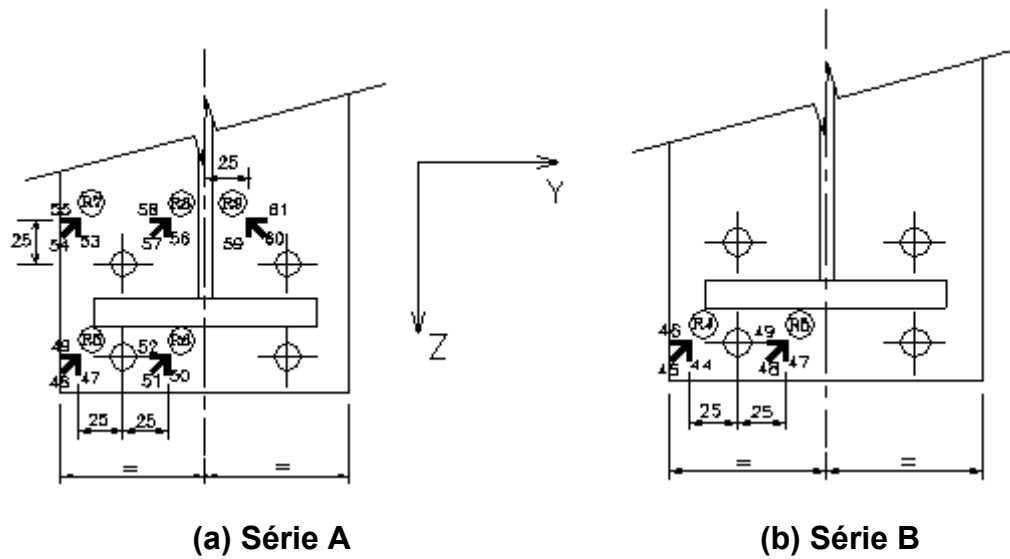


Figura 8.72 – Rosetas nas chapas de topo

As deformações obtidas para a chapa de topo do protótipo CT1A-1 ($d_p = 15 \text{ mm}$ e $t_{ch} = 31,5 \text{ mm}$), nas direções Y e Z, são mostradas nas figuras 8.73 e 8.74, respectivamente.

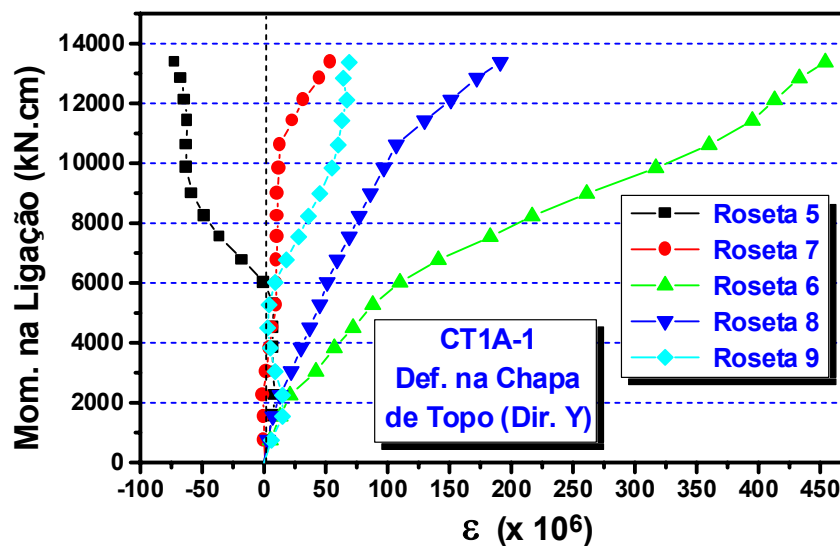


Figura 8.73 – Chapa de topo: deformações na direção Y (CT1A-1)

A análise dos resultados obtidos mostra, claramente, a complexidade do estado de deformações introduzido na chapa de topo, inclusive em função de um grande número de fatores que incluem parâmetros como a espessura da chapa de topo, o diâmetro do parafuso e a presença da alma

da viga, bem como aspectos relacionados à fabricação (planicidade da chapa de topo e perpendicularismo entre a chapa e a viga) e à montagem da ligação, em termos de procedimento de aperto dos parafusos, como será comentado mais adiante.

Na figura 8.73 observa-se que há uma grande diferença entre a região interna às mesas da viga (rosetas 7, 8 e 9) e a região externa (rosetas 5 e 6), em termos de deformações na direção Y (paralela às linhas de parafusos), como pode ser verificado analisando-se as deformações nas rosetas 6 e 8 e nas rosetas 5 e 7.

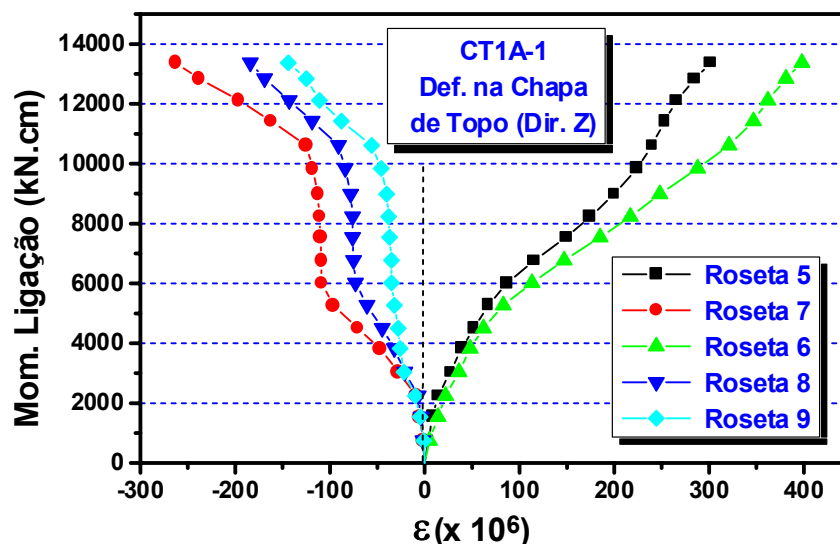


Figura 8.74 – Chapa de topo: deformações na direção Z (CT1A-1)

Para a direção Z (paralela ao plano da alma da viga) a situação apresentada pela figura 8.74 mostra-se um pouco mais regular, verificando-se uma correspondência relativa entre as deformações nos pares de rosetas 5-7 e 6-8.

A complexidade do estado de deformação introduzido na chapa de topo fica mais evidente quando procura-se relacionar as deformações à espessura da chapa de topo, por exemplo, como pode ser atestado pela comparação entre as figuras 8.73 a 8.76, as duas últimas apresentando as deformações para o protótipo CT1A-4, com parafusos de mesmo diâmetro ($d_p = 16$ mm) e chapa de topo com 22,4 mm de espessura.

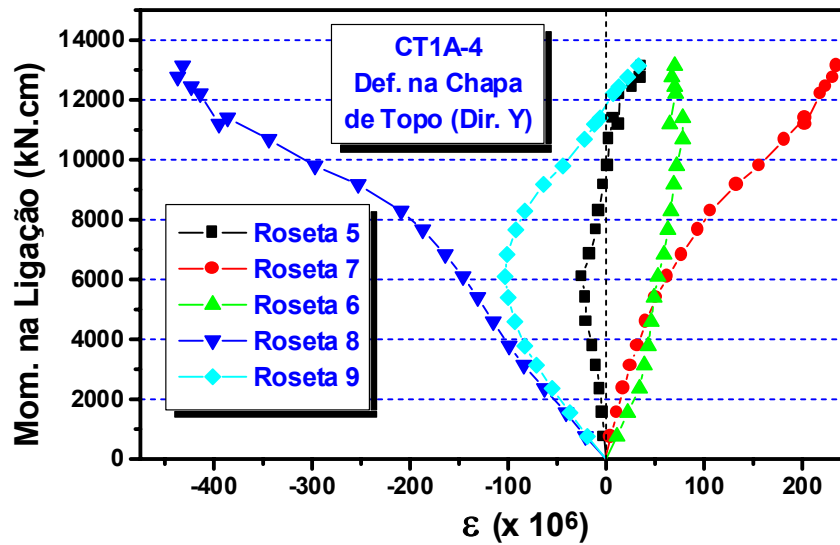


Figura 8.75 – Chapa de topo: deformações na direção Y (CT1A-4)

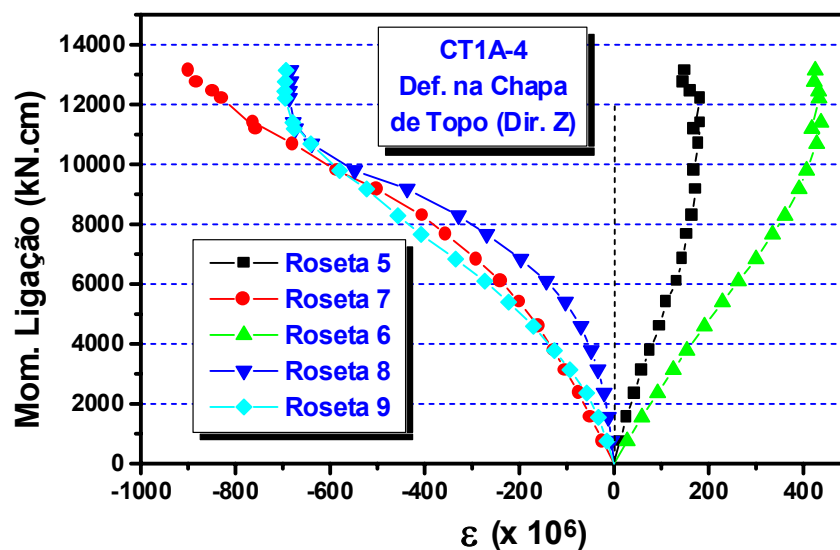


Figura 8.76 – Chapa de topo: deformações na direção Z (CT1A-4)

Analisando-se o comportamento das rosetas 7, 8 e 9, na direção Y, constata-se que ocorre acréscimo da deformação de tração na roseta 7 e inversão de sinal para as rosetas 8 e 9, caracterizando a ocorrência de flexão no plano XY, juntamente com a flexão no plano XZ, sendo a direção X paralela ao eixo longitudinal da viga, com a redução da espessura da chapa de topo.

Na roseta 6, entretanto, em virtude da ausência do enrijecimento

proporcionado pela alma da viga, ocorre uma sensível redução da deformação na direção Y, enquanto na direção Z verifica-se apenas aumento das deformações de compressão, sem a apresentação de inversão de sinais.

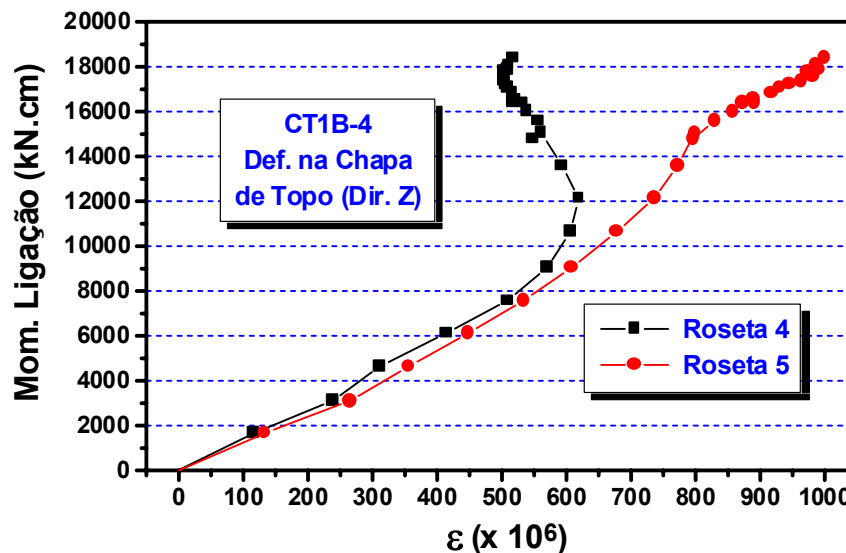


Figura 8.77 – Chapa de topo: deformações na direção Y (CT1B-4)

Para ilustrar a influência do diâmetro do parafuso, a figura 8.77 apresenta as deformações, na direção Z para as rosetas 4 e 5, colocadas na chapa de topo do protótipo CT1B-4 ($d_p = 19$ mm; $t_{ch} = 22,4$ mm), respectivamente correspondentes às rosetas 5 e 6 do protótipo CT1A-4.

8.3.1.7 – Parafusos instrumentados

Antes de serem apresentados os resultados obtidos através dos parafusos instrumentados são necessárias algumas considerações sobre a questão da instalação dos parafusos, com a finalidade de impor aos mesmos a força mínima de aperto recomendada.

Segundo as prescrições da NBR-8800 (1986), o aperto deve ser efetuado a partir da posição de pré-torque, obtida após “poucos impactos aplicados por uma chave de impacto, ou pelo esforço máximo aplicado por um indivíduo usando uma chave normal”, procedendo-se a operação de

aperto adicional a partir da parte mais rígida da ligação e prosseguindo-se em direção às bordas livres.

Na montagem dos protótipos, os parafusos foram colocados na posição de pré-torque antes do posicionamento dos protótipos sob o pórtico de reação e o método de protensão inicial utilizado, por razões de não disponibilidade de dispositivos especiais de aperto, foi o método da rotação da porca.

A utilização deste método, principalmente na montagem dos protótipos com parafusos instrumentados que permitiam o monitoramento dos esforços aplicados, apresentou dois tipos de problemas, relacionados à obtenção da força mínima de protensão e à manutenção da força aplicada em um parafuso durante o procedimento de aperto dos demais parafusos.

O primeiro problema refere-se à correlação entre a rotação da porca, especificada em função da relação entre o comprimento do parafuso e seu diâmetro, e a força de protensão mínima correspondente, ou seja, embora o procedimento de pré-torque tenha sido efetuado da mesma forma para todos os parafusos, a mesma rotação da porca produziu resultados diferentes, como pode ser observado na figura 8.78 onde cada etapa de aperto (eixo horizontal) refere-se à rotação da porca de um dos parafusos da região tracionada da ligação.

Com o monitoramento dos parafusos, durante a fase de aperto, verificou-se que houve variação do esforço nos parafusos já apertados.

Na figura 8.78 verifica-se que a deformação máxima obtida para o parafuso 3, coincidentemente o primeiro parafuso a ser submetido ao procedimento de rotação da porca, foi de 2345 $\mu\epsilon$, correspondente a uma força de 105,8 kN, enquanto a força mínima de protensão prescrita para parafusos com 19 mm de diâmetro é de 125 kN.

Para o protótipo CT1B-3, o parafuso mais solicitado na fase de protensão inicial apresentou deformação cerca de 30% superior à do parafuso menos solicitado, ambos situados na linha interna às mesas da viga (respectivamente nas posições 3 e 4 indicadas na figura 8.78).

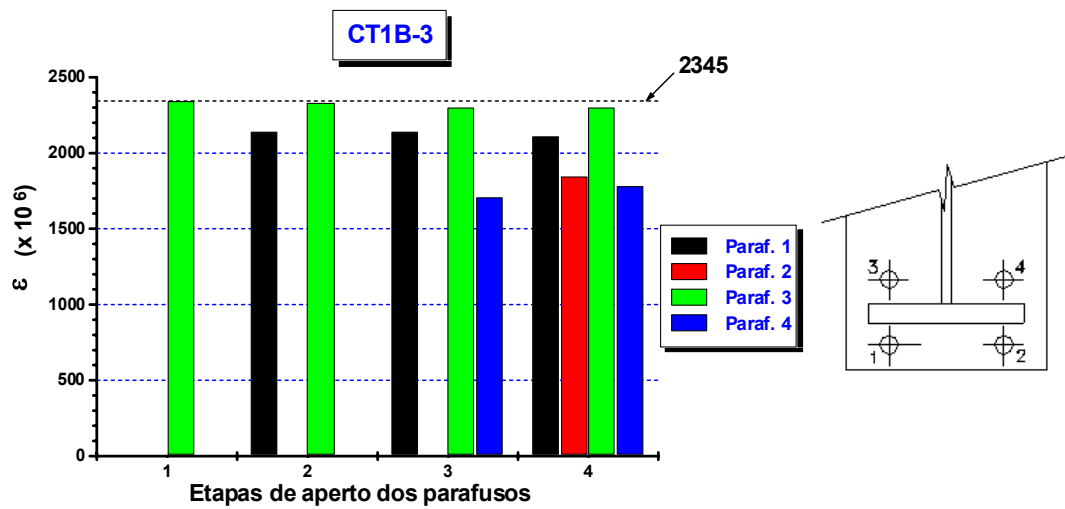


Figura 8.78 – Deformações nos parafusos instrumentados (Protótipo CT1B-3)

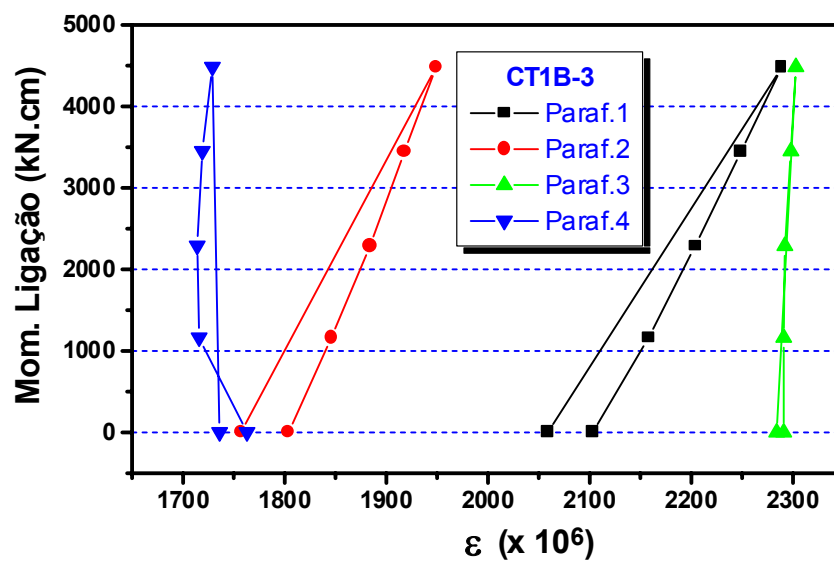


Figura 8.79 – Variação das deformações nos parafusos instrumentados durante a fase de escorvamento (Protótipo CT1B-3)

Um outro fator digno de menção é que, preliminarmente à realização dos ensaios, foi feito o escorvamento do protótipo (após a aplicação do método de rotação da porca) o que implica em modificação do estado de deformação nos parafusos, embora no caso específico do protótipo CT1B-3, como mostrado na figura 8.79, as deformações nos parafusos não tenham sofrido variação sensível após esta etapa, em relação aos valores obtidos após a aplicação da rotação da porca.

O protótipo CT1B-1 foi montado com 8 parafusos instrumentados ($d_p = 16$ mm), posicionados na região tracionada em ambas as ligações (lados A e B), mas infelizmente, no processo de montagem, os extensômetros colocados em 3 parafusos foram danificados, proporcionando a obtenção de resultados apenas em 5 parafusos, 3 nas linhas externas das ligações (1 do lado A e 2 do lado B) e 2 na linha interna (lado A da ligação).

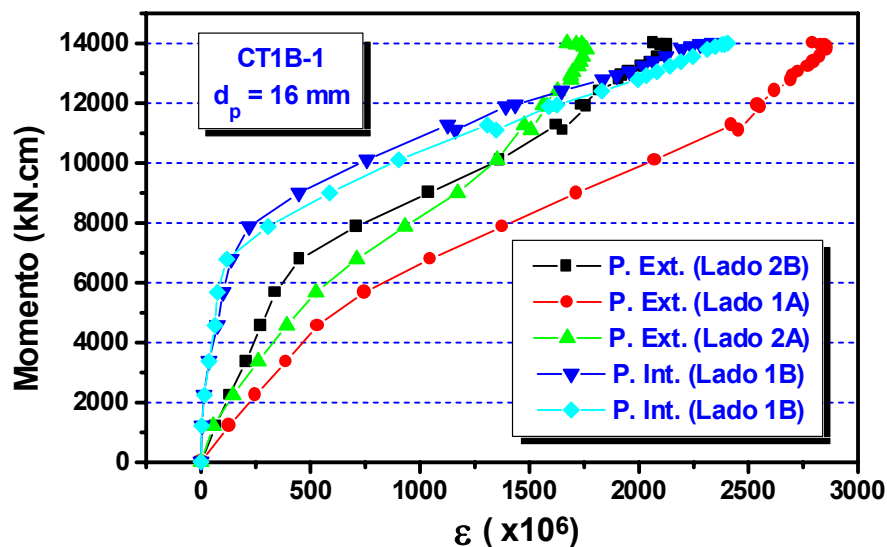


Figura 8.80 – Deformações nos parafusos instrumentados (CT1B-1)

Na figura 8.80 são apresentados os resultados referentes às deformações médias nos extensômetros colocados nos parafusos do protótipo CT1B-1.

Considerando-se que as deformações verificadas nos parafusos são inferiores a $3097 \mu\epsilon$, valor correspondente à deformação para a tensão limite de escoamento do parafuso (635 MPa), a figura 8.81 apresenta a comparação das forças de tração médias que solicitam os parafusos, calculadas para a linha interna da ligação do lado B e para um parafuso da linha externa da ligação do mesmo lado.

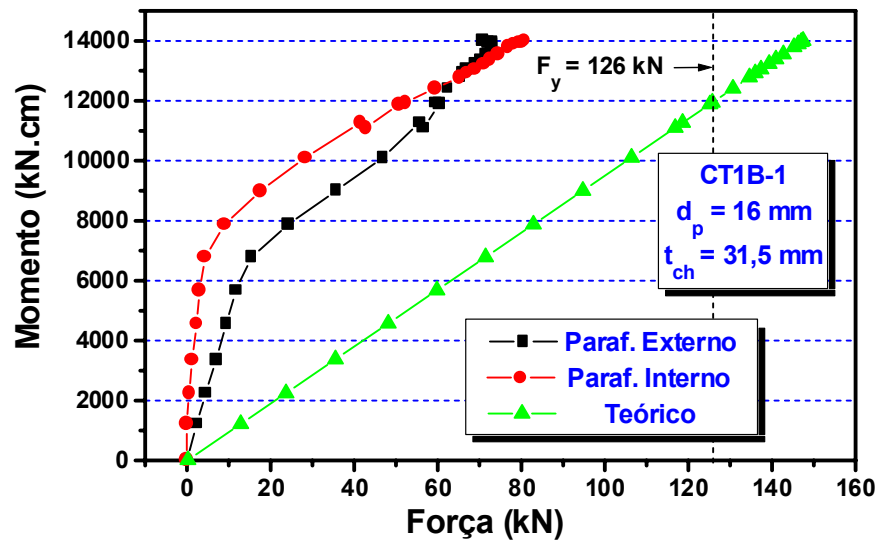


Figura 8.81 – Forças de tração nos parafusos (CT1B-1)

A figura 8.81 apresenta ainda o valor teórico das forças de tração nos parafusos, considerando-se a hipótese básica de transmissão do momento fletor através de um binário atuando nas mesas da viga, que todos os parafusos da região tracionada são igualmente solicitados e admitindo-se que não há flexão no fuste do parafuso.

A força de tração de referência $F_y = 126$ kN corresponde à força capaz de produzir na seção transversal bruta do parafuso ($A_p = 1,98$ cm²) a tensão equivalente ao limite de escoamento do material do parafuso.

Para o gráfico apresentado na figura 8.81, considerando-se momentos na ligação inferiores ao valor nominal da momento de plastificação total da seção transversal da viga ($M_p = 11650$ kN.cm), verifica-se que as forças de tração não se distribuem igualmente entre as linhas de parafusos - ocorrendo menor solicitação nos parafusos da linha interna - e uma tendência de igualdade de solicitação para valores maiores do momento fletor.

A grande discrepância, entretanto, é verificada quando são comparados os valores obtidos experimentalmente com os previstos pela hipótese de transmissão do momento fletor apenas por intermédio das mesas da viga.

No protótipo CT1B-1 a ruptura ocorreu nos 4 parafusos da ligação do

lado A, obtendo-se a força de tração máxima de 95,4 kN correspondente a uma deformação igual a 2350 $\mu\epsilon$, enquanto os valores teoricamente previstos em função do momento máximo aplicado à ligação seriam, respectivamente, 147 kN e 3632 $\mu\epsilon$.

É importante ressaltar que os valores mencionados referem-se apenas à solicitação externa, ou seja, não incluem o efeito da protensão porque, por uma falha durante a execução dos ensaios, os canais de aquisição de dados correspondentes aos extensômetros dos parafusos foram “zerados” após a operação de escorvamento do protótipo.

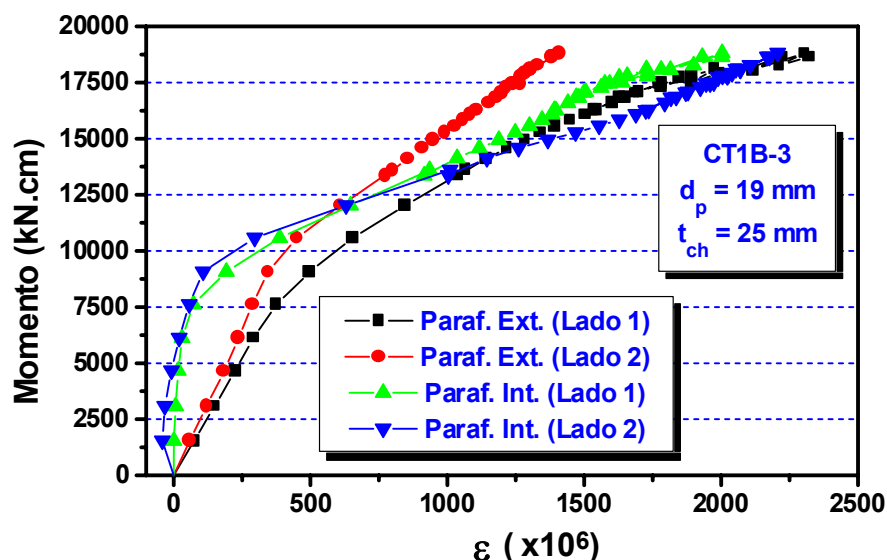


Figura 8.82 – Deformações nos parafusos instrumentados (CT1B-3)

As figuras 8.82 e 8.83 apresentam, respectivamente, as variações das deformações e das forças de tração, em função do momento fletor que solicita a ligação, para o protótipo CT1B-3 com parafusos de 19 mm de diâmetro e chapa de topo com 25 mm de espessura, constatando-se as mesmas observações feitas para o protótipo CT1B-1 ($d_p = 16$ mm e $t_{ch} = 31,5$ mm) relativas à distribuição das forças de tração entre as linhas de parafusos e à diferença entre os resultados experimentais e os teoricamente previstos.

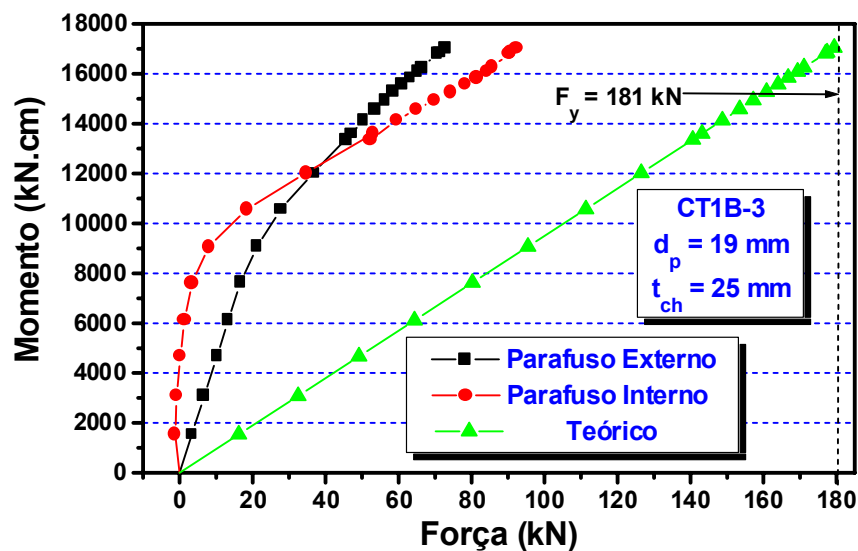


Figura 8.83 – Forças de tração nos parafusos (CT1B-3)

O protótipo CT1B-3 não apresentou ruptura de parafusos, verificando-se uma deformação máxima de $4364 \mu\epsilon$, incluído o efeito da protensão inicial.

Levando-se em consideração os efeitos da protensão inicial, as figuras 8.84 e 8.85 apresentam a variação, respectivamente das deformações e das forças de tração nos parafusos, ressaltando-se que os valores da força de tração acima do valor de 181 kN não devem ser considerados uma vez que foram calculados tomando-se por base o valor da “constante força-deformação”, determinado através dos ensaios de caracterização, que só é válida para o regime elástico.

A maior sollicitação de tração nos parafusos internos apresentada na figura 8.85, mesmo para momentos fletores inferiores ao M_p , deve-se à diferença, já mencionada, da força de protensão inicial nos parafusos (aproximadamente 12,5% no caso do protótipo CT1B-3).

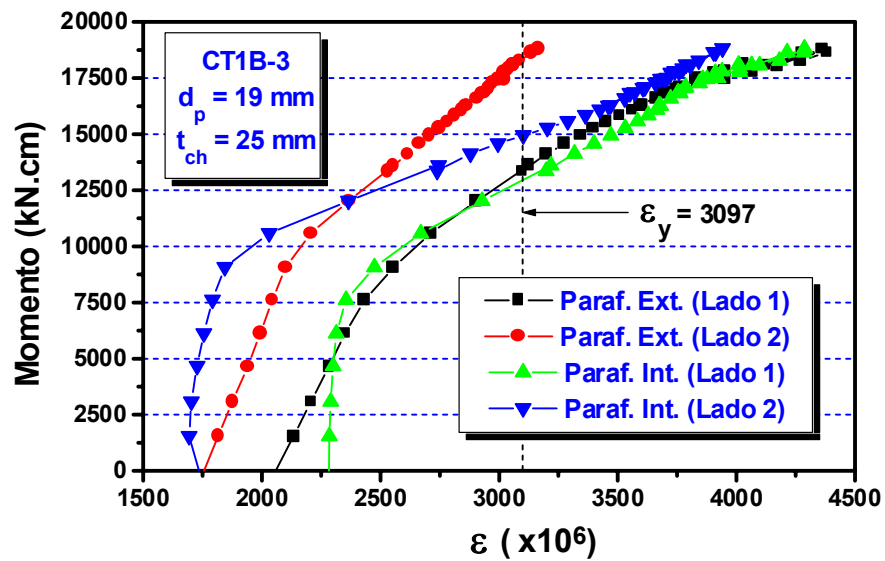


Figura 8.84 – Deformações nos parafusos instrumentados incluindo efeito da protensão (Protótipo CT1B-3)

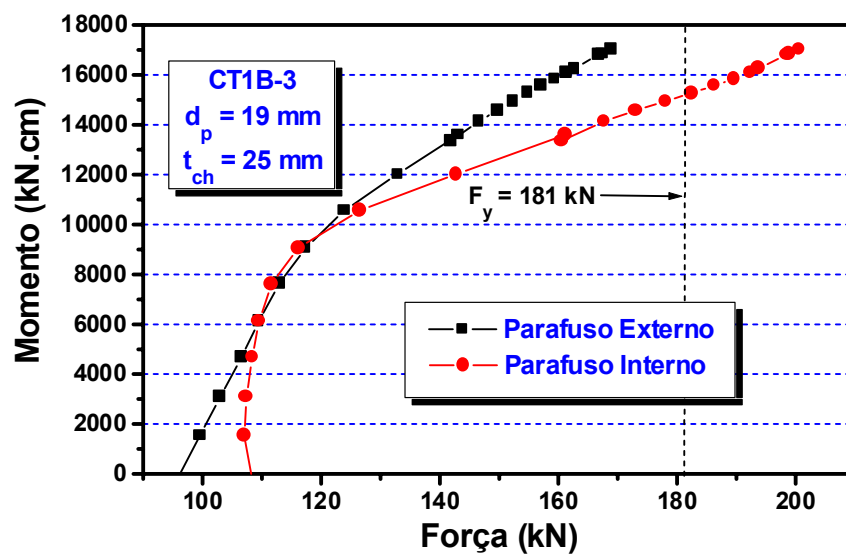


Figura 8.85 – Forças de tração nos parafusos instrumentados incluindo efeito da protensão (Protótipo CT1B-3)

Os gráficos referentes aos mesmos resultados, para os protótipos CT1B-4 e CT1B-5 ($d_p = 19 \text{ mm}$ e $t_{ch} = 22,4 \text{ mm}$) são apresentados nas figuras 8.86 a 8.89.

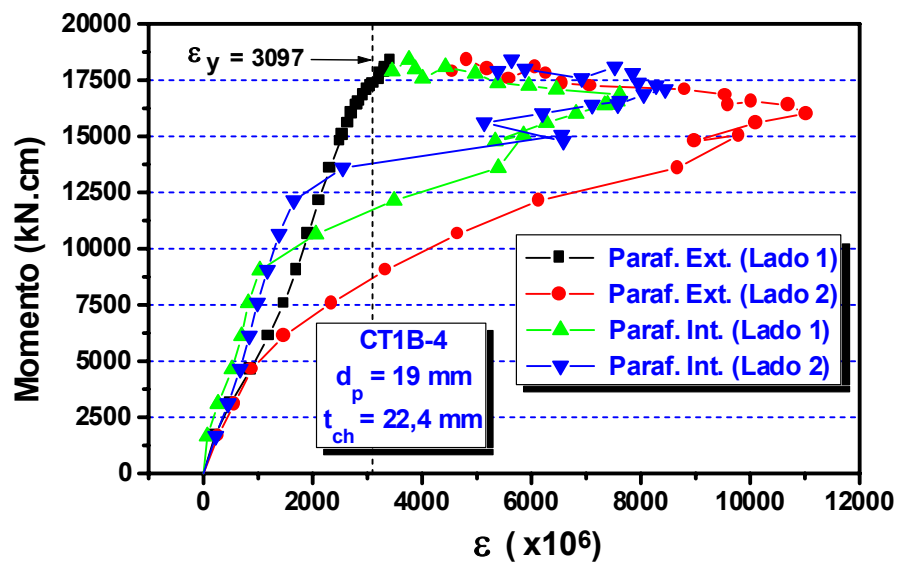


Figura 8.86 – Deformações nos parafusos instrumentados (CT1B-4)

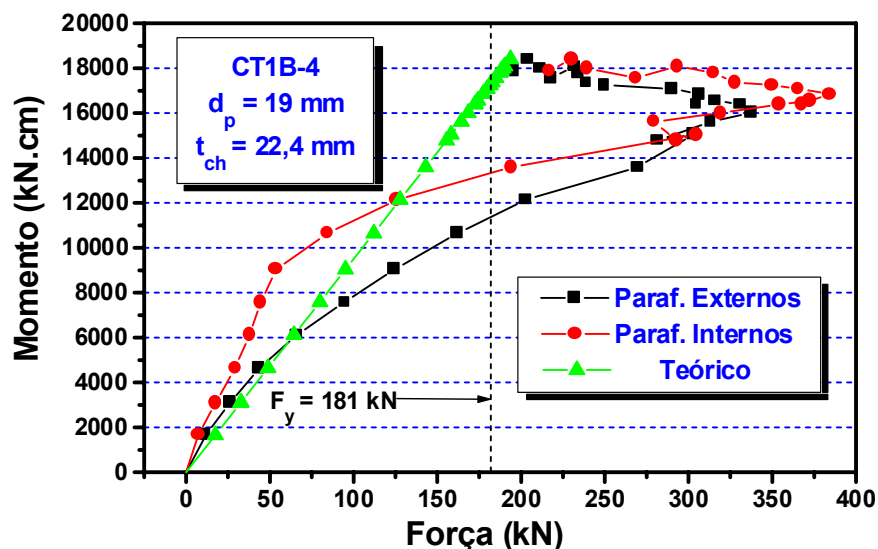


Figura 8.87 – Forças de tração nos parafusos instrumentados (CT1B-4)

Não ocorreu ruptura dos parafusos no protótipo CT1B-4 e no CT1B-5 a ruptura ocorreu nos 4 parafusos instrumentados da ligação (lado B).

Os valores decrescentes das deformações nos parafusos para os valores mais elevados do momento fletor (figuras 8.86 e 8.88) explicam-se pelo fato de estar ocorrendo escoamento acentuado, mas em uma seção diferente da seção instrumentada dos parafusos, uma vez que os extensômetros foram colocados no fuste (região sem rosca) próximo à

cabeça do parafuso, enquanto a estrição (e em alguns casos a ruptura) ocorreu na parte rosqueada do parafuso, junto à porca.

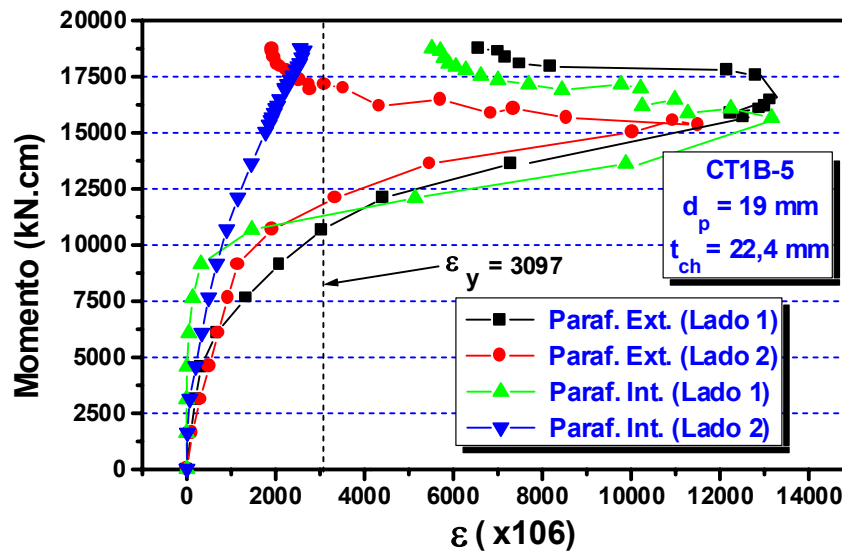


Figura 8.88 – Deformações nos parafusos instrumentados (CT1B-5)

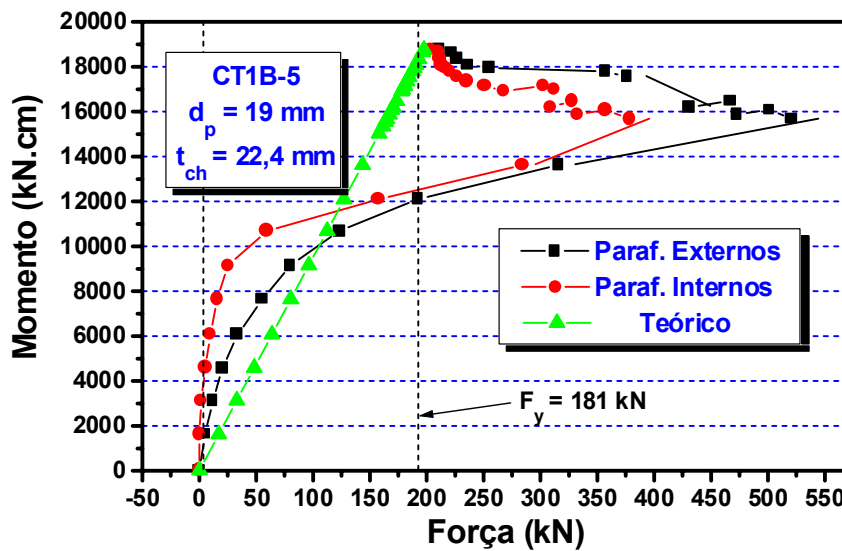


Figura 8.89 – Forças de tração nos parafusos instrumentados (CT1B-5)

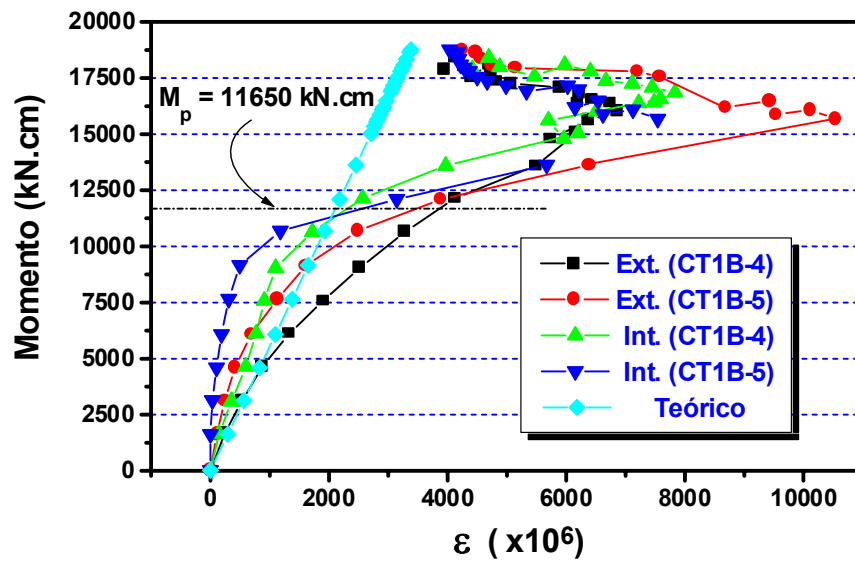


Figura 8.90 - Deformações médias nos parafusos instrumentados (Protótipos CT1B-4/B-5)

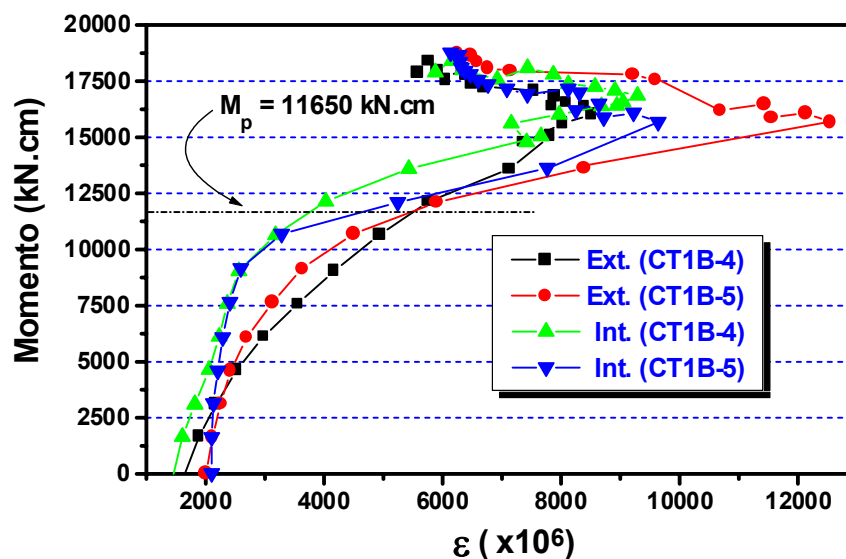


Figura 8.91 – Deformações médias nos parafusos instrumentados (CT1B-4/B-5) incluindo efeito da protensão inicial

As figuras 8.90 e 8.91 apresentam os gráficos relativos às deformações médias (linhas interna e externa da região tracionada) nos parafusos instrumentados dos protótipos CT1B-4 e CT1B-5 e mostram que, apesar da influência da protensão inicial não ter sido uniformemente aplicada aos parafusos, a tendência da distribuição de deformações e esforços de tração nos parafusos foi mantida para momentos fletores abaixo

de M_p .

A diferença verificada, confrontando-se a figura 8.90 com as figuras 8.81 e 8.83, é que as deformações (ou forças de tração) teóricas nos parafusos são obtidas para momentos fletores iguais ou inferiores a M_p no caso dos protótipos com chapa de topo de 22,4 mm de espessura.

8.3.2 – Resultados dos protótipos do grupo 2 (VS 350x58)

Com a utilização dos métodos propostos pelo MANUAL brasileiro (1988), considerando-se a ausência de forças de alavanca, e por KRISHNAMURTHY (1978b) foram dimensionados os protótipos CT2A-1 ($t_{ch} = 37,5$ mm) e CT2A-2 ($t_{ch} = 31,5$ mm), ambos com parafusos de 22 mm de diâmetro, para os quais será dada a preferência na apresentação dos resultados neste item.

Eventualmente, também serão apresentados os resultados relativos aos protótipos CT2B-1 e CT2B-2, respectivamente idênticos (mesma espessura de chapa e mesmo diâmetro de parafusos) aos protótipos mencionados.

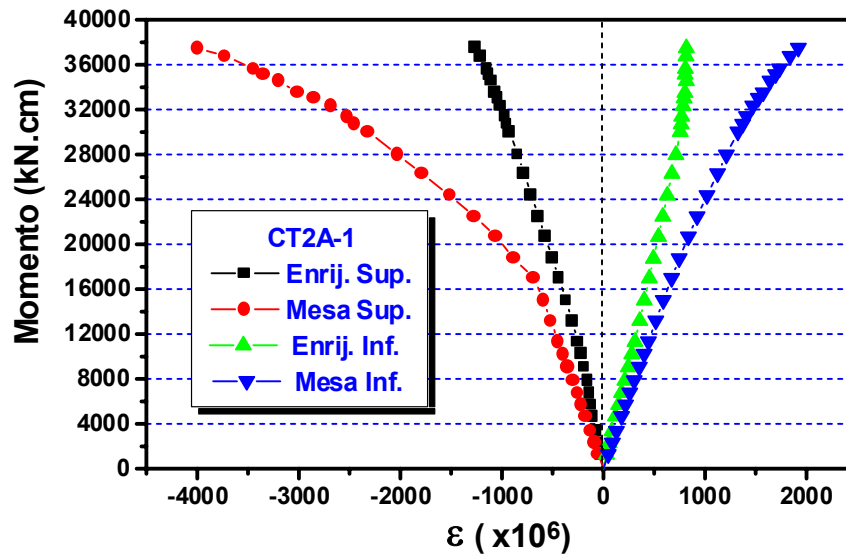
Quanto aos demais protótipos do grupo 2, somente serão mencionados os resultados comparativos que forem necessários à análise da influência do diâmetro dos parafusos e/ou da espessura da chapa de topo.

Para as vigas dos protótipos da série VS 350x58, o momento de plastificação total da seção transversal é aproximadamente igual a 34000 kN.cm, para o valor limite da tensão de escoamento determinado através dos ensaios de caracterização do material, e 28400 kN.cm para a tensão nominal limite de escoamento ($f_y = 250$ MPa).

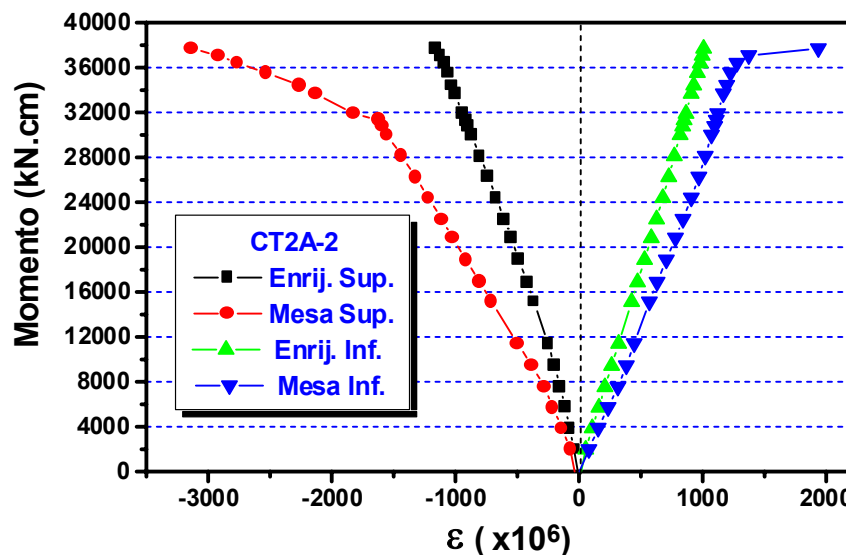
Estes valores serão utilizados como parâmetros de referência em alguns dos itens relativos à apresentação dos resultados dos protótipos do grupo 2.

8.3.2.1 – Deformações nos enrijecedores

Para os pilares dos protótipos do grupo 2 foram utilizados perfis CVS 350x158 (flanges com 25 mm de espessura), enrijecidos com chapas de 12,5 mm.



(a) CT2A-1



(b) CT2A-2

Figura 8.92 – Deformações nos enrijecedores e mesas das vigas (protótipos CT2A-1 e CT2A-2)

Os resultados relativos às deformações nos enrijecedores foram diferentes daqueles obtidos para os protótipos do grupo 1 (flange do pilar

com 19 mm de espessura e mesma espessura de enrijecedores), obtendo-se deformações médias nos enrijecedores com valores mais próximos dos valores das deformações médias nas mesas das vigas.

Considerando-se porém a faixa de deformações médias nas mesas inferiores a $1220 \mu\epsilon$ (correspondente ao limite nominal de escoamento do aço) as deformações máximas nos enrijecedores atingiram aproximadamente 63% das deformações médias verificadas nas mesas das vigas.

Na figura 8.92(a) e (b) são apresentados os resultados comparativos entre as deformações médias nos enrijecedores e as deformações médias nas mesas das vigas (seção distante $H/2$ da face da chapa de topo), respectivamente para os protótipos CT2A-1 e CT2A-2.

8.3.2.2 – Afastamento da chapa de topo

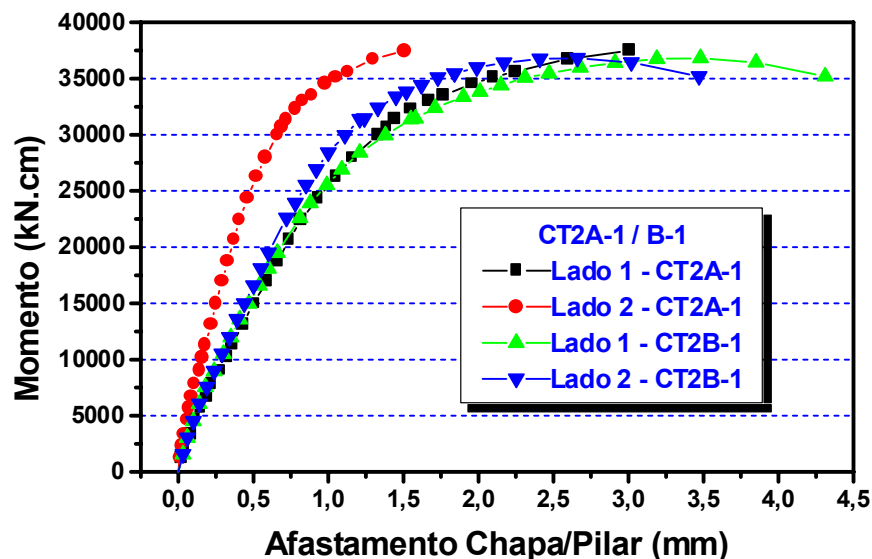


Figura 8.93 – Afastamento Chapa/Pilar (CT2A-1/B-1)

Exceto para um dos lados das ligações do protótipo CT2A-1, os resultados do afastamento relativo entre as chapas de topo, de ambos os lados do pilar, foram bastante próximos, como pode ser observado nas figuras 8.93 e 8.94, respectivamente para os pares de protótipos CT2A-1/B-1

e CT2A-2/B-2.

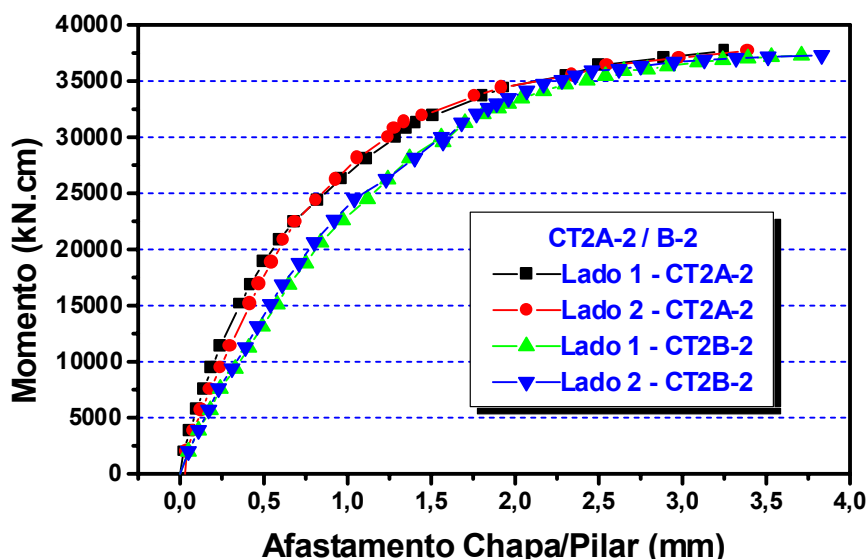


Figura 8.94 – Afastamento Chapa/Pilar (CT2A-2/B-2)

A influência do diâmetro dos parafusos para os protótipos do grupo 2 é apresentada nas figuras 8.95 e 8.96 para os protótipos com chapa de topo com espessuras de 31,5 mm e 25 mm, respectivamente.

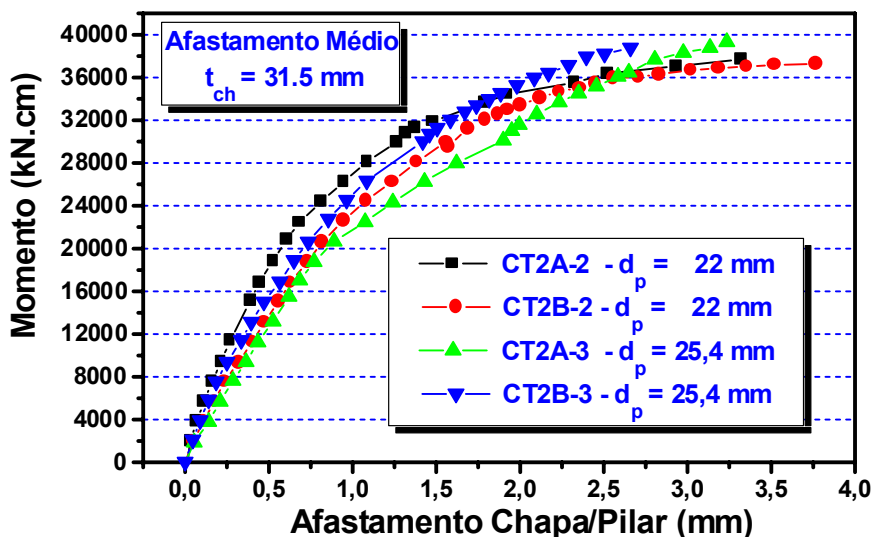


Figura 8.95 – Influência do diâmetro do parafuso no afastamento chapa/pilar ($t_{ch} = 31,5$ mm)

Observa-se, para as espessuras de chapa de topo em questão, que o afastamento médio relativo entre a chapa de topo e o flange do pilar não

sofre grandes variações em função da utilização de parafusos com 22 ou 25,4 mm de diâmetro, apesar da ligeira divergência de valores verificada, como mostrado na figura 8.95 (chapa de topo com 31,5 mm de espessura) e do desvio mostrado na figura 8.96 para o protótipo CT2A-4 ($t_{ch} = 25$ mm e $d_p = 22$ mm).

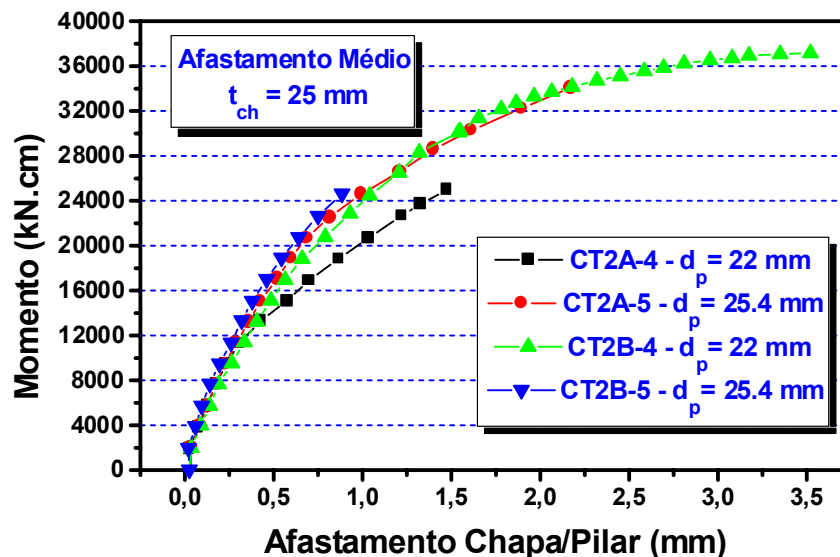


Figura 8.96 – Influência do diâmetro do parafuso no afastamento chapa/pilar ($t_{ch} = 25$ mm)

As discrepâncias verificadas, aparentemente, são devidas a problemas de execução dos ensaios, como sugere a comparação entre as curvas referentes aos protótipos CT2A-2/A-3, onde os afastamentos relativos entre a chapa de topo e o pilar são maiores para o protótipo com parafusos de 25,4 mm de diâmetro, ao contrário do que ocorre com as curvas referentes aos protótipos CT2B-2/B-3.

A variação do afastamento da chapa de topo em relação ao flange do pilar, em função da espessura da chapa de topo, é mostrada nas figuras 8.97 e 8.98.

A análise da influência da espessura da chapa de topo para os protótipos com $d_p = 25$ mm, como mostrado na figura 8.98, ficou um pouco prejudicada em função de não ter sido possível a obtenção dos valores dos afastamentos relativos da chapa de topo, para os protótipos CT2A-6/B-6, em

toda a faixa de variação do carregamento aplicado.

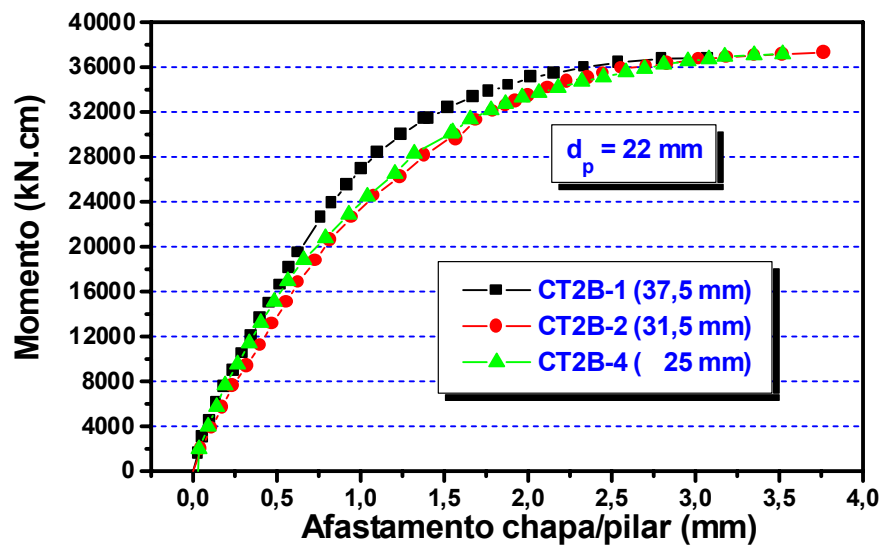


Figura 8.97 – Influência da espessura da chapa de topo no afastamento chapa/pilar ($d_p = 22$ mm)

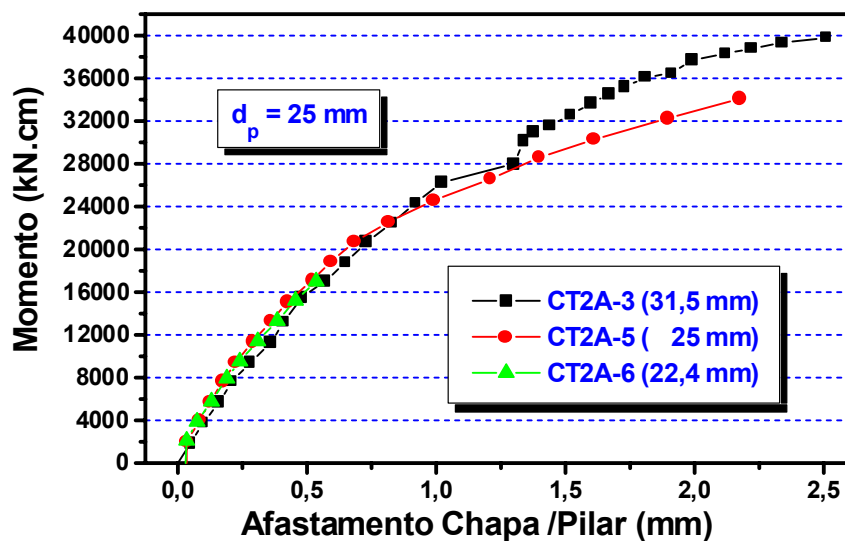


Figura 8.98 – Influência da espessura da chapa de topo no afastamento chapa/pilar ($d_p = 25$ mm)

Verifica-se, entretanto, para ligações com parafusos de 22 mm de diâmetro, que o afastamento da chapa de topo em relação ao flange do pilar não apresenta grandes variações para chapas de topo com 31,5 ou 25 mm de espessura, mas sofre uma pequena redução para chapas de topo com

espessura de 37,5 mm.

No caso dos parafusos com diâmetro de 25 mm, as diferenças no afastamento chapa/pilar, para chapa de topo com 31,5 mm, 25mm ou 22,4 mm, somente são significativas para momentos fletores superiores a 28000 kN.cm, aproximadamente correspondente ao valor nominal do momento de plastificação total da seção transversal da viga.

8.3.2.3 – Rotações da chapa de topo e da viga

Através de procedimento análogo ao utilizado para os protótipos do grupo 1 (VS 250x37), apresenta-se nas figuras 8.99 e 8.100 a comparação das rotações relativas ao afastamento entre a chapa de topo e o flange do pilar e aos deslocamentos verticais dos pilares dos protótipos.

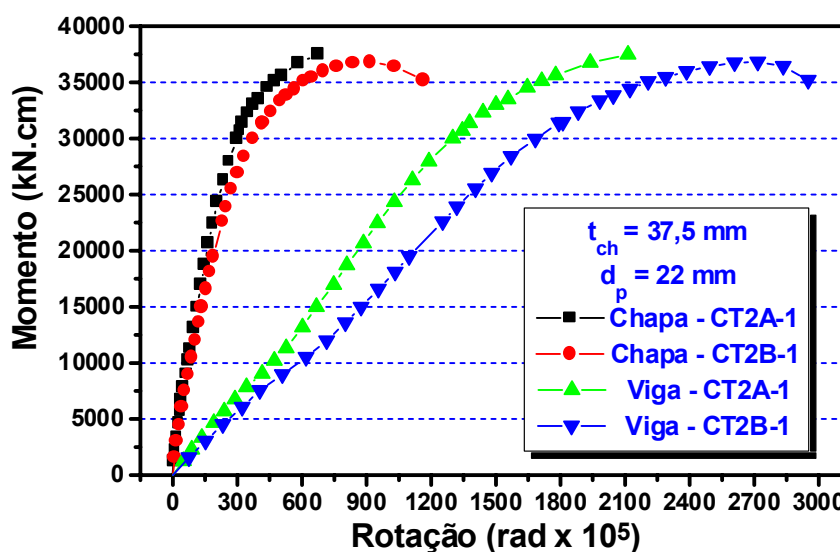


Figura 8.99 – Rotações da chapa e da viga (CT2A-1 e CT2B-1)

Novamente observou-se uma grande discrepância entre os valores das rotações, em função da utilização da distância entre os planos médios das mesas da viga.

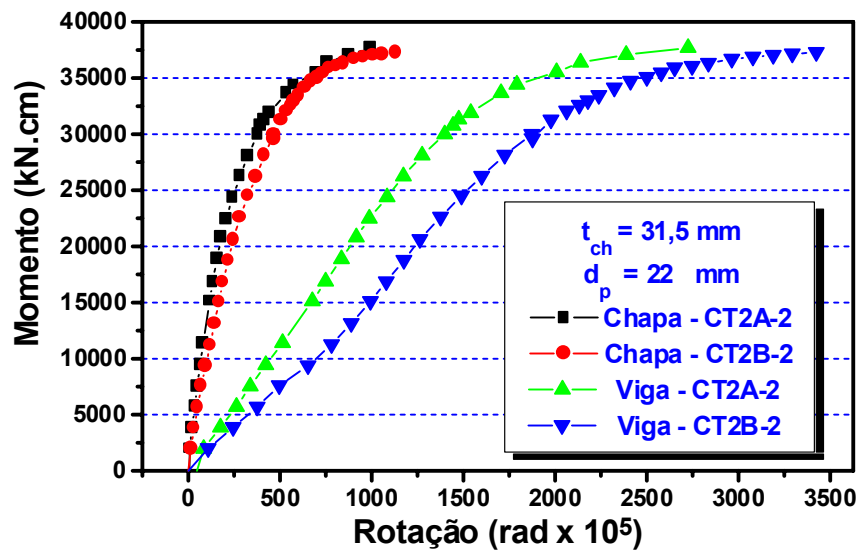


Figura 8.100 – Rotações da chapa e da viga (CT2A-2 e CT2B-2)

A diferença verificada em relação aos protótipos do grupo 1, como mostrado nas figuras 8.101 e 8.102, é que existe variação das relações entre os deslocamentos verticais e as distâncias aos apoios, demonstrando ocorrer rotação relativa entre a viga e a chapa de topo.

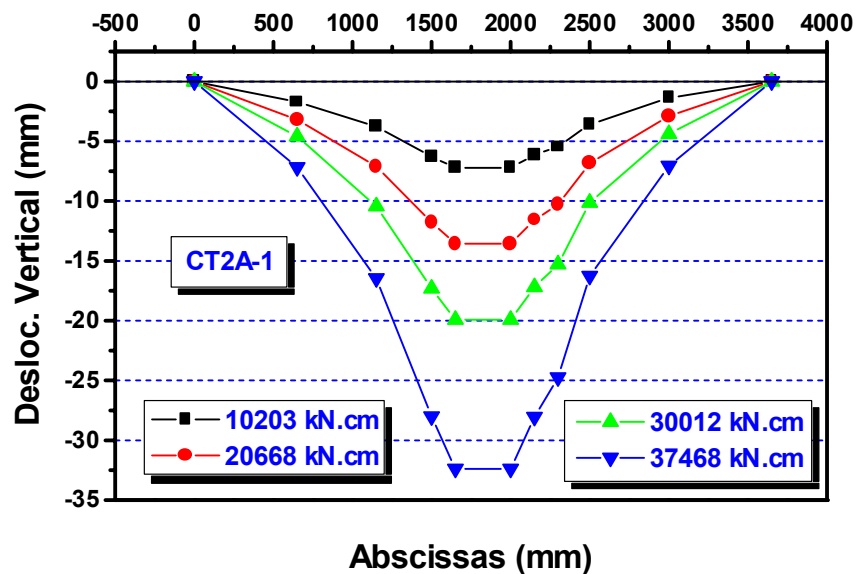


Figura 8.101 – Deslocamentos verticais dos pontos instrumentados (CT2A-1)

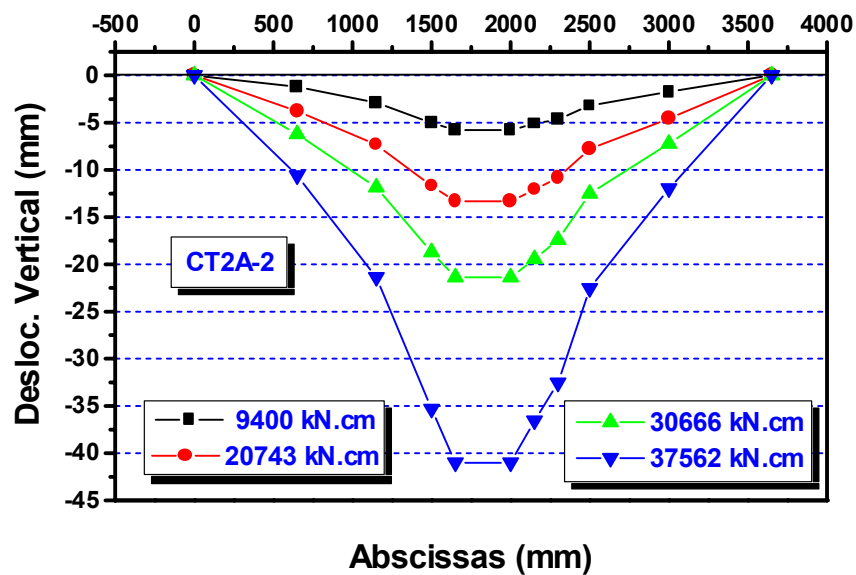


Figura 8.102 – Deslocamentos verticais dos pontos instrumentados (CT2A-2)

Infelizmente o dispositivo idealizado para medir a rotação da viga em relação à chapa de topo não funcionou a contento, impedindo uma avaliação direta deste parâmetro.

Este dispositivo, já mostrado na figura 7.10, era composto de duas hastes metálicas, em forma de “T”, soldadas à alma da viga e instrumentadas através de dois transdutores de deslocamento para medição dos deslocamentos verticais.

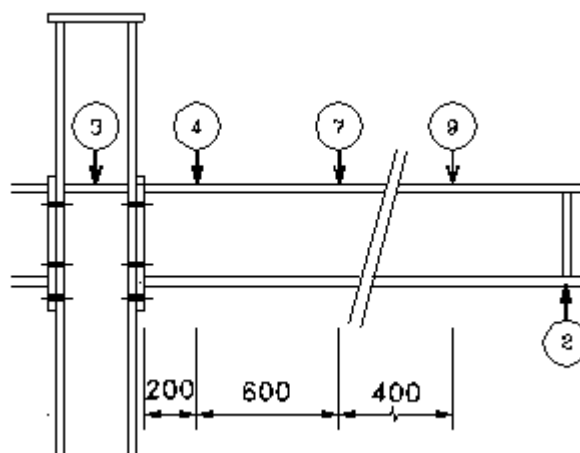


Figura 8.103 – Posicionamento dos transdutores de deslocamento para os protótipos do grupo 2

Através da diferença dos deslocamentos verticais, esperava-se obter

a rotação da alma da viga mas, em virtude do deslocamento na direção axial da viga, os resultados obtidos mostraram-se desprovidos de significado.

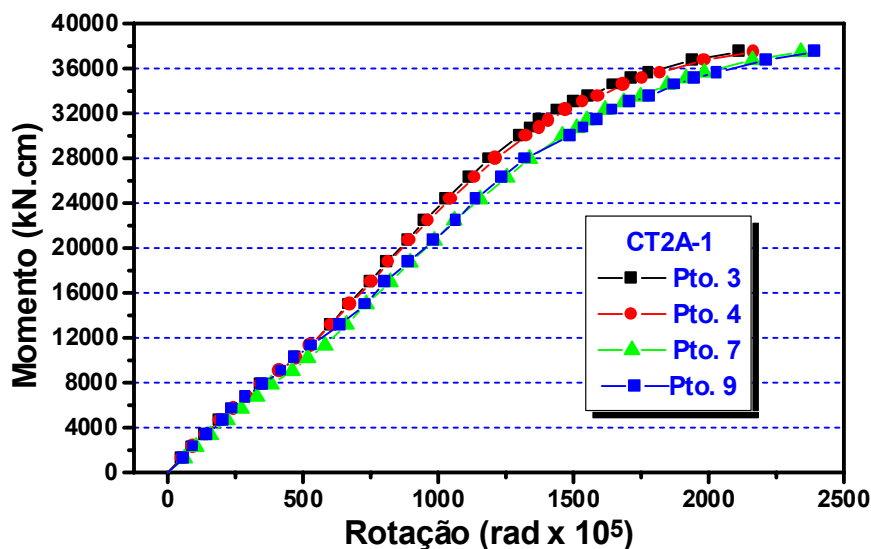


Figura 8.104 – Rotações nos apoios para o protótipo CT2A-1

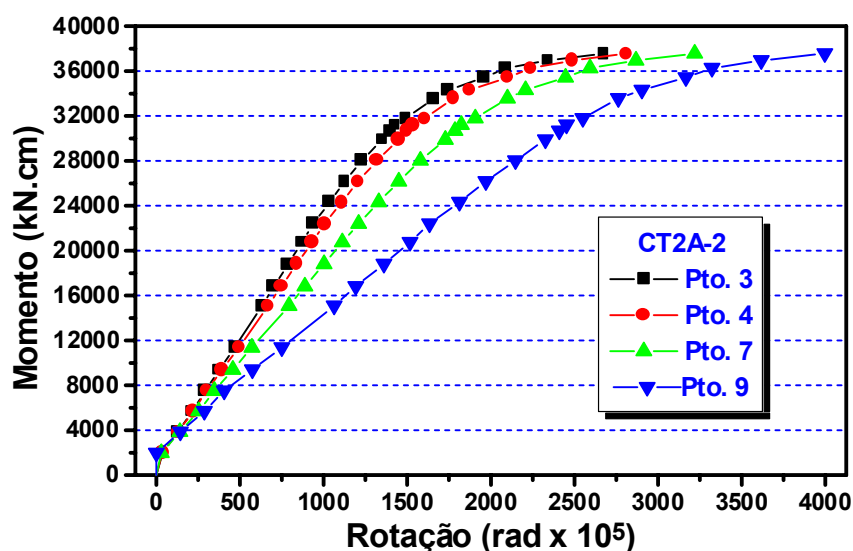


Figura 8.105 – Rotações nos apoios para o protótipo CT2A-2

A rotação da viga em relação à chapa de topo, de uma forma indireta, pode ser observada através da relação entre os deslocamentos verticais dos pontos instrumentados com transdutores de deslocamento e suas respectivas distâncias aos apoios, como mostrado nas figuras 8.104 e 8.105, respectivamente para os protótipos CT2A-1 e CT2A-2, de acordo com o

posicionamento dos transdutores mostrado na figura 8.103.

A comparação das figuras 8.104 e 8.105 mostra que a menor espessura da chapa de topo ($t_{ch} = 31,5$ mm para CT2A-2) conduz a maiores variações nas relações deslocamento vertical/distância ao apoio, sugerindo ainda uma possível influência da altura da viga, uma vez que, para os protótipos do grupo 1 tais relações mostraram-se praticamente independentes da espessura da chapa de topo.

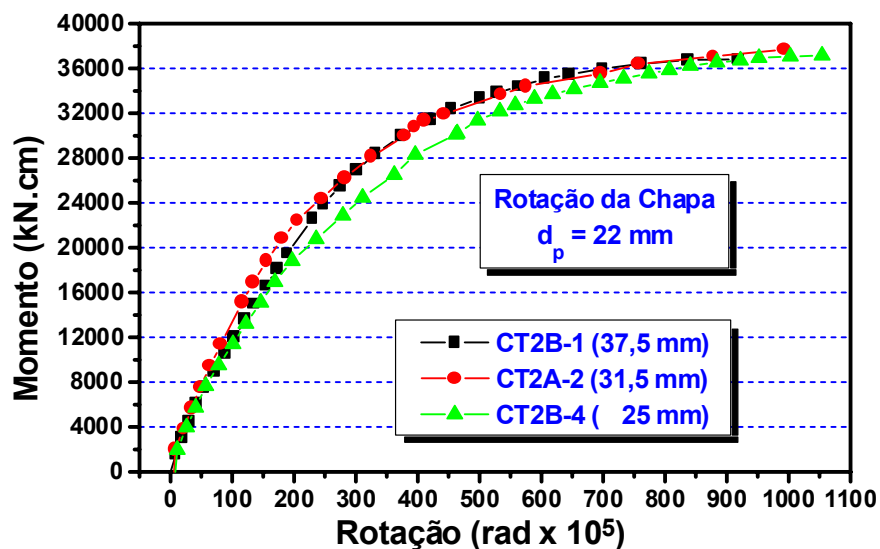


Figura 8.106 – Rotação da chapa de topo: Influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 22$ mm)

A análise das rotações apresentadas na figura 8.106 mostra que, para os protótipos com parafusos de 22 mm de diâmetro, a espessura da chapa de topo não exerce influência considerável (considerando-se as três espessuras empregadas), mas observa-se, na figura 8.107, uma grande variação para o caso de parafusos com 25 mm de diâmetro e chapa de topo com 22,4 mm de espessura, em relação às espessuras de 31,5 e 25 mm.

Portanto, os resultados experimentais obtidos para os protótipos do grupo 2, com parafusos de 22 mm de diâmetro, indicam praticamente o mesmo comportamento momento-rotação.

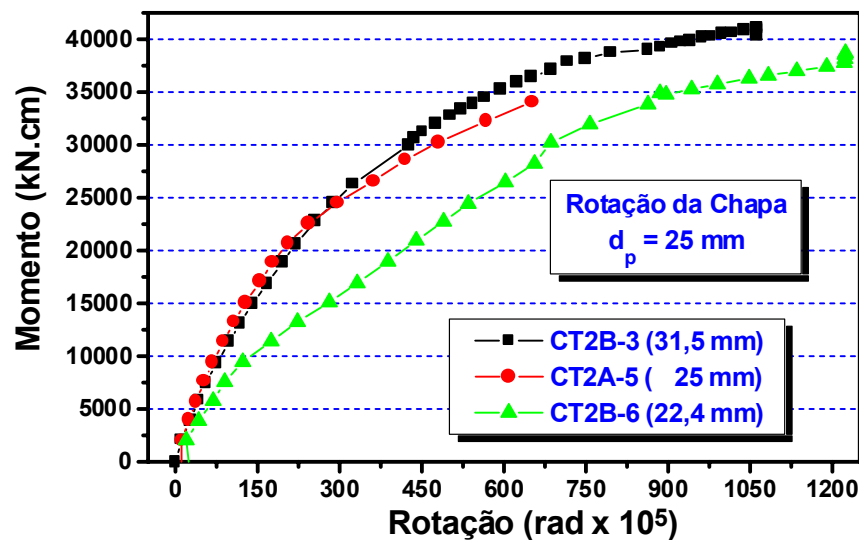


Figura 8.107 – Rotação da chapa de topo: Influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 25 \text{ mm}$)

Além disso, uma vez que os protótipos CT2A-1/B-1 e CT2A-2/B2 foram dimensionados, respectivamente através dos métodos propostos pelo MANUAL brasileiro (1988) e por KRISHNAMURTHY (1978b), os resultados apresentados na figura 8.106 sinalizam um possível conservadorismo de ambos os métodos, já que o comportamento dos protótipos citados é praticamente o mesmo apresentado pelo protótipo CT2B-4, também com parafusos de 22 mm de diâmetro mas cuja chapa de topo tem “apenas” 25 mm de espessura.

As figuras 8.108 e 8.109 apresentam a influência da espessura da chapa de topo no comportamento momento-rotação da chapa de topo para alguns dos protótipos ensaiados ($t_{ch} = 31,5 \text{ mm}$ e $t_{ch} = 25 \text{ mm}$).

Verifica-se, para os protótipos com chapa de topo de 31,5 mm de espessura (figura 8.108), que ligação é mais rígida quando são utilizados parafusos com 25 mm de diâmetro, tendo ocorrido ruptura de parafusos para um momento fletor na ligação do protótipo CT2B-2 ($d_p = 22 \text{ mm}$) equivalente a 91% do momento fletor máximo atingido para o protótipo CT2B-3 ($d_p = 25 \text{ mm}$), para o qual não ocorreu ruptura de parafusos.

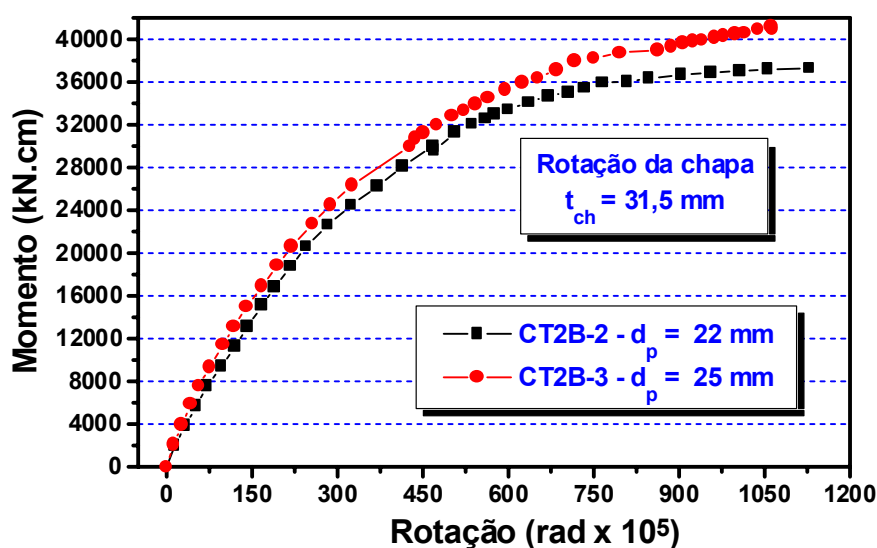


Figura 8.108 – Rotação da chapa de topo: Influência do diâmetro dos parafusos ($t_{ch} = 31,5$ mm)

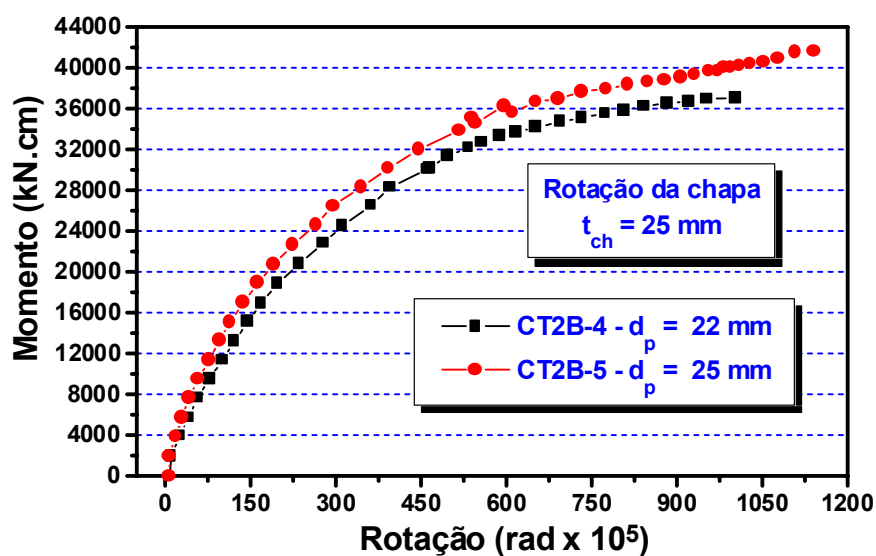


Figura 8.109 – Rotação da chapa de topo: Influência do diâmetro dos parafusos ($t_{ch} = 25$ mm)

Considerando-se a rotação da chapa de topo, observa-se que o valor máximo obtido para o protótipo CT2B-2, correspondente à etapa de carregamento imediatamente anterior à ruptura dos parafusos, foi 6% maior à máxima rotação obtida para o protótipo CT2B-4.

Para os protótipos com chapa de topo com 25 mm de espessura,

cujos resultados são apresentados na figura 8.109, ocorreu ruptura de parafusos no protótipo CT2B-4 ($d_p = 22\text{mm}$), observando-se que para a mesma rotação, o momento fletor resistido pelo protótipo CT2B-5 ($d_p = 25\text{ mm}$) foi 9% superior, chegando a um valor, ao término do ensaio e sem apresentar ruptura de parafusos, 12% acima daquele que produziu a ruptura dos parafusos de menor diâmetro.

Por outro lado, para o momento fletor verificado imediatamente antes da ruptura dos parafusos (37155 kN.cm, para o protótipo CT2B-4) a rotação da chapa de topo obtida foi 33% menor no protótipo CT2B-5 ($d_p = 25\text{ mm}$).

Os resultados apresentados nas figuras 8.106 e 8.109 reforçam a idéia de uma “combinação ideal” diâmetro do parafuso/espessura da chapa de topo, podendo-se afirmar, a partir dos resultados experimentais disponíveis, que para as vigas do grupo 2 (VS 350 x 58), aparentemente, o melhor desempenho seja obtido com o par $d_p = 25\text{ mm}$ e $t_{ch} = 25\text{ mm}$ (protótipos CT2A-5/B-5).

A relação entre os deslocamentos verticais máximos e o vão dos protótipos ($\Delta_{\max} / L = 333 \times 10^{-5}$), considerados como vigas biapoiadas, é atendida apenas para os protótipos com $d_p = 25\text{ mm}$ (exceto para os protótipos CT2A-6/B-6, com $t_{ch} = 22,4\text{ mm}$) e para os protótipos CT2A-1/B-1, com $d_p = 22\text{ mm}$ e $t_{ch} = 37,5\text{ mm}$), o que reforça a conclusão sobre o melhor comportamento estrutural dos protótipos CT2A-5/B-5.

8.3.2.4 – Deformações nas mesas das vigas

Analogamente ao caso dos protótipos do grupo 1, também para os protótipos do grupo 2 (VS 350 x 58) verificou-se diferenças significativas nas deformações indicadas pelos extensômetros colocados nas mesas superior e inferior das vigas, em uma seção distante $H/2$ da face da chapa de topo.

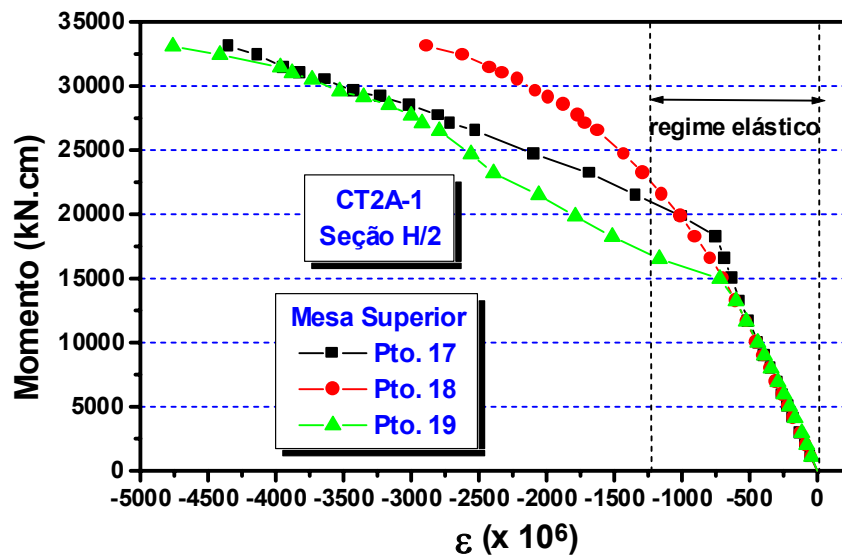


Figura 8.110 – Deformações na mesa superior, seção H/2 (CT2A-1)

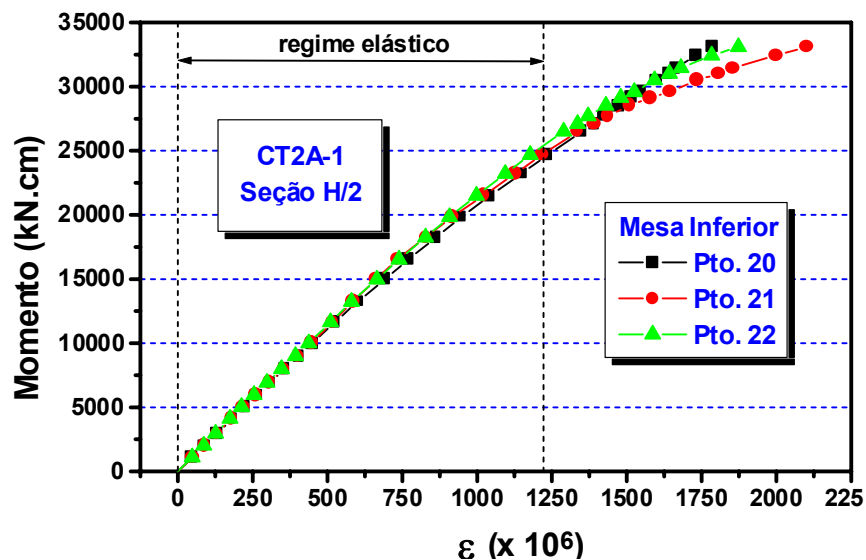


Figura 8.111 – Deformações na mesa inferior, seção H/2 (CT2A-1)

A título de exemplo, as figuras 8.110 e 8.111 apresentam, respectivamente para as mesas superior e inferior, as deformações obtidas para os extensômetros colocados na seção H/2, sendo cabíveis as mesmas observações apresentadas anteriormente para os resultados obtidos para os protótipos do grupo 1.

Nas figuras 8.112 e 8.113 são apresentadas as comparações entre as deformações médias obtidas nas mesas da seção H/2, respectivamente para os protótipos CT2A-1 e CT2A-2.

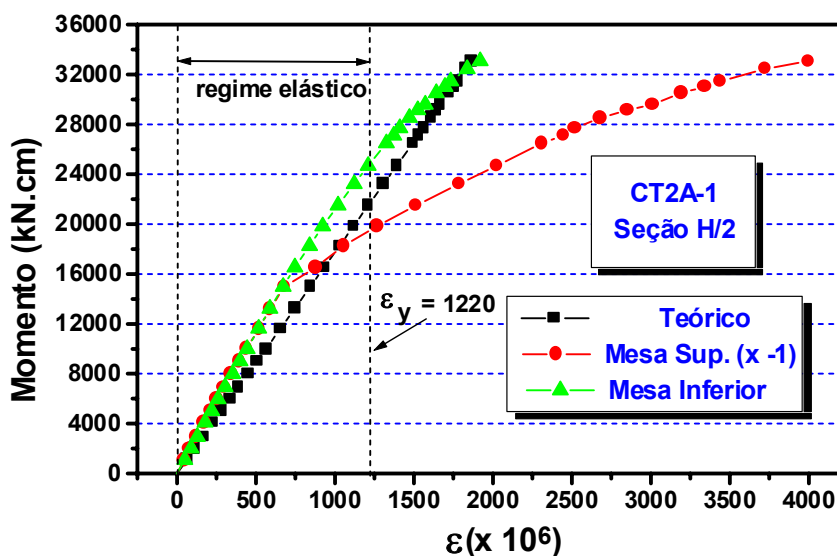


Figura 8.112 – Deformações médias nas mesas (CT2A-1)

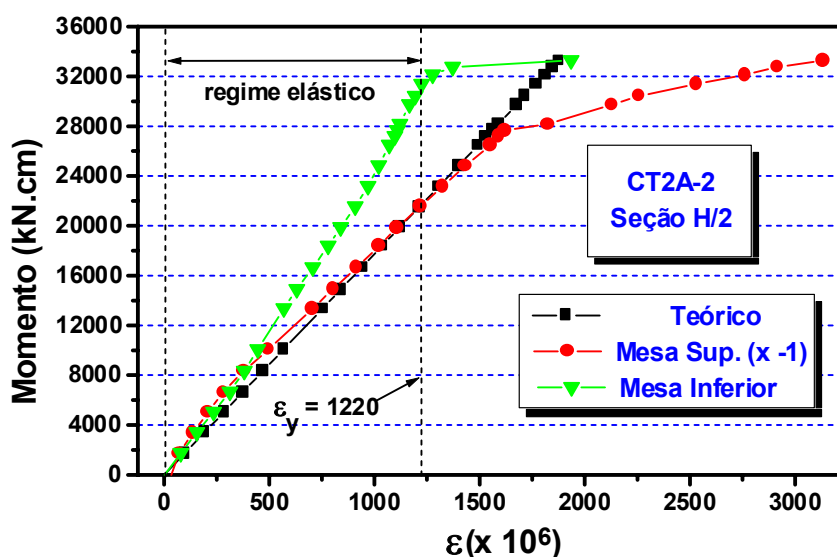


Figura 8.113 – Deformações médias nas mesas (CT2A-2)

Os ensaios de caracterização para as chapas de 16 mm de espessura, utilizadas para as mesas dos perfis do grupo 2 forneceram o valor de 290 MPa para a tensão limite de escoamento, correspondendo a deformação específica média igual a 1414 $\mu\epsilon$, considerando-se o valor de 2050000 MPa para o módulo de elasticidade longitudinal do aço (E).

Adotando-se o mesmo procedimento utilizado para os protótipos do grupo 1, determinou-se os valores do parâmetro M/ϵ , através de um ajuste

linear dos resultados experimentais obtidos para as deformações médias nas mesas das vigas, com valores inferiores a $1414 \mu\epsilon$.

A força teórica F_t que, atuando nas mesas, produziria tensões uniformes iguais ao limite de escoamento, seria dada por

$$F_t = E A_f \epsilon = 20500 \times 17 \times 1,6 \times 1414 \times 10^{-6} = 788 \text{ kN}$$

que corresponderia a um momento teórico igual a

$$M_t = F(H - t_f) = 788 \times (35 - 1,6) = 27107 \text{ kN.cm}$$

Tabela 8.2 – Forças nas mesas das vigas (Grupo 2)

Protótipo	Mesa comprimida			Mesa tracionada		
	M/ε (x10 ⁶)	F (kN)	F/F _t (%)	M/ε (x10 ⁶)	F (kN)	F/F _t (%)
CT2A-1/B-1	21,21	692	88	23,97	612	78
CT2A-2/B-2	22,19	661	84	25,65	572	72
CT2A-3/B-3	22,76	645	82	22,11	664	84
CT2A-4/B-4	23,86	615	78	23,89	614	78
CT2A-5/B5	24,34	603	76	23,65	621	79
CT2A-6/B-6	22,67	647	82	22,64	648	82

O valor da deformação específica média verificada experimentalmente para as mesas e o valor das forças F (efetivamente atuantes nas mesas dos protótipos) são obtidos através dos valores da relação M/ε apresentados na tabela 8.2, bem como a relação entre estes valores e o valor obtido segundo a hipótese teórica (F_t).

Constata-se, pelos resultados apresentados, que o esforço transmitido pela mesa comprimida somente é maior que o transmitido pela mesa tracionada para os pares de protótipos CT2A-1/B-1 e CT2A-2/B2, apresentando-se com o mesmo valor para os pares CT2A-4/B-4 e CT2A-

6/B-6, enquanto para os pares CT2A-3/B-3 e CT2A5-B-5 o esforço transmitido por tração apresentou valor apenas 3% superior ao do transmitido por compressão.

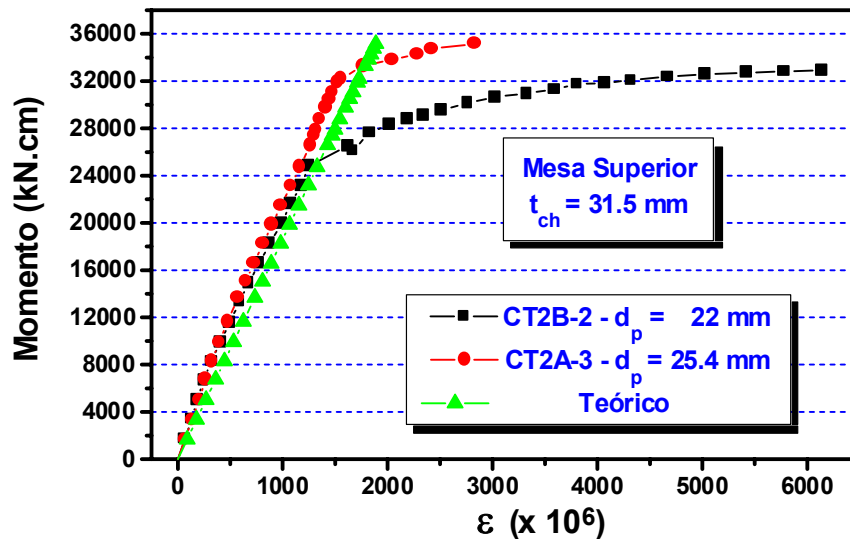


Figura 8.114 – Deformações na mesa comprimida: influência do diâmetro dos parafusos ($t_{ch} = 31,5$ mm)

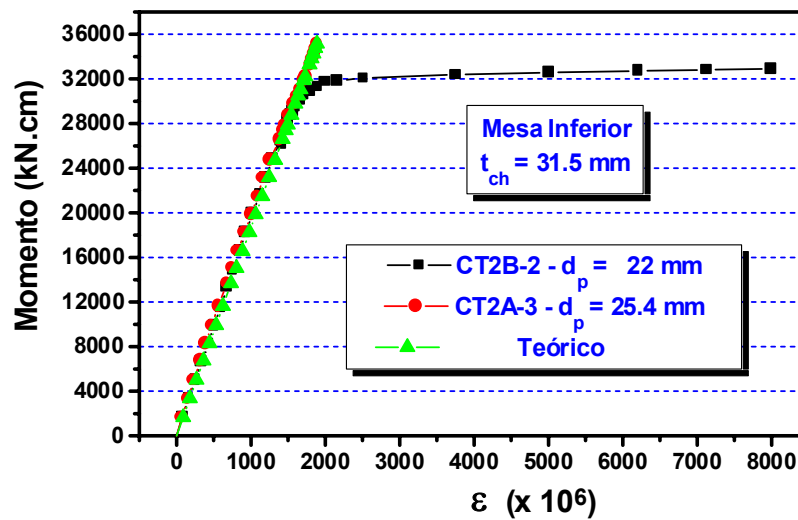


Figura 8.115 – Deformações na mesa tracionada: influência do diâmetro dos parafusos ($t_{ch} = 31,5$ mm)

Nas figuras 8.114 e 8.115 são apresentados gráficos comparativos entre as deformações teóricas e as deformações médias, verificadas experimentalmente para a seção distante $H/2$ da face da chapa de topo, respectivamente para as mesas superior e inferior dos protótipos com chapa

de topo com 31,5 mm de espessura, observando-se a maior proximidade do comportamento experimental da mesa tracionada, em relação ao teoricamente previsto, principalmente para o protótipo CT2A-3 ($d_p = 25$ mm).

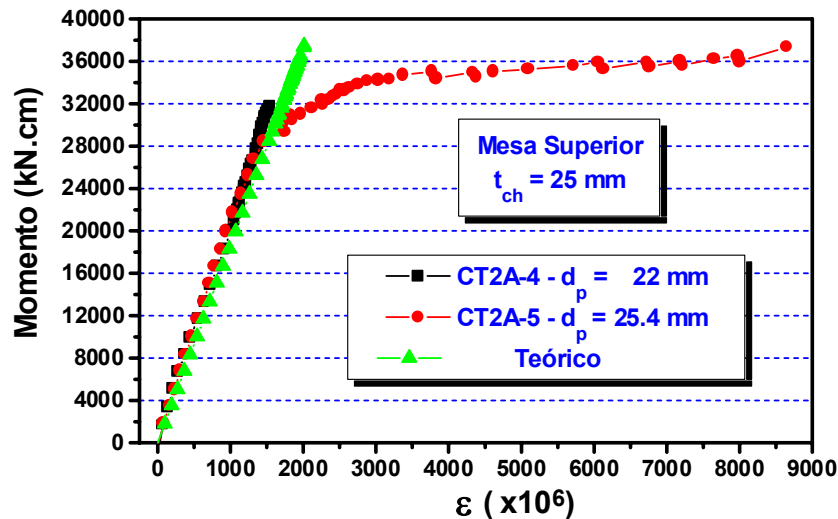


Figura 8.116 – Deformações na mesa comprimida: influência do diâmetro dos parafusos ($t_{ch} = 25$ mm – Grupo 2)

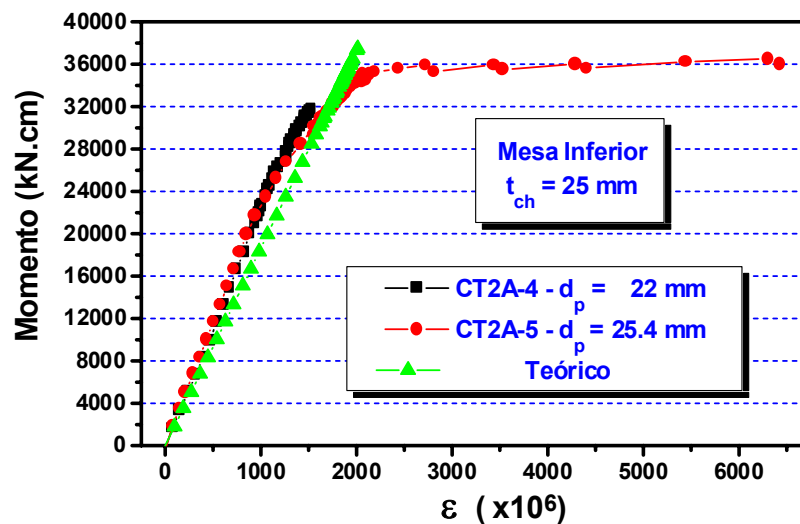


Figura 8.117 – Deformações na mesa tracionada: influência do diâmetro dos parafusos ($t_{ch} = 25$ mm – Grupo 2)

Gráficos similares aos anteriores são apresentados nas figuras 8.116 e 8.117, para os protótipos com chapa de topo com 25 mm de espessura, verificando-se, para os diâmetros de parafusos utilizados, uma grande semelhança entre o comportamento das mesas tracionadas e comprimidas

($M \leq 32000 \text{ kN.cm}$), como já havia sido evidenciado através dos valores apresentados na tabela 8.2, em termos de transmissão do binário equivalente ao momento fletor.

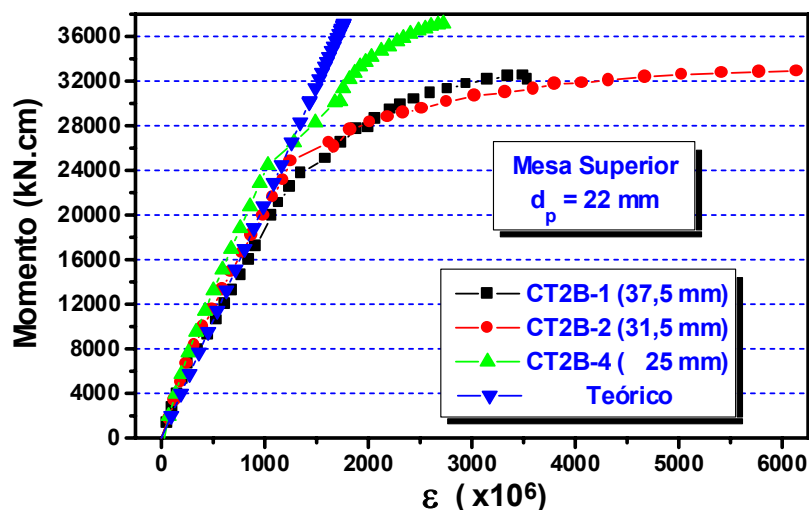


Figura 8.118 – Deformações na mesa comprimida: influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 22 \text{ mm}$)

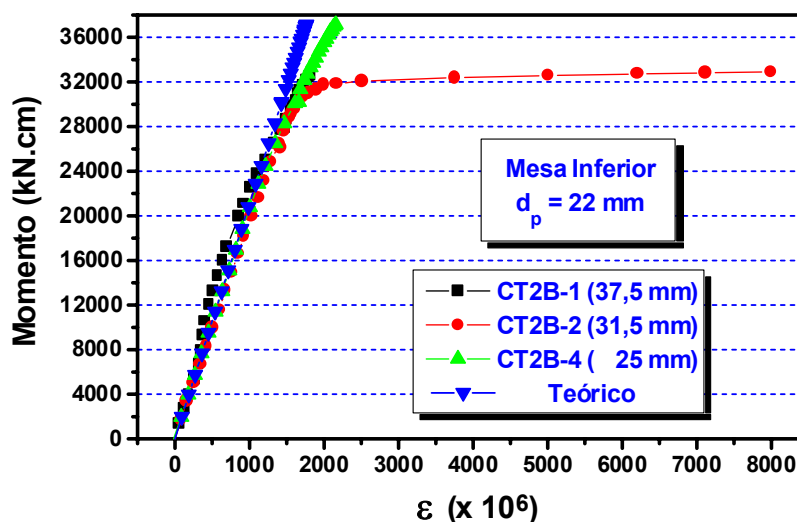


Figura 8.119 – Deformações na mesa tracionada: influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 22 \text{ mm}$)

Para avaliação da influência do diâmetro dos parafusos, as figuras 8.118 e 8.119 apresentam, respectivamente para as mesas comprimida e tracionada, as variações das tensões para os protótipos com parafusos de 22 mm de diâmetro.

Novamente, para o protótipo com $t_{ch} = 25$ mm (CT2B-4), o comportamento é muito mais próximo do teórico que o dos demais protótipos com $d_p = 22$ mm.

Em relação à influência da espessura da chapa de topo, para protótipos com parafusos de 25 mm de diâmetro, o resultado a ser destacado, a partir dos gráficos apresentados nas figuras 8.120 e 121, refere-se ao protótipo com chapa de topo de 22,4 mm de espessura que apresenta um razoável desvio no valor das deformações na mesa comprimida, para momentos fletores superiores a 24000 kN.cm (aproximadamente 85% do momento fletor nominal de plastificação total da seção transversal), embora apresente um comportamento, na mesa tracionada, bem próximo ao do protótipo com chapa de 25 mm de espessura.

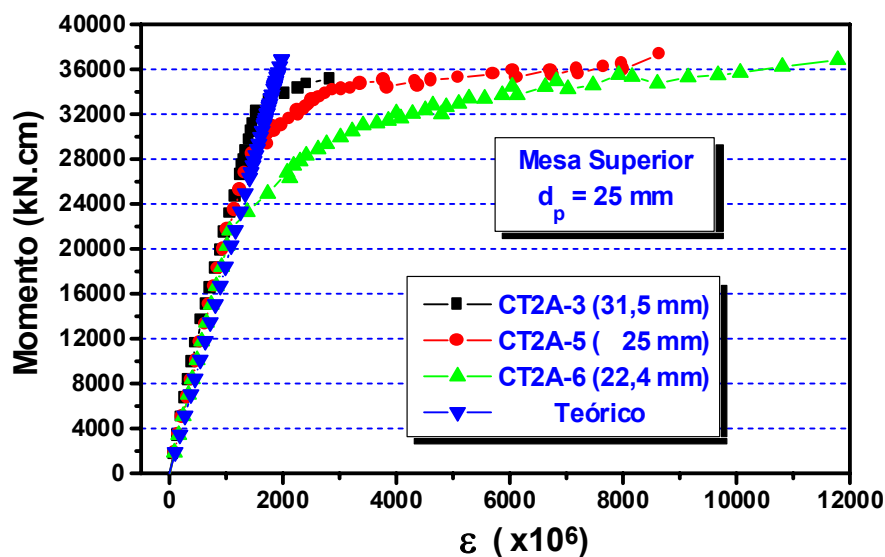


Figura 8.120 – Deformações na mesa comprimida: influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 25$ mm)

Analisando-se os resultados obtidos, verifica-se que, a exemplo do caso dos protótipos do grupo 1, é bastante complexa a influência conjunta do diâmetro dos parafusos e da espessura da chapa de topo na distribuição das deformações (e, por extensão, das tensões nas mesas das vigas).

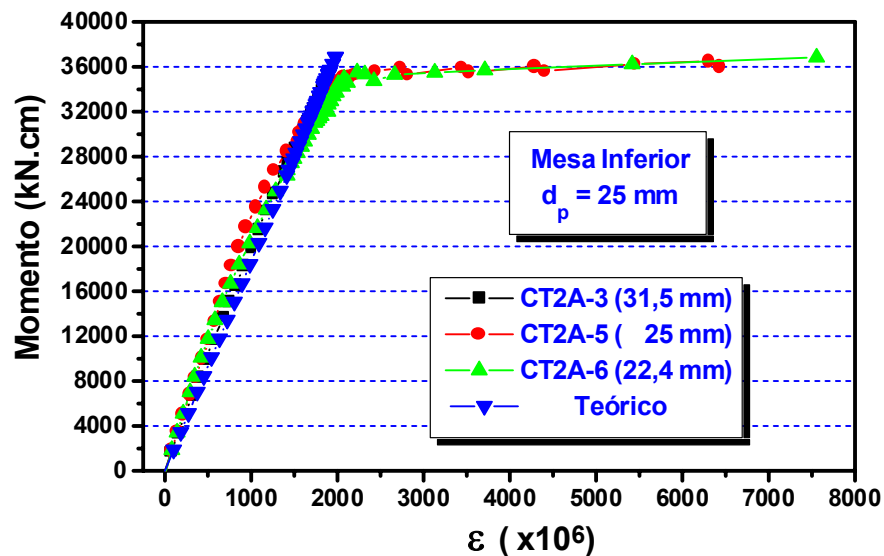


Figura 8.121 – Deformações na mesa tracionada: influência da espessura da chapa de topo ($d_p = 25 \text{ mm}$)

Entretanto, a relação entre os esforços transmitidos pelas mesas comprimida e tracionada mostra-se sensivelmente diferente da relação obtida para os protótipos do grupo 1, o que sugere haver influência também da altura da viga (ou da relação entre a área das mesas e a área da alma, para vigas com alma de mesma espessura).

A particularidade observada no caso dos protótipos do grupo 2 é que, para o caso de parafusos de 22 mm de diâmetro, os resultados mostrados na tabela 8.2 mostram diminuição do esforço transmitido pela mesa comprimida em função da redução da espessura da chapa de topo, enquanto o esforço de tração sofre uma redução (7% para t_{ch} mudando de 37,5 mm para 31,5 mm) e um acréscimo (7% para t_{ch} mudando de 31,5 para 25 mm).

Para os protótipos com parafusos de 25 mm, tanto o esforço de tração quanto o de compressão sofrem oscilações (redução e acréscimo) quando a espessura da chapa de topo muda de 31,5 mm para 25 mm e deste último valor para 22,5 mm.

Outra constatação relativa à transmissão dos esforços através das mesas das vigas dos protótipos do grupo 2 é que, para as combinações entre diâmetros de parafusos e espessuras de chapa de topo adotadas, a

média entre os valores das forças de tração e compressão apresentados na tabela 8.2 equivale a 78% da força teórica para os pares de protótipos Ct2A-2/B-2 ($d_p = 22$ mm e $t_{ch} = 31,5$ mm), CT2A-3/B-3 ($d_p = 25$ mm e $t_{ch} = 31,5$ mm) e CT2A-6/B-6 ($d_p = 25$ mm e $t_{ch} = 22,4$ mm), subindo para aproximadamente 82 % do valor teórico para os demais protótipos.

8.3.2.5 – Deformações na alma das vigas

Nos protótipos do grupo 2 foi utilizada a mesma instrumentação apresentada na figura 8.60 para a alma das vigas na seção distante $H/2$ da face da chapa de topo, exceto quanto ao posicionamento da roseta 1, como mostrado na figura 8.122, colocada a uma distância de 79,5 mm $[(H - 2t_f)/4]$ da face inferior da mesa comprimida.

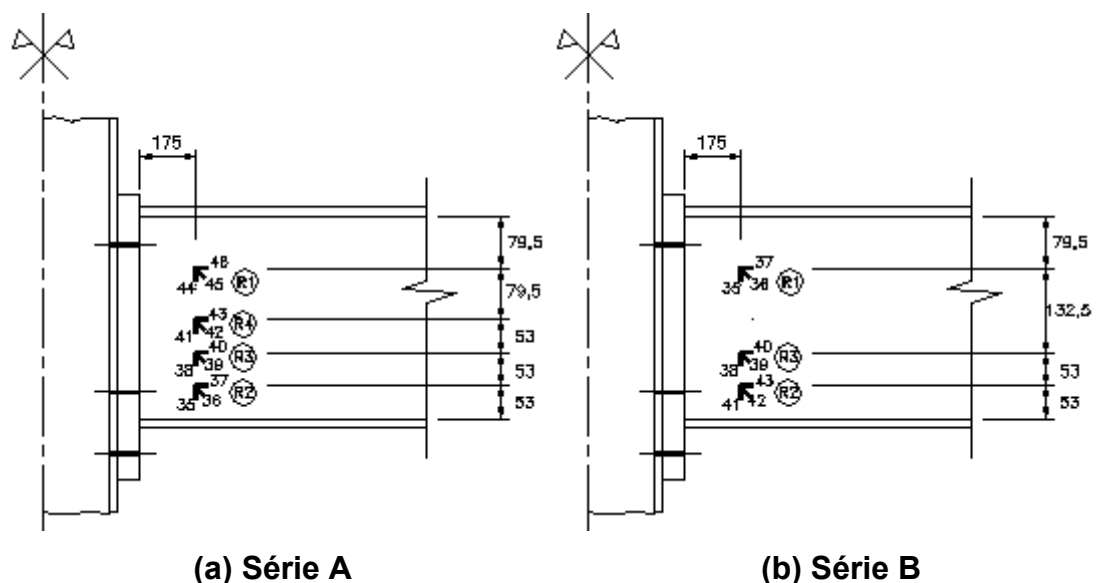


Figura 8.122 – Rosetas na alma das vigas Grupo 2

Analogamente aos resultados obtidos para os protótipos do grupo 1, verifica-se que as deformações longitudinais na roseta 4, situada sobre a linha neutra teórica (altura média da seção transversal da viga), não são nulas, como demonstrado pelos gráficos apresentados nas figuras 8.123 e 8.124, respectivamente para os protótipos CT2A-1 e CT2A-2.

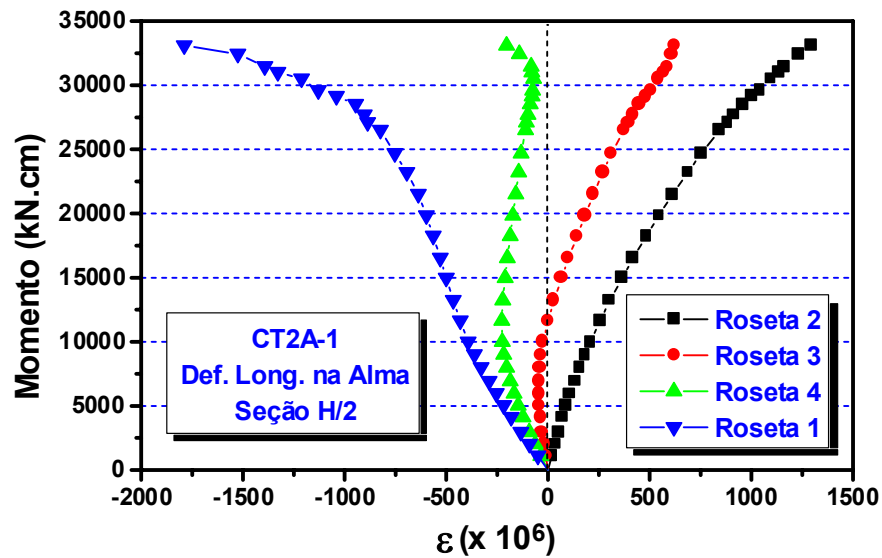


Figura 8.123 – Deformações longitudinais na alma (CT2A-1)

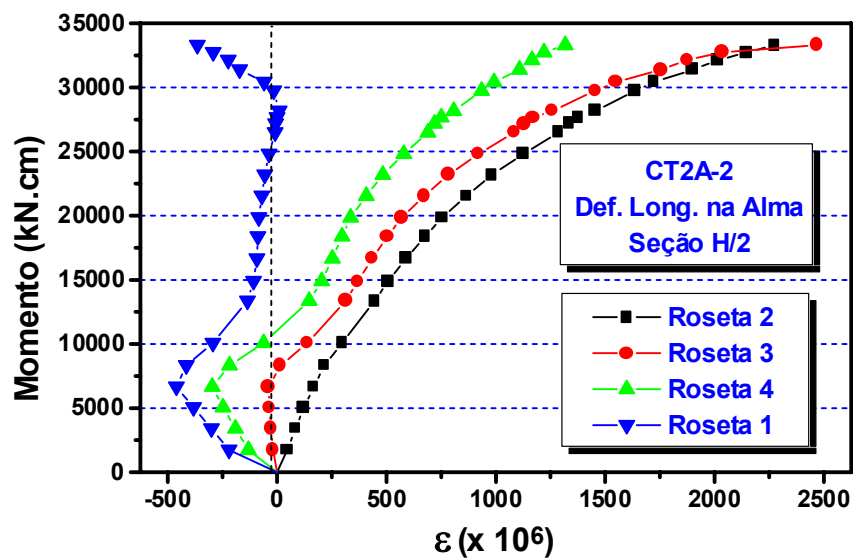


Figura 8.124 – Deformações longitudinais na alma (CT2A-2)

A principal diferença entre os resultados obtidos para os protótipos dos dois grupos é que as deformações longitudinais na roseta 4, para o protótipo com maior espessura de chapa de topo (CT2A-1 – $t_{ch} = 37,5$ mm), são sempre negativas (compressão), apresentando somente valores positivos para os protótipos com chapas de topo menos espessas ($t_{ch} = 25$ mm ou $t_{ch} = 22,4$ mm), como mostrado na figura 8.125, para o protótipo CT2A-6.

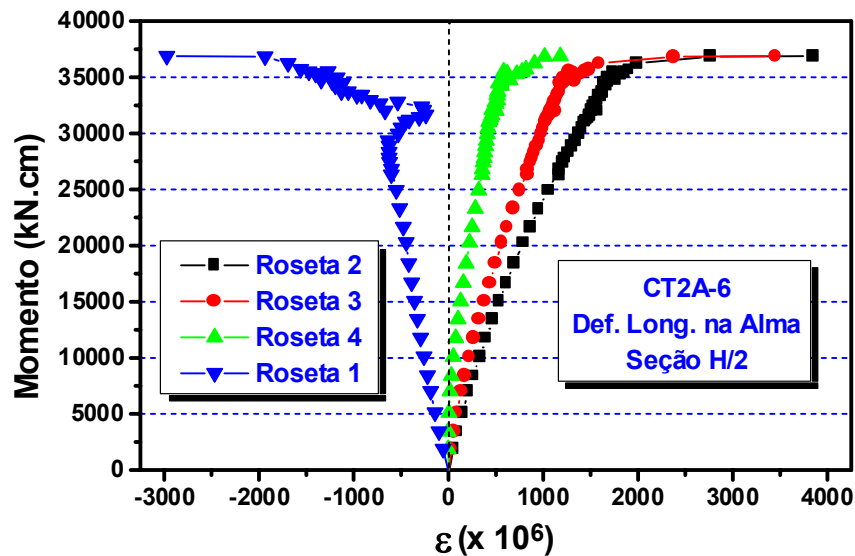


Figura 8.125 – Deformações longitudinais na alma (CT2A-6)

Observa-se, ainda, para os protótipos com chapas de topo mais espessas (CT2A-1 e CT2A-2) que as deformações longitudinais, até determinados valores do momento fletor na seção transversal considerada, são nulas para a roseta 3.

As figuras 8.126 e 8.127 apresentam, respectivamente para os protótipos com parafusos de 22 e 25 mm de diâmetro, a influência da espessura da chapa de topo na variação da deformação longitudinal na roseta 4, observando-se sensível influência da espessura para o primeiro caso ($d_p = 22$ mm) e que, no segundo caso ($d_p = 25$ mm), os resultados são praticamente iguais para chapas de topo com 22,4 ou 25 mm de espessura, exceto para momentos fletores superiores a 32000 kN.cm (figura 8.127).

Ainda em relação à figura 8.126, verifica-se que as deformações longitudinais na roseta 4 são sempre negativas para chapas de topo com 31,5 mm de espessura, indicando que a linha neutra situa-se a uma distância inferior a $H/2$ da face externa da mesa tracionada, verificando-se também que estas deformações tornam-se positivas para chapas de topo menos espessas, considerando-se o mesmo diâmetro dos parafusos ($d_p = 25$ mm).

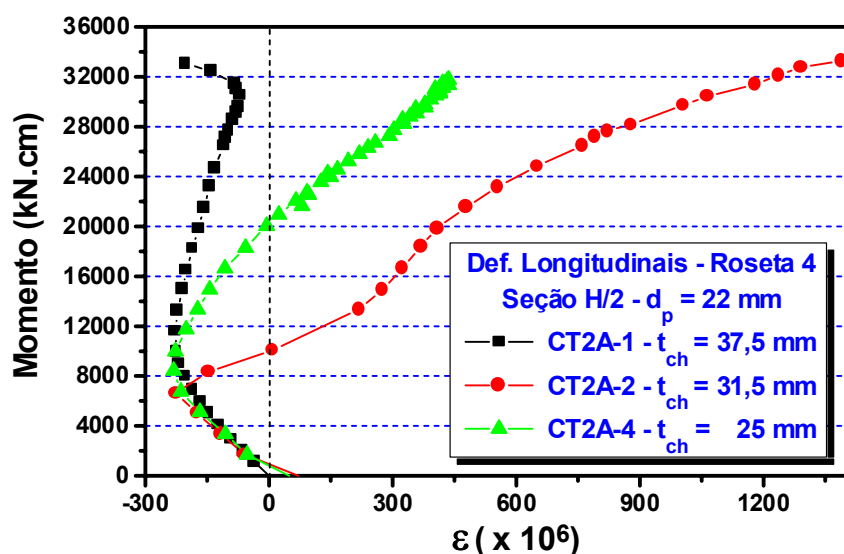


Figura 8.126 – Influência da espessura da chapa de topo na deformação no eixo longitudinal da viga ($d_p = 22$ mm)

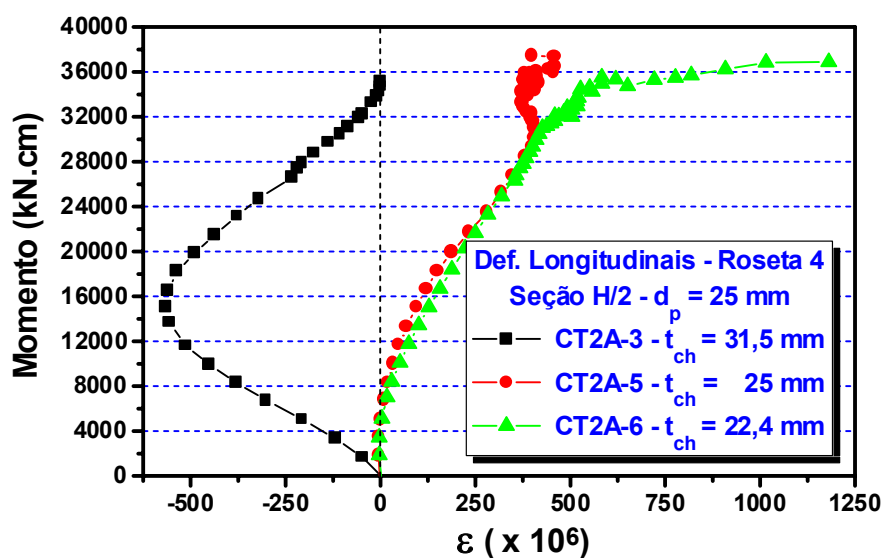


Figura 8.127 – Influência da espessura da chapa de topo na deformação no eixo longitudinal da viga ($d_p = 25$ mm)

Analogamente ao que foi observado para os protótipos do grupo 1, as deformações longitudinais na roseta 1, situada a uma distância $(H - 2t_f)/4$ da face interna da mesa comprimida, praticamente não sofreram influência significativa da espessura da chapa de topo, para os protótipos com parafusos de maior diâmetro, exceto para valores elevados do momento fletor na seção transversal considerada.

Esta situação está representada no gráfico da figura 8.128,

observando-se que, para momentos fletores superiores a 24000 kN.cm, as deformações longitudinais não guardam qualquer relação com a espessura da chapa de topo, ou seja, para um mesmo valor do momento fletor as deformações longitudinais no protótipo CT2B-4 ($t_{ch} = 22,4$ mm) são superiores às deformações no protótipo CT2B-2 ($t_{ch} = 25$ mm) e inferiores às deformações observadas no protótipo CT2B-1 ($t_{ch} = 31,5$ mm).

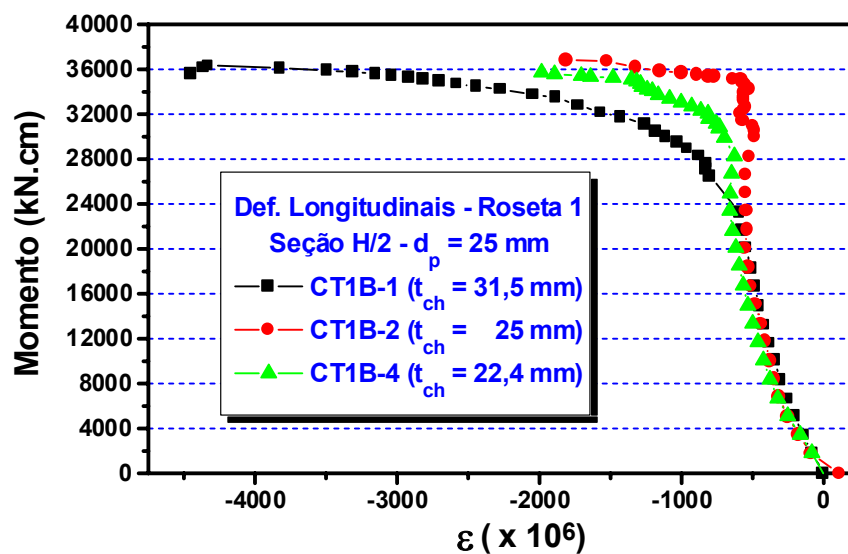


Figura 8.128 – Influência da espessura da chapa de topo nas deformações longitudinais na roseta 1 ($d_p = 25$ mm)

A variação das deformações longitudinais ao longo da altura da alma das vigas, juntamente com as deformações médias nas mesas, é apresentada nas figuras 8.129 a 8.131, respectivamente para os protótipos CT2A-1, CT2A-2 e CT2A-6, considerando-se apenas alguns valores do momento fletor que solicita a seção H/2.

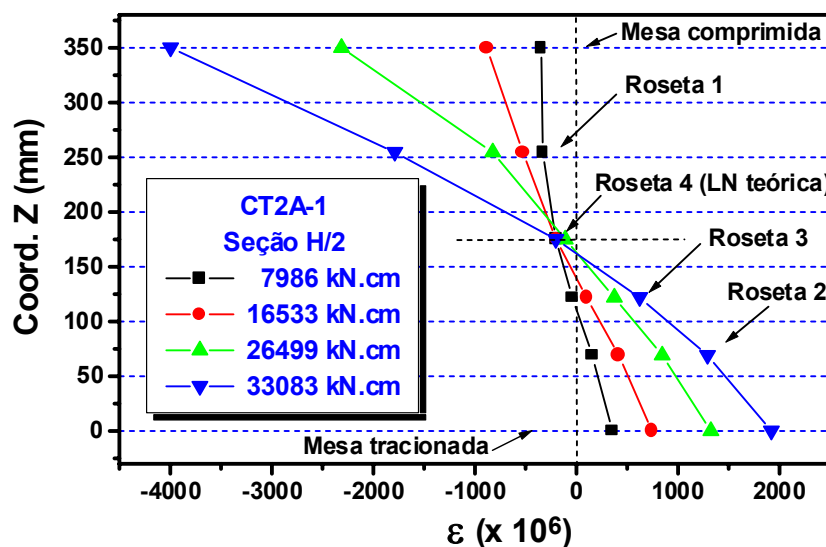


Figura 8.129 – Deformações longitudinais na seção H/2 (CT2A-1)

Para o protótipo CT2A-1, as deformações longitudinais máximas na roseta 4 foram da ordem de 200×10^{-6} , o que pode ser considerado desprezível, repetindo o resultado obtido para a ligação teoricamente mais rígida do grupo 1 (CT1A-1).

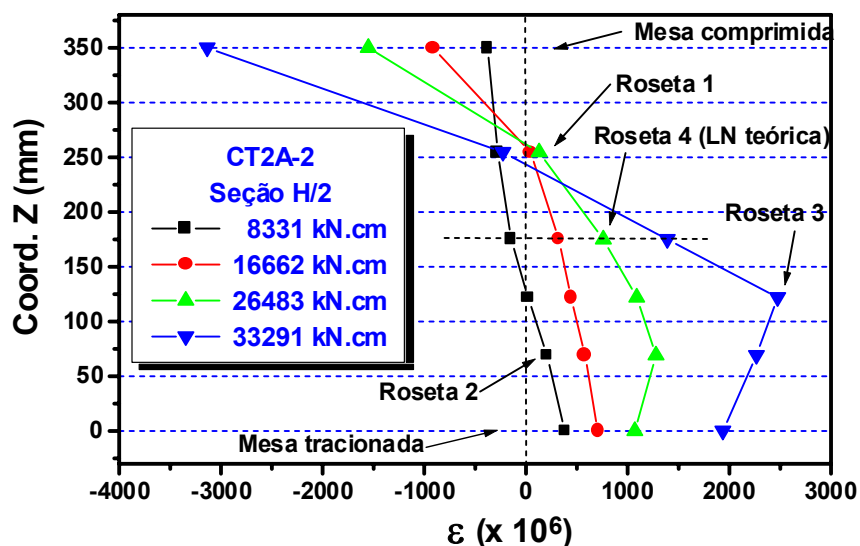


Figura 8.130 – Deformações longitudinais na seção H/2 (CT2A-2)

Os resultados obtidos para o protótipo CT2A-2 (figura 8.130) poderiam indicar uma tendência de deslocamento da linha neutra, em direção à mesa comprimida, mas esta tendência não foi confirmada pelos

resultados obtidos para o protótipo CT2B-2, cujo comportamento em relação às tensões longitudinais na seção H/2 aproxima-se mais do apresentado pelo protótipo CT2A-1.

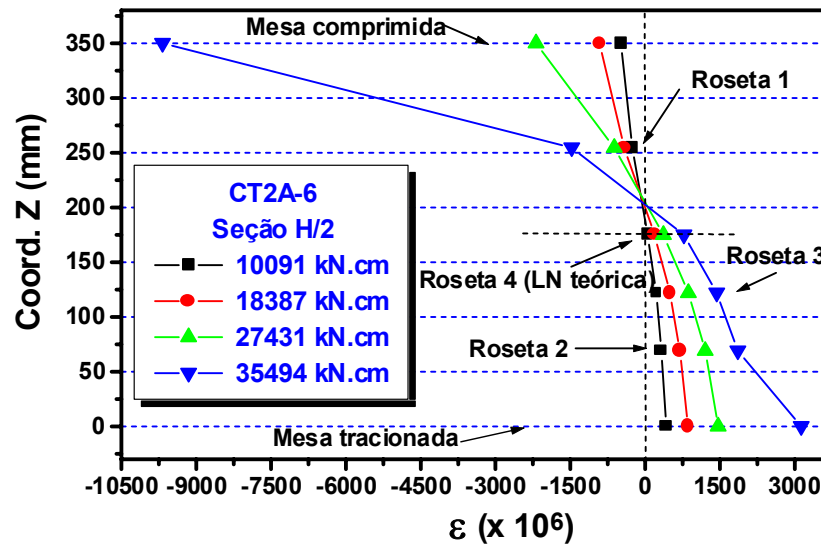


Figura 8.131 – Deformações longitudinais na seção H/2 (CT2A-6)

Para o protótipo CT2A-6, com menor espessura de chapa de topo ($t_{ch} = 22,4$ mm), a exemplo dos resultados apresentados pelo correspondente protótipo do grupo 1, as deformações longitudinais na roseta 4 são muito pequenas, exceto para momentos fletores que excedem o momento nominal teórico de plastificação total da seção transversal em mais de 20%.

8.3.2.6 – Deformações na chapa de topo

Também para os protótipos do grupo 2 foram utilizadas rosetas em uma das chapas de topo, de acordo com a esquematização apresentada na figura 8.72.

As deformações obtidas para a chapa de topo do protótipo CT2A-1 ($d_p = 22$ mm e $t_{ch} = 37,5$ mm), nas direções Y e Z, são mostradas nas figuras 8.132 e 8.133, respectivamente.

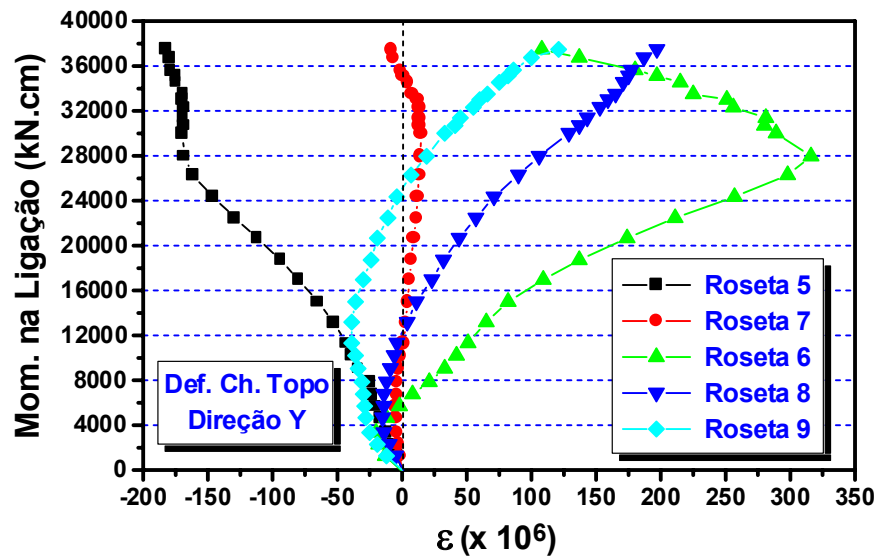


Figura 8.132 – Chapa de topo: deformações na direção Y (CT2A-1)

Na figura 8.132 observa-se, como no caso do grupo 1, uma grande diferença entre a região interna às mesas da viga (rosetas 7, 8 e 9) e a região externa (rosetas 5 e 6), em termos de deformações na direção Y (paralela às linhas de parafusos), como pode ser verificado analisando-se as deformações nas rosetas 6 e 8 e nas rosetas 5 e 7.

Entretanto, exceto pela diminuição das deformações na roseta 6, para momentos fletores elevados, o comportamento é bastante similar ao obtido para o protótipo com chapa de topo mais espessa entre os protótipos do grupo 1 (CT1A-1).

Para as deformações na direção Z, ao contrário do observado para o protótipo CT1A-1, a figura 8.133 demonstra que a situação na região interna às mesas da viga (rosetas 7, 8 e 9) é de solicitação à flexão praticamente nula, contrastando com a maior deformação verificada na roseta 6, para momentos fletores superiores a 20000 kN.cm, em relação à roseta 5 que apresenta uma tendência de deformações constantes para momentos fletores superiores a 32000 kN.cm.

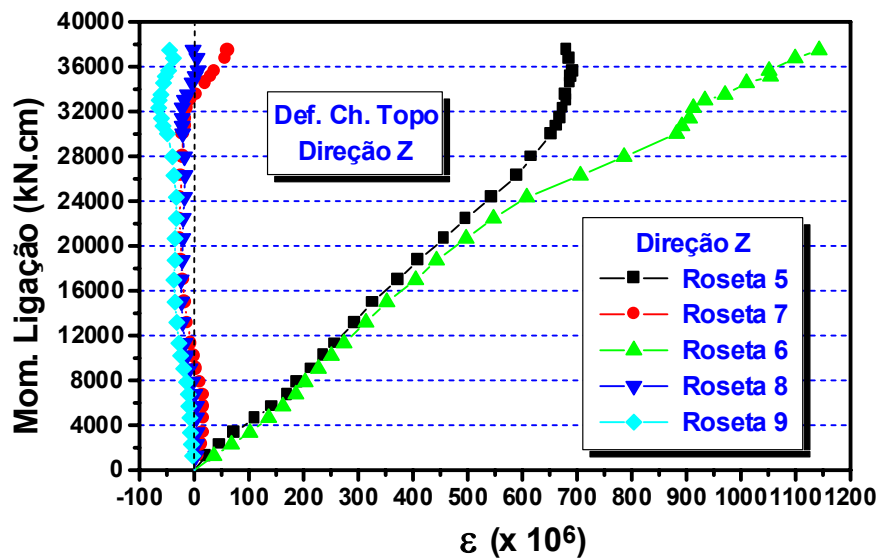


Figura 8.133 – Chapa de topo: deformações na direção Z (CT2A-1)

A complexidade do estado de deformação da chapa de topo, já mencionada anteriormente, torna-se novamente visível através da comparação das figuras anteriores, com as figuras 8.134 e 8.135, que representam, respectivamente, as deformações nas direções Y e Z para o protótipo CT2A-2, cuja única diferença em relação ao CT2A-1 é em termos da espessura da chapa de topo.

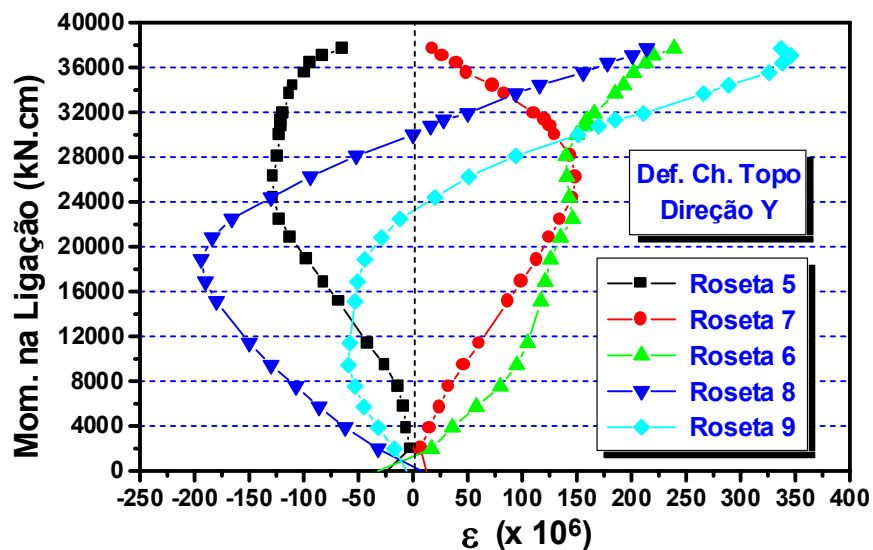


Figura 8.134 – Chapa de topo: deformações na direção Y (CT2A-2)

Teoricamente, o comportamento das rosetas 8 e 9 deveria ser o

mesmo, principalmente quanto à deformação na direção y (paralela à mesa da viga), mas esse comportamento não é verificado através dos resultados obtidos.

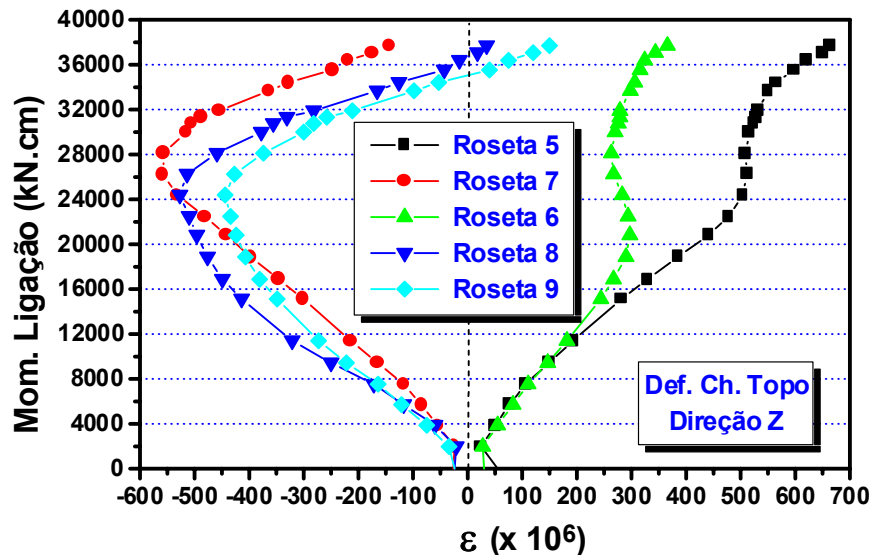


Figura 8.135 – Chapa de topo: deformações na direção Z (CT2A-2)

Além disso, verifica-se que as deformações, na direção Y, para a roseta 8 são menores que os da roseta 9, no caso do protótipo CT2A-2 ($t_{ch} = 31,5$ mm), ocorrendo o inverso para o protótipo CT2A-1 ($t_{ch} = 37,5$ mm).

Para a direção Z (paralela ao plano da alma da viga) a comparação entre o comportamento dos dois protótipos mostra claramente a ocorrência de maiores deformações para chapas de topo menos espessas, considerando-se a utilização de parafusos de mesmo diâmetro.

Para efeito de comparação, as figuras 8.136 e 8.137, apresentam, respectivamente, a influência da espessura das chapas de topo (considerando-se $d_p = 22$ mm e $d_p = 25$ mm) sobre os valores das deformações obtidas para a roseta 7, na direção Z.

Analisando-se o comportamento da roseta 7 (figura 8.136), em termos de deformação na direção Z (flexão no plano XZ, sendo X a direção axial da viga) para os protótipos com parafusos de 22 mm de diâmetro, verifica-se que praticamente não há flexão para os protótipos com chapa de topo de 37,5 mm de espessura, indicando que o afastamento da chapa de topo

ocorre apenas por alongamento dos parafusos.

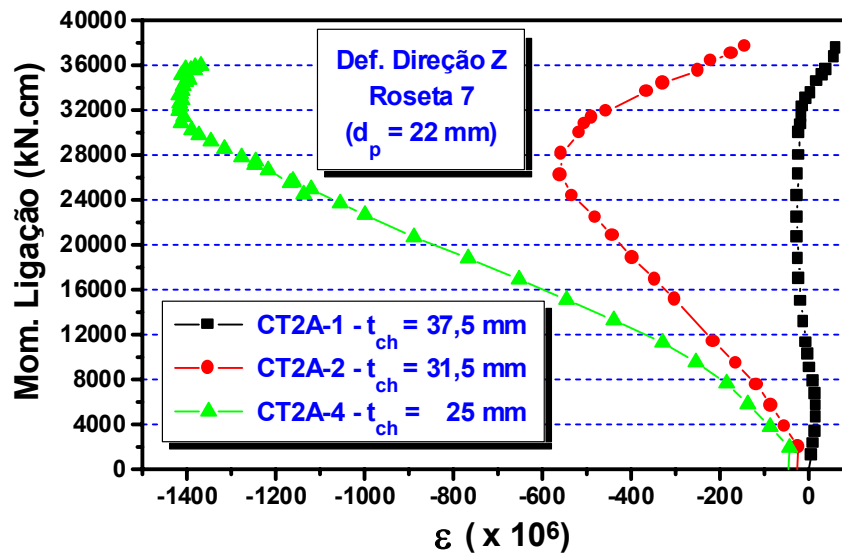


Figura 8.136 – Influência da espessura da chapa de topo nas deformações da roseta 7 na direção Z ($d_p = 22 \text{ mm}$)

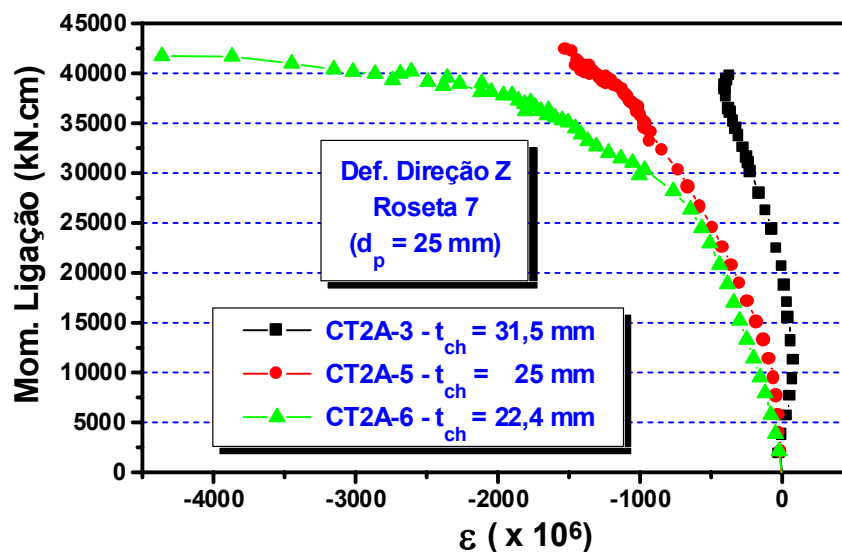


Figura 8.137 – Influência da espessura da chapa de topo nas deformações da roseta 7 na direção Z ($d_p = 25 \text{ mm}$)

A diminuição da espessura da chapa, entretanto, provoca o aparecimento de deformações de compressão por flexão, que aumentam com a elevação da sollicitação (momento fletor), exceto no caso da ligação com chapa de topo de 31,5 mm de espessura, solicitada por momentos

fletores superiores a 28000 kN.cm, aproximadamente equivalente ao momento nominal teórico de plastificação total da seção transversal da viga.

Sob este nível de solicitação, a deformação verificada na roseta 7, para a direção Z, aumenta 26 vezes quando a espessura da chapa de topo é reduzida de 37,5 mm para 31,5 mm.

Para protótipos com $d_p = 25$ mm, verifica-se também pequenos valores para a deformação na direção Z da roseta 7 na ligação com $t_{ch} = 31,5$ mm, em relação aos demais protótipos ($t_{ch} = 25$ mm e $t_{ch} = 22,4$ mm), não havendo muita diferença entre as deformações apresentadas nestes dois últimos casos, para momentos fletores inferiores ao valor do momento de plastificação anteriormente mencionado.

As observações relativas às deformações verificadas na direção Z para a roseta 7 são também válidas para as rosetas 8 e 9, situadas em um mesmo nível em relação à mesa das vigas.

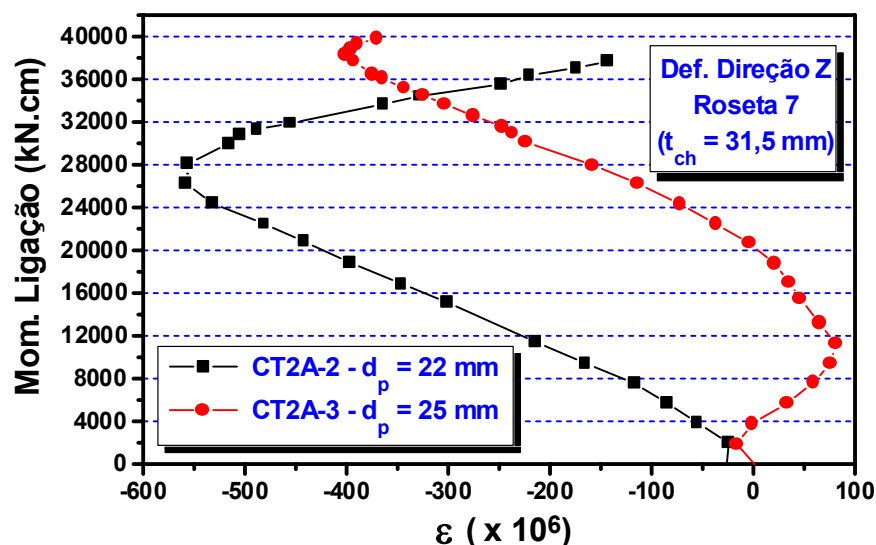


Figura 8.138 – Influência do diâmetro dos parafusos nas deformações da roseta 7 na direção Z ($t_{ch} = 31,5$ mm)

As figuras 8.138 e 8.139, respectivamente relativas à influência do diâmetro dos parafusos para protótipos com chapas de topo com 31,5 e 25 mm de espessura, mostram que as deformações são maiores para o caso de parafusos de menor diâmetro, exceto para elevados valores do momento

fletor, quando verifica-se uma tendência de diminuição da deformação para os protótipos com parafusos de menor diâmetro.

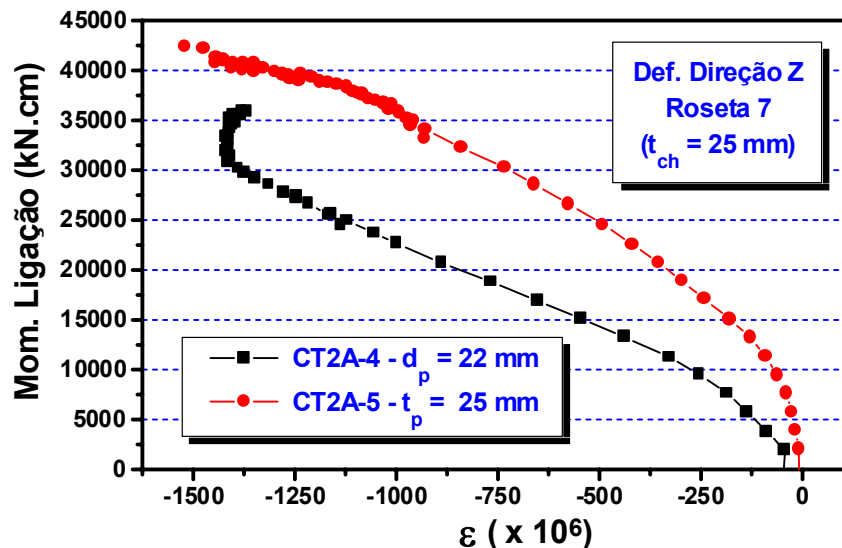


Figura 8.139 – Influência do diâmetro dos parafusos nas deformações da roseta 7 na direção Z ($t_{ch} = 25$ mm)

Em ambos os casos representados nas figuras 8.138 e 8.139, esta tendência manifestou-se para momentos fletores superiores ao momento teórico nominal de plastificação total da seção transversal da viga.

Em termos de deformações na direção Y (rosetas 7, 8 e 9), merece destaque o comportamento apresentado pelos protótipos com parafusos de 25 mm de diâmetro e chapas de topo com espessuras de 25 mm (CT2A-5 e CT2A-6), como mostrado nas figuras 8.140 e 8.141, respectivamente.

Verifica-se, comparando-se as figuras anteriores, que a espessura da chapa de topo influencia o comportamento por flexão no plano XY, embora, teoricamente, o comportamento das rosetas 8 e 9 devesse ser o mesmo, devido à simetria em relação à alma da viga, o que também pode Ter sido afetado por uma distribuição não simétrica de esforços entre os parafusos da linha interna da região tracionada ou, até mesmo, por fatores externos como uma eventual falta de planicidade da chapa de topo.

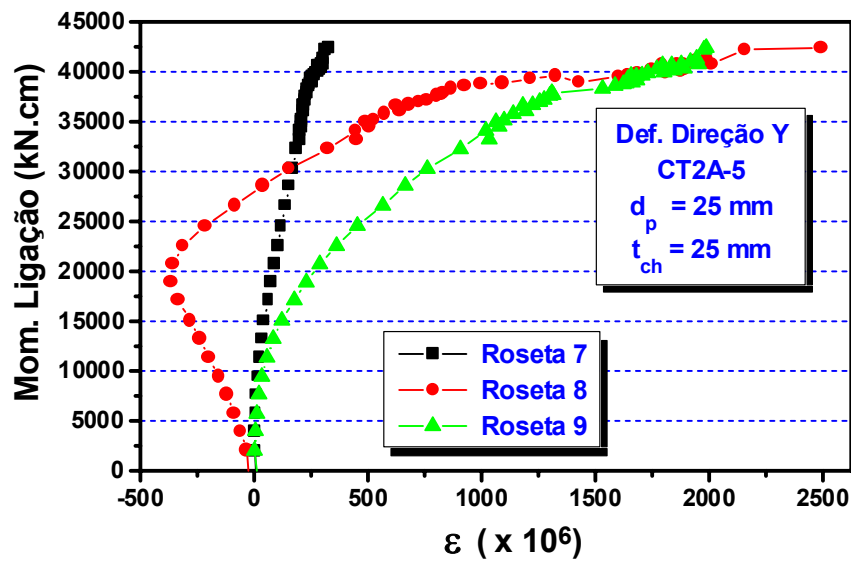


Figura 8.140 – Deformações na chapa de topo do protótipo CT2A-5: Rosetas 7, 8 e 9 (Direção Y)

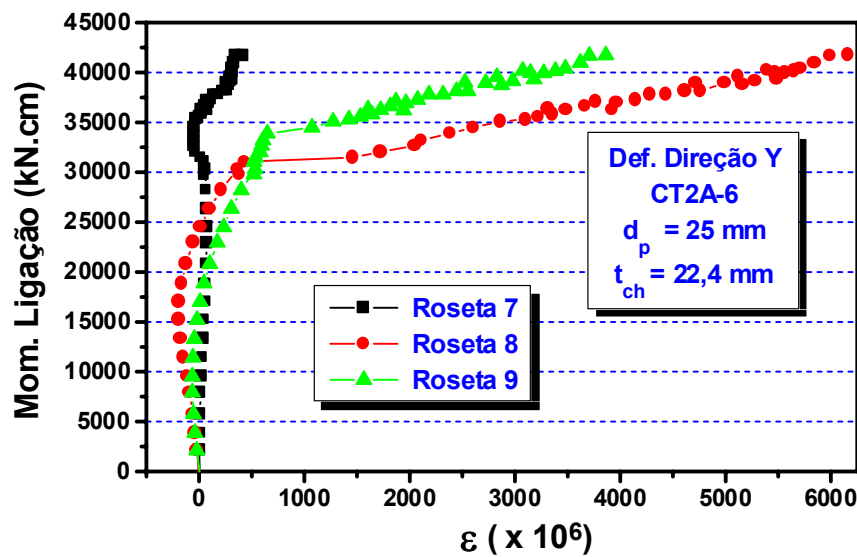


Figura 8.141 – Deformações na chapa de topo do protótipo CT2A-6: Rosetas 7, 8 e 9 (Direção Y)

8.4 – Considerações sobre afastamento chapa/pilar e deformações nos parafusos

A instrumentação dos parafusos utilizados em alguns dos protótipos do grupo 1, permitindo a obtenção das deformações produzidas nesses parafusos em função do momento fletor que solicita a ligação, torna possível

buscar-se uma correlação entre os afastamentos chapa/flange do pilar na posição das linhas de parafusos tracionados e ao nível do plano médio da mesa tracionada da viga.

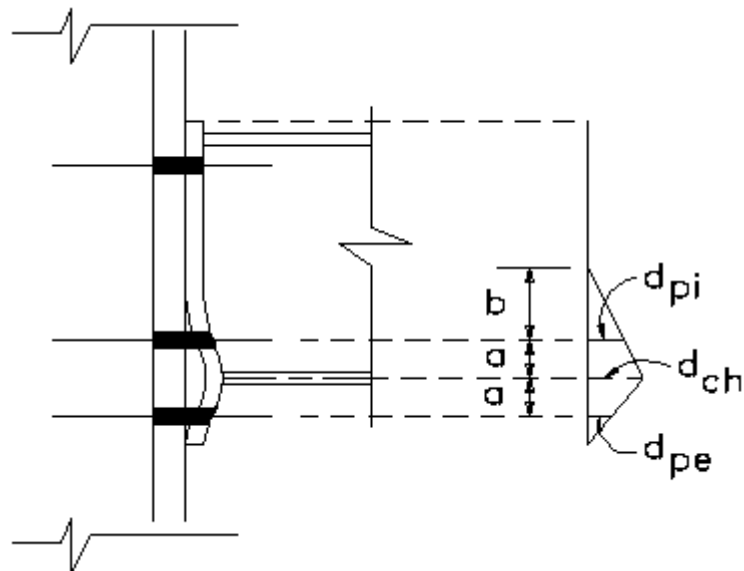


Figura 8.142 – Simplificação do afastamento chapa/flange do pilar na região tracionada da ligação

Admitindo-se a situação apresentada na figura 8.142 para a chapa de topo deformada, pode-se imaginar uma simplificação que corresponde a uma variação linear dos afastamentos da chapa de topo em relação ao flange do pilar, na região próxima à mesa tracionada, de forma a determinar-se o centro de rotação da chapa de topo, de modo aproximado.

Por semelhança de triângulos:

$$\frac{a + b}{b} = \frac{d_{ch}}{d_{pi}}$$

$$x = a + b = a \left(1 + \frac{d_{pi}}{d_{ch} - d_{pi}} \right)$$

Na figura 8.142 e nas expressões anteriores,

x = distância do ponto de afastamento (chapa/flange) nulo à face interna da mesa tracionada;

a = distância entre o plano médio da mesa tracionada e o centro dos parafusos;

b = distância do ponto de afastamento (chapa/flange) nulo ao centro dos parafusos da linha interna;

d_{pi} = afastamento chapa/flange no eixo dos parafusos da linha interna;

d_{pe} = afastamento chapa/flange no eixo dos parafusos da linha externa;

d_{ch} = afastamento chapa/flange no plano médio da mesa tracionada;

A aplicação da expressão anterior, além de todas as considerações relativas à simplicidade de modelo adotado, é limitada aos valores de deformação nos parafusos inferiores a $3097 \mu\epsilon$, correspondente à deformação para a tensão limite de escoamento dos parafusos, tomada igual a 635 MPa.

Pode-se, então, recalculer a rotação da ligação, dividindo-se o afastamento chapa/flange pelos valores obtidos para a distância “ x ”, para comparação com a “rotação da viga”, calculada através da divisão do deslocamento vertical do pilar dos protótipos pela distância da ligação ao apoio.

A figura 8.143 apresenta a comparação entre as rotações, calculadas da forma aproximada aqui proposta (indicada como rotação corrigida), através do procedimento convencional que utiliza a distância entre os planos médios das mesas (designada como “original”) e por intermédio do deslocamento vertical do pilar do protótipo (denominada rotação da “viga”).

A mesma figura apresenta ainda os valores “teóricos” da relação entre o deslocamento vertical da extremidade e o vão de uma viga em balanço ($\Delta/L = PL^2/3EI$), constatando-se que a definição convencional de rotação da ligação conduza valores inferiores aos fornecidos por esta última relação, deduzida para uma ligação viga-pilar idealmente rígida, o que é absurdo.

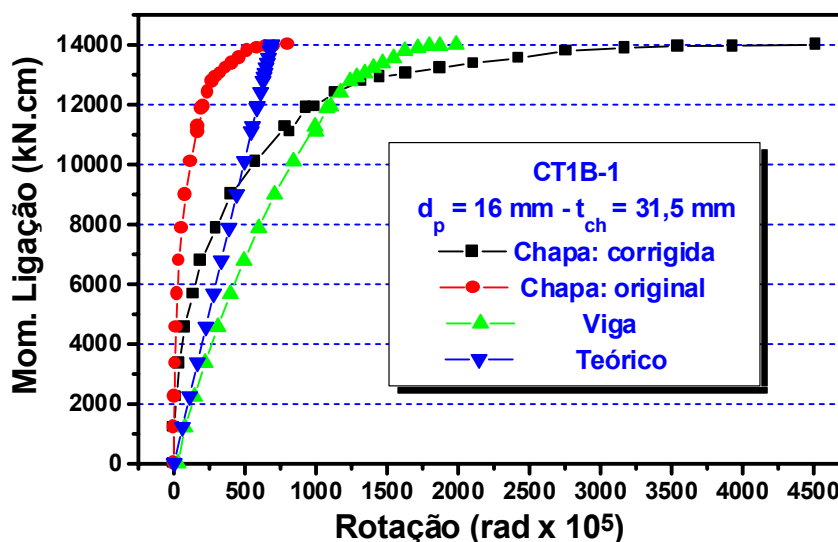


Figura 8.143 – Protótipo CT1B-1: Rotação corrigida

Constata-se, ainda, que a aproximação proposta também não é satisfatória, embora conduza a valores mais próximos do que convencionou-se chamar “rotação da viga no apoio”, como já foi anteriormente explicado.

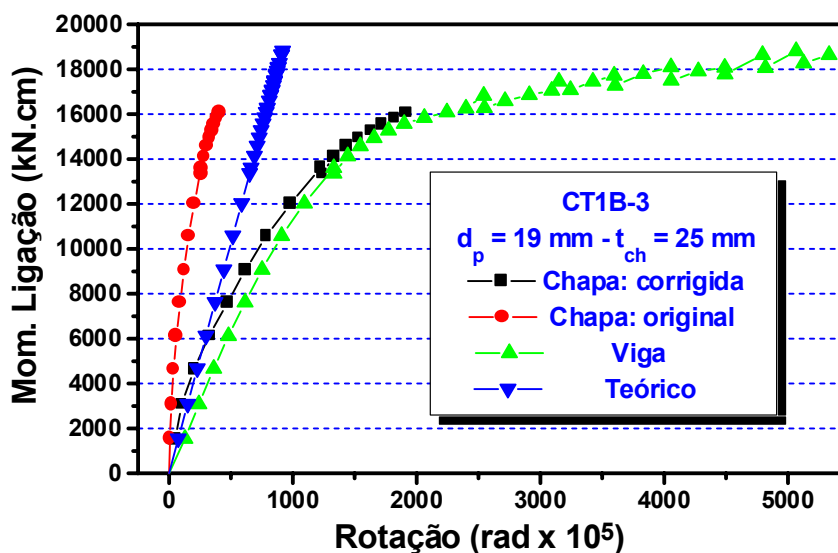


Figura 8.144 – Protótipo CT1B-3: Rotação corrigida

Para os demais protótipos com parafusos instrumentados, o mesmo procedimento foi adotado, apresentando-se as curvas momento-rotação nas figuras 8.144 e 8.145, respectivamente para os protótipos CT1B-3 e CT1B-4.

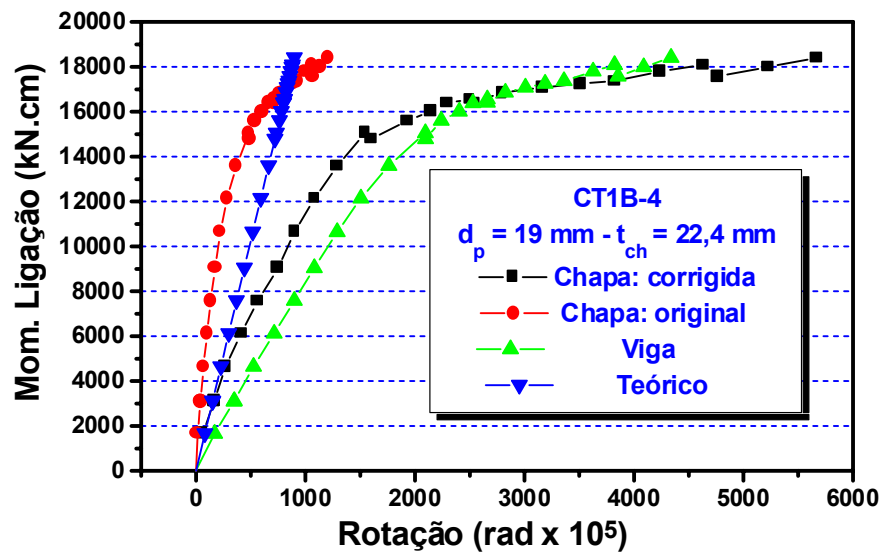


Figura 8.145 – Protótipo CT1B-4: Rotação corrigida

Verifica-se que o procedimento proposto apresenta resultados bastante satisfatórios para o protótipo CT1B-3 ($d_p = 19 \text{ mm}$ e $t_{ch} = 25 \text{ mm}$), embora não tenha sido possível avaliar-se o afastamento chapa/flange durante todo o ensaio em função de problemas verificados no transdutor de deslocamentos posicionado entre as chapas de topo.

No caso do protótipo CT2B-4 ($d_p = 19 \text{ mm}$ e $t_{ch} = 22,4 \text{ mm}$) os resultados obtidos não foram tão satisfatórios quanto no caso anterior, mas constata-se, também nestes dois últimos casos, o equívoco representado pelo cálculo tradicional da rotação das ligações.

8.5 – Comentários finais sobre a análise experimental

Alguns aspectos referentes aos métodos de dimensionamento abordados neste trabalho puderam ser evidenciados através dos resultados obtidos pela análise experimental desenvolvida.

Em relação ao método adotado pelo MANUAL brasileiro (1988), uma das principais contestações refere-se à ausência do controle da rigidez da ligação, uma vez que, como mostrado no dimensionamento dos protótipos utilizados na análise experimental, é possível estabelecer-se mais de uma combinação espessura de chapa de topo/diâmetro dos parafusos.

No caso dos protótipos do grupo 1, constituídos por vigas da série VS 250 x 37, o método em questão permitiu as seguintes combinações, com as respectivas identificações dos protótipos:

- i) $t_{ch} = 31,5$ mm e $d_p = 16$ mm (CT1A-1/B-1)
- ii) $t_{ch} = 25$ mm e $d_p = 19$ mm (CT1B-2/B-3)
- iii) $t_{ch} = 22,4$ mm e $d_p = 19$ mm (CT1B-4/B-5)

A figura 8.146 apresenta a comparação entre as curvas momento-rotação para os protótipos dimensionados pelo método citado e para o correspondente protótipo com ligação completamente soldada, juntamente com a curva correspondente ao protótipo CT1A-5, dimensionado de acordo com o método proposto por KRISHNAMURTHY (1978b).

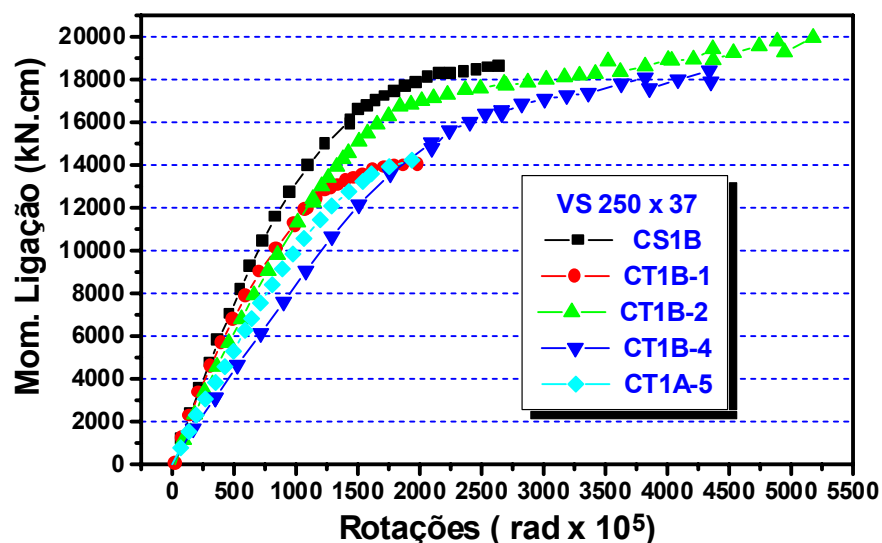


Figura 8.146 – Comportamento momento-rotação dos protótipos do Grupo 1

Todos os protótipos foram dimensionados para um momento fletor igual ao momento teórico nominal de plastificação total da seção transversal da viga ($M_p = 11650$ kN.cm) e, devido ao fato de que o material ter apresentado tensão limite de escoamento superior a 250 MPa, os valores máximos da sollicitação, verificados em ensaios, foram superiores ao teoricamente previsto.

Ressaltando-se que o protótipo CT1B-1, assim como o seu correspondente CT1A-1, apresentou ruptura de parafusos, observa-se que, inicialmente, os protótipos CT1B-1 e CT1B-2 apresentam comportamento momento-rotação bem próximo, com rotação 25% superior à rotação apresentada pelo protótipo CS1B, para um momento fletor igual a 11650 kN.cm (M_p).

A partir deste ponto, o protótipo com $t_{ch} = 31,5$ mm e $d_p = 16$ mm (CT1B-1) passa a apresentar rotações progressivamente crescentes, até a ruptura dos parafusos, quando sua rotação torna-se igual à do protótipo CT1B-4, 50% superior à rotação do protótipo CT1B-2 e cerca de 80% superior à da ligação completamente soldada (CS1B).

A questão levantada quanto à falta de controle do comportamento rotacional pelo método enfocado, já estaria evidente pela possibilidade de adotar-se, para ligações com parafusos com 19 mm de diâmetro, chapas de topo tanto com 25 mm (CT1B-2/B-3) quanto com 22,4 mm (CT1B-4/B-5) de espessura, o que representa, no gráfico mostrado na figura 8.146, 73% de acréscimo na rotação correspondente a M_p , em relação ao protótipo CS1B.

Comparativamente com o protótipo CT1B-2, a redução da espessura da chapa de topo representa um acréscimo de 39% para a rotação correspondente a M_p , reduzindo-se para valores 20% superiores considerando-se o momento fletor final no ensaio, 60% superior ao momento teórico de plastificação total da seção transversal da viga.

O protótipo CT1A-5 ($d_p = 16$ mm e $t_{ch} = 22,4$ mm), como era esperado, mostra-se menos rígido que os protótipos CT1B-1 e CT1B-2, mas apresentou ruptura dos parafusos para os mesmos níveis de solicitação (momento fletor) e de rotação que o protótipo CT1B-1.

Relativamente ao protótipo com ligação completamente rígida, este protótipo apresentou rotação 43% superior, para momento fletor igual a M_p .

Pode-se concluir que, para as vigas utilizadas nos protótipos do grupo 1, os parafusos com 16 mm de diâmetro constituem-se no fator predominante para o comportamento momento rotação, independentemente (dentro da faixa utilizada nos protótipos ensaiados) da espessura da chapa

de topo.

As curvas momento-rotação apresentadas na figura 8.147 referem-se aos protótipos CS2B (ligação completamente soldada), CT2B1 e CT2B3 - dimensionados pelo método do MANUAL brasileiro (1988) – e CT2B-2, dimensionado segundo as prescrições de KRISHNAMURTHY (1978b).

O momento teórico de plastificação total dos perfis (M_p) destes protótipos foi tomado igual a 28425 kN.cm, considerando-se a tensão limite de escoamento do material igual a 250 MPa.

A comparação para momentos fletores equivalentes a M_p mostra que os protótipos CT2B-1 ($d_p = 22$ mm e $t_{ch} = 37,5$ mm) e CT2B-3 ($d_p = 25,4$ mm e $t_{ch} = 31,5$ mm) apresentam rotações respectivamente 95% e 58,5% superiores à rotação apresentada pelo protótipo CS2B, enquanto o protótipo CT2B-2 ($d_p = 22$ mm e $t_{ch} = 31,5$ mm) apresenta rotação 115% superior à do protótipo com ligação completamente soldada.

Este último protótipo apresentou ruptura dos parafusos, para um momento fletor aproximadamente 30% superior a M_p com rotação 162% superior à rotação apresentada pelo protótipo CS2B, sob solicitação equivalente.

A respeito da ruptura de parafusos é conveniente ressaltar que o ensaio do protótipo CT2B-1 foi interrompido por razões de segurança (foi o primeiro dos ensaios com protótipos do grupo 2) devido ao escoamento dos parafusos, traduzido pela perda da capacidade resistente ao momento fletor demonstrada na curva momento-rotação apresentada na figura 8.147.

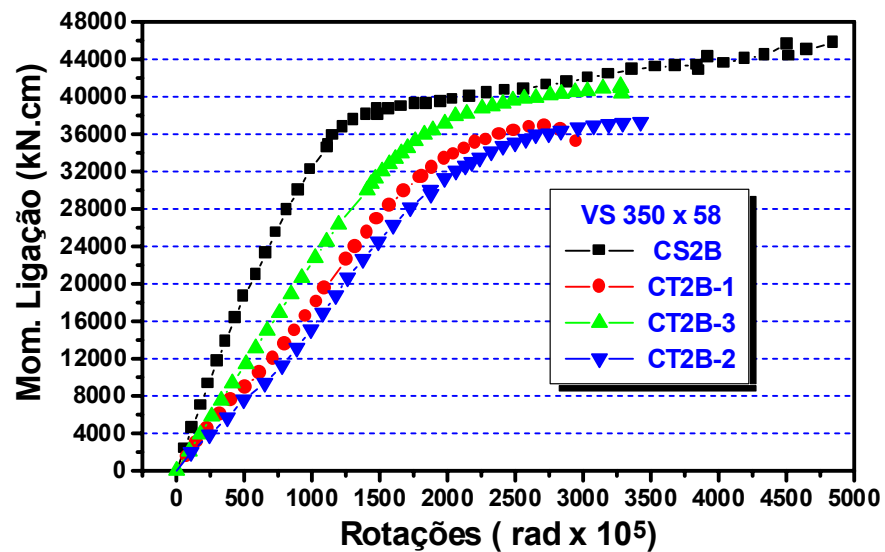


Figura 8.147 – Comportamento momento-rotação dos protótipos do Grupo 2

Este fato, aliado à ocorrência de ruptura também no protótipo CT2B-4 ($t_{ch} = 25$ mm), mostra que os parafusos com 22 mm de diâmetro são peponderantes para as ligações do grupo 2, tanto em termos de comportamento momento-rotação quanto em termos de colapso.

Entre os protótipos CT2B-1 e CT2B-3, observa-se que a redução da espessura da chapa de topo (de 37,5mm para 31,5 mm) e o aumento do diâmetro dos parafusos (de 22mm para 25,4 mm) acarreta um decréscimo de aproximadamente 19% na rotação para momento fletor igual a M_p , enquanto o mesmo acréscimo no diâmetro dos parafusos, para $t_{ch} = 31,5$ mm (protótipos CT2B-2 e CT2B-3) causa uma redução de 26 % na rotação, para o mesmo nível de sollicitação.

Uma outra constatação interessante refere-se ao comportamento momento-rotação dos protótipos CT2A-5/B-5 ($d_p = 25,4$ mm e $t_{ch} = 25$ mm), incompatíveis com ambos os métodos de dimensionamento, ou seja, tanto pelo método do MANUAL brasileiro (1988), quanto pelo proposto por KRISHANMURTHY (1978b), a chapa de topo com 25 mm de espessura seria insuficiente para resistir ao esforço de flexão.

Apesar disso, como demonstrado pela figura 8.148, o comportamento momento-rotação do protótipo CT2B-5 não difere muito do comportamento

do protótipo CT2B-3, dimensionado para a menor espessura da chapa de topo admitida pelo método do MANUAL brasileiro (1988).

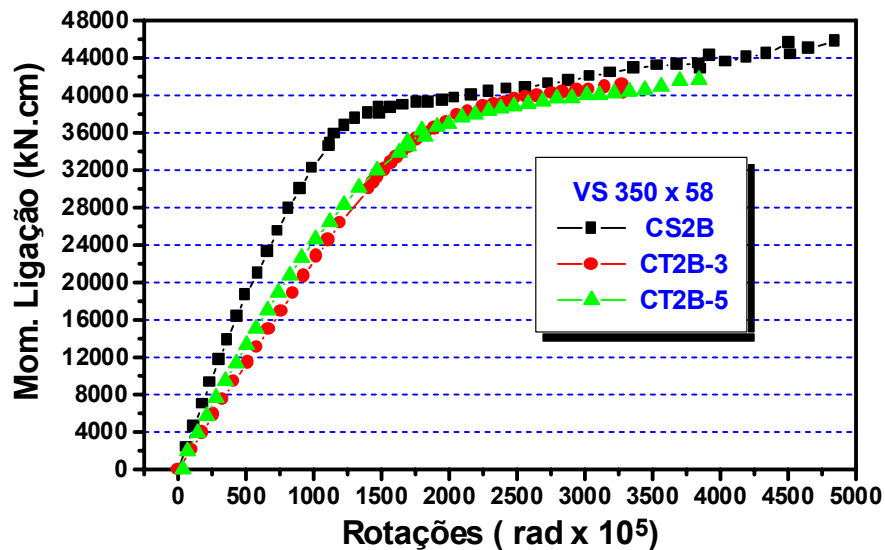


Figura 8.148 – Comparação do comportamento momento-rotação para o protótipo CT2B-5

Para o momento correspondente a M_p , o protótipo CT2B-5 apresenta rotação aproximadamente 10% inferior à rotação do protótipo CT2B-3.

O protótipo CT2B-5 apresenta rotação da ordem de 1468×10^{-5} para momento fletor 12,5% superior a M_p , enquanto o protótipo CT2B-3 atinge este valor de rotação para um momento fletor 10% superior a M_p .

A partir deste ponto, as rotações do protótipo CT2B-5 passam a superar as do protótipo CT2B-3, sob mesmo valor de solicitação, atingindo um valor 13% superior ao final do ensaio.

Os resultados obtidos e as comparações apresentadas permitem estabelecer algumas conclusões em função do comportamento apresentado pelos protótipos e dos fundamentos dos dois métodos de dimensionamento utilizados neste trabalho.

A primeira constatação é que, para dimensionamento em função do momento teórico de plastificação total da seção transversal das vigas, os métodos de dimensionamento são adequados, no sentido de que ambos não conduzem a espessuras de chapa de topo ou diâmetros de parafusos

incompatíveis com o comportamento estrutural das ligações, como ficou patente durante o desenvolvimento da fase experimental deste trabalho, já que não houve nenhum caso de colapso prematuro.

Sob o ponto de vista conceitual, a principal diferença entre os métodos de dimensionamento, que inclusive gerou uma série de controvérsias entre o Prof. Krishnamurthy e outros pesquisadores, refere-se à consideração ou não das forças de alavanca (“prying action”).

Nos ensaios realizados, em diversos modelos a chapa de topo deformou-se segundo uma configuração típica da existência de forças de alavanca, como mostrado nas figuras 8.149 e 8.150, respectivamente para os protótipos CT1B-6 ($d_p = 19 \text{ mm}$; $t_{ch} = 19 \text{ mm}$) e CT2A-5 ($d_p = 25,4 \text{ mm}$; $t_{ch} = 25 \text{ mm}$).



Figura 8.149 – Configuração deformada da chapa de topo (CT1B-6)



Figura 8.150 – Configuração deformada da chapa de topo (CT2B-5)

Esta situação, entretanto, somente ocorreu sob solicitações muito elevadas ($M \gg M_p$), correspondendo a grandes valores de deslocamentos verticais do pilar dos protótipos e/ou na iminência do colapso dos parafusos.

Portanto, acertadamente, o método de KRISHNAMURTHY (1978b) não considera a influência das forças de alavanca, o que conduz a parafusos

de menor diâmetro que os obtidos pelo método do MANUAL brasileiro (1988) para a mesma situação ($\alpha = 0$).

Ao considerar a possibilidade de existência das forças de alavanca, além de introduzir o fenômeno de forma precoce no comportamento estrutural das ligações com chapa de topo, o método do MANUAL brasileiro (1988) penaliza duplamente os elementos das ligações, seja por elevar a seção transversal (já aumentada pela hipótese de transmissão do momento fletor apenas através das mesas das vigas) necessária para que os parafusos resistam ao esforço de tração, seja por não levar em consideração as deformações ocorridas nos parafusos nem a protensão aplicada aos parafusos na montagem, o que conduz a chapas de topo mais espessas.

Além destas premissas conservadoras, este método, ao considerar $\alpha \leq 1$, admite a possibilidade de ocorrência de plastificação total da seção correspondente à linha de parafusos, hipótese que somente seria plausível para chapas de topo com espessura muito pequena e parafusos com grande diâmetro.

Paradoxalmente, apesar de seu excessivo conservadorismo, o método do MANUAL brasileiro (1988) consegue atingir resultados razoavelmente satisfatórios em termos de melhorar a relação entre o diâmetro dos parafusos e a espessura das chapas de topo, ao considerar a possibilidade de utilização de chapas de topo menos espessas – dentro de certos limites – e parafusos com maior diâmetro.

Também é passível de crítica a consideração da largura de influência “p”, adotada pelo método, que trabalha com dimensões em duas direções em sua determinação, da forma mais conservadora possível.

Para a determinação da capacidade resistente da chapa de topo à flexão seria mais adequado considerar-se a largura real da chapa de topo e a correspondente força de tração que atua na linha de parafusos.

Quanto ao método proposto por KRYSHNAMURTHY (1978b), algumas das simplificações adotadas, como a posição do ponto de inflexão da chapa de topo em relação à face da mesma; a consideração da distribuição da força de tração entre as linhas de parafusos da região

tracionada da ligação e também a consideração da transmissão do momento fletor através das mesas (possibilidade de transmissão através da alma, função também da altura da viga), tornam o dimensionamento menos conservador, em termos da espessura necessária para a chapa de topo, sem que se tenha um efetivo controle do comportamento momento-rotação da ligação.

Em prosseguimento a seus estudos, KRISHNAMUTRTHY et al. (1979) propuseram uma interligação entre estes dois problemas, estabelecendo expressões que permitem a obtenção da espessura necessária para a chapa de topo a partir de uma determinada “relação de rigidez”, representada pela divisão do momento fletor transmitido pela ligação e o momento de engastamento perfeito correspondente.

Antes de finalizar este capítulo, é interessante deixar bastante claro que a escolha do “melhor” método de dimensionamento, a partir dos resultados experimentais obtidos, deve partir da intenção que determinou a escolha do tipo de ligação a ser utilizada.

Se o parâmetro fundamental foi a questão da restrição à rotação (obtenção de ligações bastante rígidas), pode-se dizer que o método proposto pelo MANUAL brasileiro (1988) é mais recomendável que o proposto por KRISHNAMURTHY (1978b), mas deve-se observar que os resultados podem ser diferentes, dependendo da relação espessura de chapa/diâmetro do parafuso adotada.

Convém ainda ressaltar que os estudos desenvolvidos por KRISHNAMURTHY (1978b) envolveram ensaios onde a relação entre o máximo momento fletor aplicado às ligações, nos ensaios, ultrapassou o momento de plastificação total das vigas em apenas 7%, o que explica o fato de não ter ocorrido colapso dos parafusos em nenhum de seus ensaios.

Contudo, outras considerações devem ser feitas, como por exemplo, a questão do custo de fabricação e montagem da ligação, do grau de refinamento da análise global da estrutura, em termos da contribuição da menor ou maior rigidez das ligações, etc.

No próximo capítulo serão analisadas algumas questões referentes ao

comportamento estrutural das ligações, comparando-se os resultados obtidos experimentalmente e através da análise numérica, buscando-se estabelecer conclusões (a serem apresentadas no capítulo 10) a respeito do comportamento estrutural global das ligações viga-coluna com chapa de topo.

As análises servirão ainda para o levantamento de aspectos importantes, não abordados neste trabalho, cujo estudo mereça atenção, bem como terão fundamental importância no estabelecimento de recomendações sobre a metodologia a ser utilizada no prosseguimento dos estudos nesta linha de pesquisa.

 [Capítulo 7](#)

[Capítulo 9](#) 

Capítulo

9

COMPARAÇÃO DE RESULTADOS

Nos capítulos anteriores apresentou-se, para cada tipo de análise realizada (numérica e experimental), uma descrição detalhada dos procedimentos adotados e a discussão dos resultados obtidos.

A comparação dos resultados das duas análises será apresentada no presente capítulo, de modo a permitir o estabelecimento de conclusões relativas ao comportamento estrutural das ligações viga-coluna com chapa de topo e também verificar a validade das hipóteses e procedimentos utilizados nas análises.

Particularmente no caso do capítulo 6, diversos resultados foram apresentados em forma de gráficos que relacionavam o momento fletor, na ligação ou em seções transversais específicas das vigas, com as tensões produzidas nas mesas e alma das vigas e na chapas.

Esta sistemática, adotada para permitir ao leitor uma percepção mais “palpável”, será modificada neste capítulo, a exemplo do que ocorreu no capítulo 8, onde os resultados foram apresentados em termos de deformações específicas, uma vez que os resultados relativos a tensões, obtidos na análise experimental, são calculados em função de um único valor do módulo de elasticidade longitudinal (E), ou seja, não levam em consideração o comportamento elasto-plástico do material.

Nos capítulos 6 e 8, dedicados à apresentação dos resultados das análises numérica e experimental, respectivamente, optou-se por relacionar os resultados em função do grupo de modelos ou protótipos, definidos pelo

tipo de viga utilizado na ligação (VS 250x37 e VS 350x58), possibilitando uma ampla e detalhada visão de todos os resultados obtidos.

Este capítulo, na medida em que dará ênfase especial à comparação entre apenas alguns tipos de resultados (afastamentos chapa/flange, rotação das ligações, esforços ou deformações nos parafusos e na chapa de topo), apresentará simultaneamente os resultados relativos aos dois tipos de vigas utilizados, buscando estabelecer também algumas correlações referentes às diferentes alturas das vigas.

Novamente deve-se ressaltar que os resultados ditos “teóricos”, que serão também utilizados como parâmetros de comparação para os resultados das análises realizadas, referem-se aos calculados de acordo com as seguintes hipóteses básicas de dimensionamento das ligações com chapa de topo:

- i) considera-se que a transmissão do momento fletor é feita apenas por intermédio das mesas, através de um binário cujas forças são correspondentes à divisão do momento fletor pela distância entre os planos médios das mesas da viga ($H - t_f$);
- ii) a força transmitida pela mesa é igualmente distribuída entre os parafusos da região tracionada da ligação.

9.1 – Afastamento chapa/pilar

Na análise numérica foram obtidos resultados relacionados ao afastamento relativo entre a chapa de topo e o flange do pilar segundo várias seções, paralelas tanto à mesa quanto à alma da viga.

Nos protótipos ensaiados, como mencionado no capítulo 8, foi possível medir os deslocamentos apenas nas bordas laterais da chapa, em pontos, simétricos em relação à alma, situados no plano médio da mesa tracionada da viga.

Por esta razão, a comparação será feita apenas para este ponto (intersecção das seções A-A' e F-F', indicadas na figura 6.2), pertencente à

borda lateral da chapa de topo e aos planos médios da chapa e da mesa da viga.

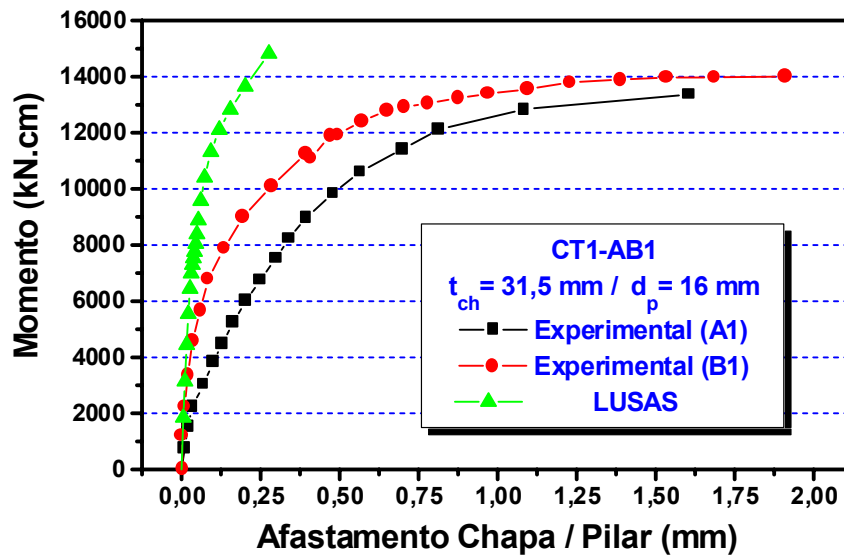


Figura 9.1 – Afastamento relativo chapa/pilar (CT1-AB1)

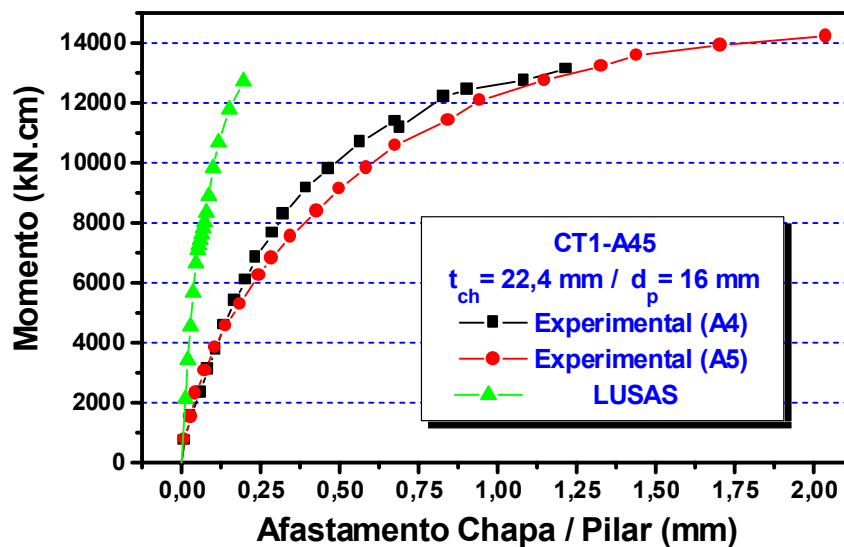


Figura 9.2 – Afastamento relativo chapa/pilar (CT1-A45)

As figuras 9.1 e 9.2 apresentam as curvas relativas ao afastamento chapa/pilar no ponto em questão, respectivamente para os pares de protótipos CT1A-1/B-1 e CT1A-4/A-5 (média dos valores obtidos de cada lado do pilar), juntamente com os resultados da análise numérica para os

modelos CT1-AB1 e CT1-A45.

Para os valores do momento fletor aproximadamente iguais ao momento nominal de plastificação total da seção transversal da viga ($M_p = 11650 \text{ kN.cm}$), a tabela 9.1 apresenta os valores do afastamento chapa/pilar ($\Delta =$ deslocamento obtido experimentalmente), constatando-se a grande diferença dos resultados da análise numérica em relação aos resultados experimentais.

Tabela 9.1 – Comparação dos afastamentos chapa/pilar para $M \cong M_p$ (Grupo 1)

	M (kN.cm)	M/M _(LUSAS)	Δ (mm)	$\Delta/\Delta_{(LUSAS)}$
CT1-A1	11419	1,009	0,70	7,778
CT1-B1	11888	1,050	0,47	5,222
CT1-AB1	11322	1,000	$\Delta_{(LUSAS)} = 0,09$	1,000
CT1-A4	11401	0,968	0,68	4,533
CT1-A5	11438	0,971	0,85	5,667
CT1-A45	11780	1,000	$\Delta_{(LUSAS)} = 0,15$	1,000

Repetindo o procedimento utilizado nos capítulos 6 e 8, as curvas representadas na figura 9.3 permitem estabelecer, para os protótipos e modelos numéricos indicados, todos com parafusos de 16 mm de diâmetro, a influência da espessura da chapa de topo.

O aspecto mais interessante da influência da espessura da chapa de topo é que, apesar da grande diferença de valores, tanto os resultados da análise numérica quanto os resultados experimentais apresentam valores bem maiores para a ligação com chapa de 22,4 mm de espessura, porém indicam uma tendência de igualdade dos deslocamentos chapa/pilar, para valores do momento fletor superiores a M_p .

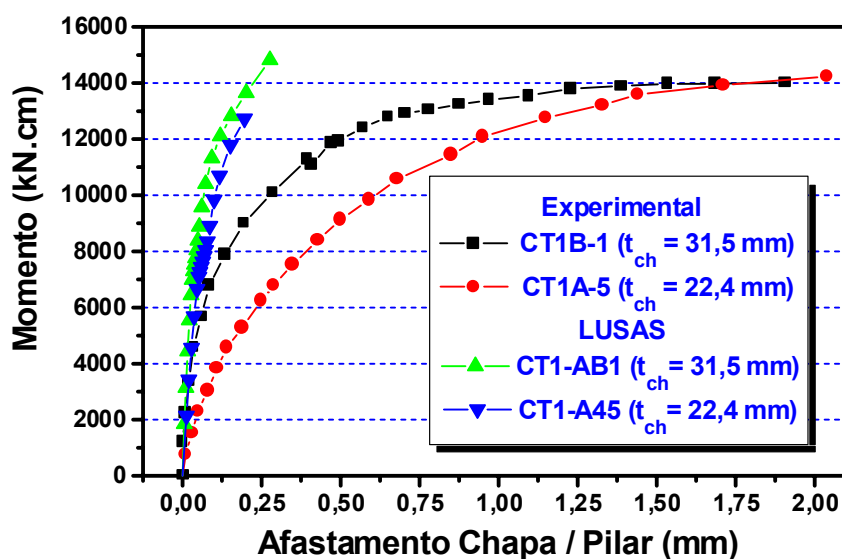


Figura 9.3 – Afastamento chapa/pilar (Grupo 1): Influência da espessura da chapa de topo

Esta tendência, que não pode ser observada na figura 9.3 para os resultados da análise numérica, devido à escala utilizada, pode ser notada por extrapolação dos valores correspondentes às últimas etapas de carregamento do momento fletor dos modelos CT1-AB1 e CT1-A45.

Isto significa que, para momentos fletores de valor elevado, o comportamento da ligação com chapa de topo de 31,5 mm de espessura, em termos de afastamento relativo entre a chapa de topo e o flange do pilar, é governado pela deformação dos parafusos, sem grande influência da flexão imposta à chapa.

Os resultados obtidos para as últimas etapas de carregamento do modelo CT1-AB1 corroboram esta análise, uma vez que os deslocamentos da chapa de topo, nos pontos correspondentes ao plano médio da mesa tracionada da viga, são praticamente iguais, em cada uma das etapas de solicitação.

Em outras palavras, sob tais condições de solicitação, não ocorre modificação da flexão na chapa de topo ao longo dos pontos correspondentes ao plano médio da mesa tracionada da viga, creditando-se ao alongamento dos parafusos o aumento dos deslocamentos relativos entre a chapa e o flange do pilar.

Utilizando-se os valores apresentados na tabela 9.1, para os protótipos e modelos cujos deslocamentos estão indicados na figura 9.3, verifica-se que os acréscimos do deslocamento chapa/pilar, para a redução da espessura da chapa de topo (de 31,5 mm para 22,4 mm), correspondem a 45% (CT1B-1/CT1A-4) e 81% (CT1B-1/CT1A-5) para os resultados experimentais e 67% para os resultados obtidos numericamente.

Os valores calculados não levaram em consideração os resultados experimentais do protótipo CT1A-1 ($t_{ch} = 31,5$ mm) uma vez que eles foram superiores aos do protótipo CT1A-4 ($t_{ch} = 22,4$ mm), ambos com $d_p = 16$ mm.

Para as ligações com vigas do grupo 2 (VS 350x58), verifica-se que também são grandes as diferenças entre os resultados das análises numérica e experimental.

**Tabela 9.2 – Comparação dos afastamentos
chapa/pilar para $M \cong M_p$ (Grupo 2)**

	M (kN.cm)	M/M_(LUSAS)	Δ (mm)	$\Delta/\Delta_{(LUSAS)}$
CT2-A1	27957	0,978	0,87	4,833
CT2-B1	28405	0,993	1,11	6,167
CT2-AB1	28600	1,000	$\Delta_{(LUSAS)} = 0,18$	1,000
CT2-A2	28106	0,956	1,09	4,360
CT2-B2	28125	0,957	1,39	5,560
CT2-AB1	29392	1,000	$\Delta_{(LUSAS)} = 0,25$	1,000

Para os modelos CT2-AB1 ($t_{ch} = 37,5$ mm) e CT2-AB2 ($t_{ch} = 31,5$ mm), ambos com parafusos de 19 mm de diâmetro, a tabela 9.2 apresenta a comparação dos resultados para momentos fletores com valores próximos ao do correspondente momento nominal de plastificação total da seção ($M_p = 28425$ kN.cm).

A comparação dos resultados apresentados nas tabelas 9.1 e 9.2,

indicam a mesma ordem de grandeza para a relação $\Delta/\Delta_{(LUSAS)}$ (onde Δ = deslocamento obtido experimentalmente e $\Delta_{(LUSAS)}$ = deslocamento fornecido pela análise numérica), para os dois grupos de vigas utilizados nas ligações correspondentes aos modelos CT1-A45 e CT2-AB2, ambos dimensionados de acordo com o método proposto por KRISHNAMURTHY (1978b).

Deve-se ressaltar, porém, que os resultados experimentais obtidos para os dois protótipos correspondentes a cada um destes modelos apresentaram variação de 28%, enquanto a variação para os protótipos correspondentes aos modelos CT1-AB1 e CT2-AB1, dimensionados pelo método adotado pelo MANUAL brasileiro (1988), apresentaram variação de 49% (CT1A-1/CT1B-1) e 25% (CT1A-5/CT1A-4).

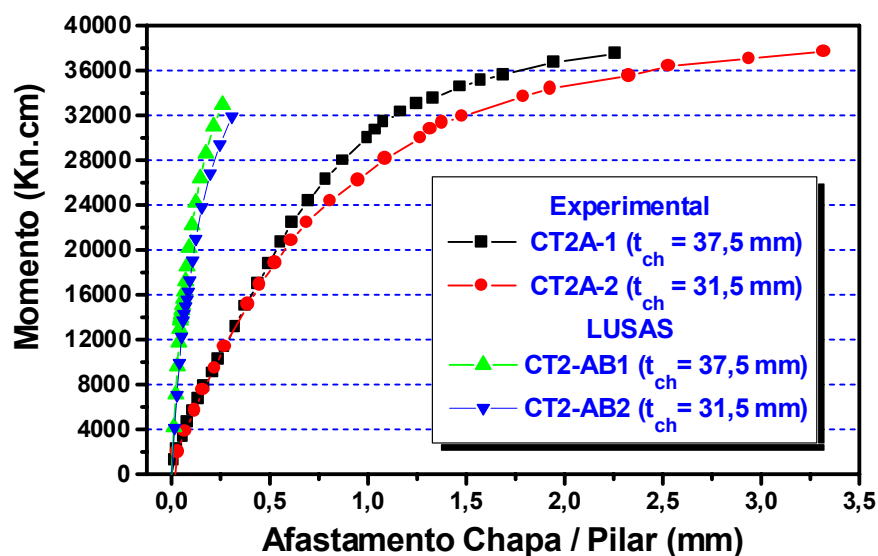


Figura 9.4 – Influência da espessura da chapa de topo (Grupo 2)

A influência da espessura da chapa de topo, para as ligações do grupo 2, é apresentada na figura 9.4, observando-se a mesma tendência de igualdade dos deslocamentos para os deslocamentos chapa/pilar, obtidos experimentalmente.

Esta tendência também é observada para os correspondentes resultados da análise numérica, como mostrado na figura 9.5, resultando em

acréscimos de 25% e 34%, respectivamente para os deslocamentos experimentais e da análise numérica, devido à redução da espessura da chapa de topo de 37,5 para 31,5 mm, considerando-se momentos fletores aproximadamente iguais a M_p .

A comparação entre as figuras 9.3 e 9.4 indica ainda uma diferença de comportamento, nas fases iniciais de carregamento dos protótipos com parafusos de mesmo diâmetro e chapas de topo com diferentes espessuras.

Na figura 9.4 observa-se que os deslocamentos para o protótipo com $t_{ch} = 31,5$ mm (CT2A-2) são praticamente iguais aos do protótipo com $t_{ch} = 37,5$ mm (CT2A-1), considerando-se momentos fletores inferiores a 17000 kN.cm, o que não é verificado para os protótipos do grupo 1, para os quais os deslocamentos já apresentam diferenças significativas para momentos fletores aproximadamente iguais a 2300 kN.cm.

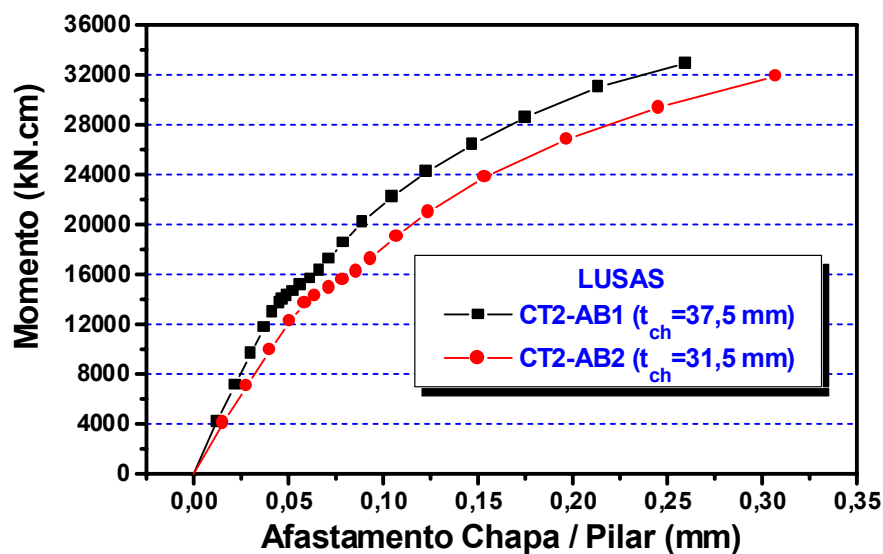


Figura 9.5 – Influência da espessura da chapa de topo para os modelos do grupo 2 (Análise numérica)

Este fenômeno pode ser considerado como devido à maior redução das espessuras nos protótipos do grupo 1 (29%) em relação à verificada para os protótipos do grupo 2 (16%) mas não é verificado para os resultados da análise numérica, como pode ser comprovado pela observação das curvas momento x deslocamento apresentadas na figura 9.5 para os modelos do grupo 2.

Uma observação importante a respeito dos resultados dos deslocamentos relativos chapa/pilar obtidos experimentalmente, é que os dispositivos para medição destes deslocamentos foram fixados às duas chapas de topo, fornecendo na realidade os afastamentos relativos entre as chapas de topo das duas ligações existentes em cada protótipo.

Uma vez que foram tomados cuidados para garantir a simetria do sistema durante os ensaios (verticalidade do pilar e acompanhamento dos deslocamentos em pontos das vigas, simétricos em relação ao pilar), os valores adotados para o deslocamento chapa/pilar foram tomados como a metade dos deslocamentos obtidos para cada etapa de aplicação do carregamento na fase experimental.

Além disso, em cada protótipo foram instalados dois dispositivos, medindo-se os deslocamentos nas duas bordas laterais das chapas de topo e adotando-se nas figuras 9.1 a 9.4 os valores médios obtidos.

9.2 – Rotações das ligações

Se considerarmos, como tradicionalmente é feito na bibliografia, que o centro de rotação das ligações com chapa de topo situa-se no plano médio da mesa comprimida, a comparação entre os resultados obtidos experimentalmente e através da análise numérica conduzirão às mesmas curvas representadas nas figuras já apresentadas neste capítulo.

Entretanto, como no capítulo 6 foi possível determinar-se a distância do plano médio da mesa tracionada ao ponto de deslocamento chapa/pilar nulo para cada seção considerada na chapa de topo, torna-se interessante a comparação das rotações assim obtidas com as calculadas dividindo-se os deslocamentos, obtidos experimentalmente, pela distância $H - t_f$.

Para as ligações com vigas da série VS 250x37 (grupo 1), as figuras 9.6 e 9.7 apresentam estas comparações, respectivamente para as ligações com chapas de topo com 31,5 mm e 22,4 mm de espessura, ressaltando-se a já mencionada diferença entre os valores obtidos para os protótipos CT1A-1 e CT1B-1.

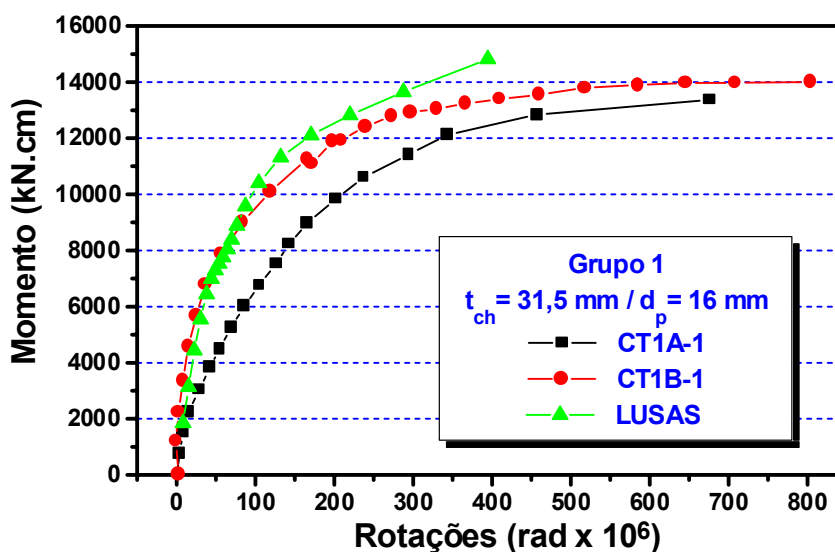


Figura 9.6 – Rotações das ligações (CT1-AB1)

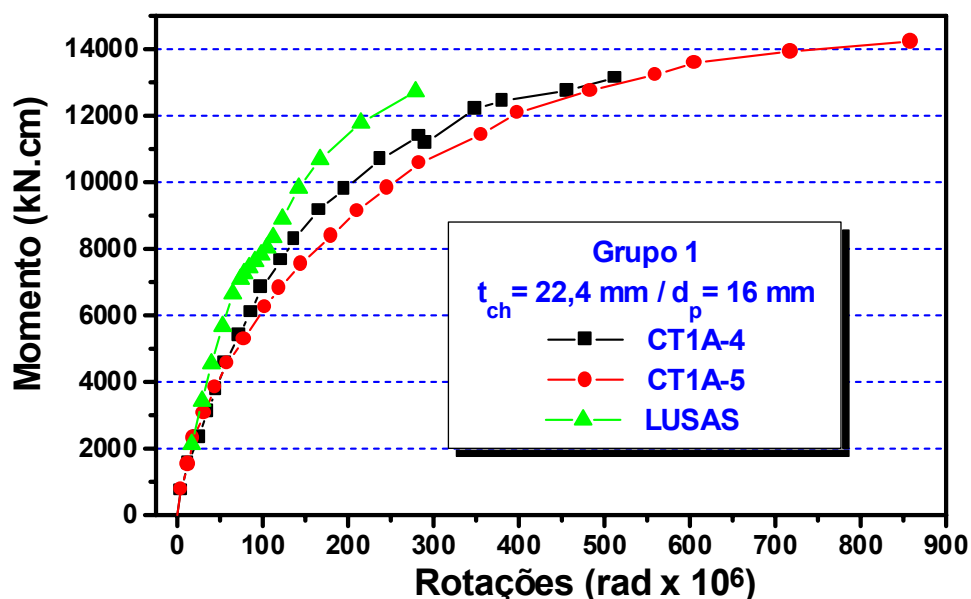


Figura 9.7 – Rotações das ligações (CT1-A45)

Observa-se, coincidentemente, uma razoável aproximação dos valores obtidos numericamente, com os obtidos experimentalmente para o protótipo CT1B-1, porém somente para momentos fletores inferiores ao momento nominal de plastificação total da seção transversal da viga ($M_p = 11650 \text{ kN.cm}$).

Tomando-se momentos fletores aproximadamente iguais a M_p , as rotações obtidas na análise numérica correspondem a 77% (CT1B-1) e 54%

(CT1A-4) dos valores calculados a partir dos resultados experimentais.

Esta disparidade de resultados implica, portanto, em diferenças na quantificação da influência da redução da espessura da chapa de topo, a partir dos resultados dos dois tipos de análise.

Assim, como pode ser observado na figura 9.8, o acréscimo na rotação da ligação, devido à redução de 31,5 mm para 22,4 mm da espessura da chapa de topo, é equivalente a 69% para os resultados experimentais e atinge apenas 18% para os resultados da análise numérica.

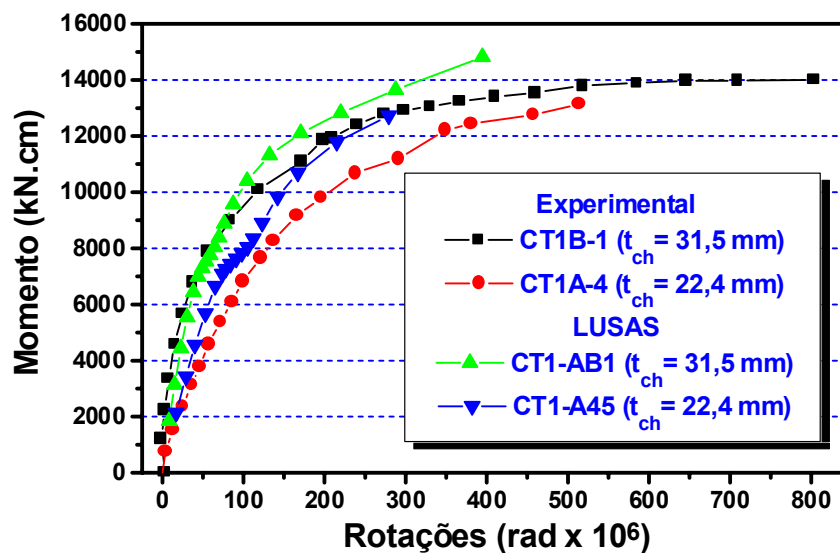


Figura 9.8 – Rotações das ligações: Influência da espessura da chapa de topo (Grupo 1)

Adotando-se o mesmo procedimento para os resultados dos modelos e protótipos do grupo 2 (VS 350x37), a figura 9.9 apresenta as curvas relativas à influência da redução da espessura da chapa de topo de 37,5 mm para 31,5 mm.

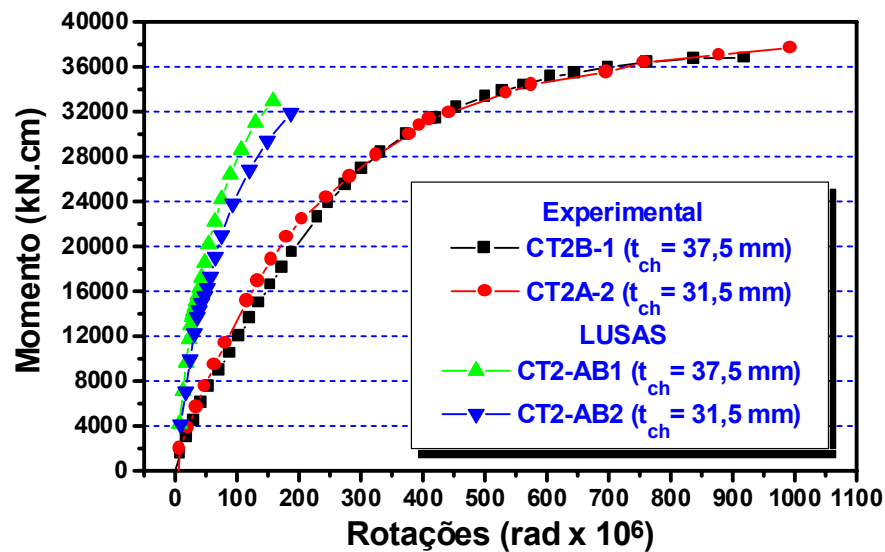


Figura 9.9 – Rotações das ligações: Influência da espessura da chapa de topo (Grupo 2)

Como já antecipado nos capítulos 6 e 8, os resultados da análise numérica apresentaram variação de 34%, enquanto as rotações para os protótipos CT2B-1 e CT2A-2, com parafusos de 22 mm de diâmetro, praticamente não sofreram variação em função da espessura da chapa de topo.

A comparação para as ligações a que se refere a figura 9.9 indica que os resultados da análise numérica são equivalentes a 32% e 43% dos valores obtidos experimentalmente, respectivamente para as ligações com chapa de topo de 37,5 mm e 31,5 mm.

9.3 – Parafusos

Os parafusos de alguns dos protótipos ensaiados na fase experimental foram instrumentados, como descrito no capítulo 8, obtendo-se informações relativas às deformações na região do fuste próxima à cabeça dos parafusos.

Com os valores da relação força axial/deformação determinadas nos ensaios de calibração desses parafusos, foi possível utilizar os resultados experimentais (deformações) para a obtenção dos esforços de tração

transmitidos aos parafusos da região tracionada da ligação, observado o limite de validade do regime elástico.

Para o protótipo CT1B-1 e seu correspondente modelo numérico CT1-AB1, as figuras 9.10 e 9.11 apresentam a comparação entre os resultados obtidos nas análises numérica e experimental, respectivamente para os parafusos das linhas externa e interna da ligação, desconsiderando-se os efeitos da protensão dos parafusos pelas razões apresentadas no capítulo 6, relativas à forma de introdução deste esforço no modelo analisado numericamente.

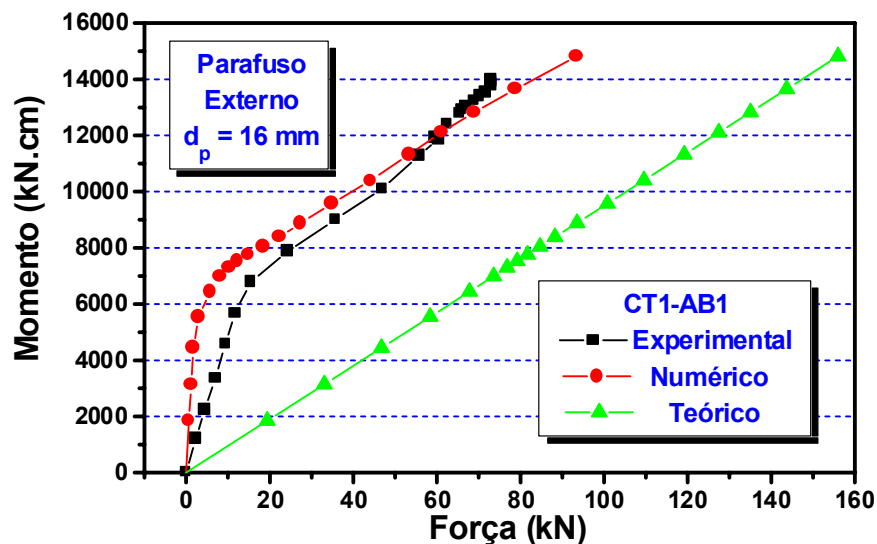


Figura 9.10 – Comparação das forças de tração nos parafusos da linha externa (CT1-AB1)

Considerando-se momentos fletores aproximadamente iguais a M_p , verifica-se que os resultados obtidos são muito próximos, correspondendo os resultados da análise numérica a 95% dos resultados experimentais, tanto para os parafusos da linha externa quanto da linha interna.

Entretanto, comparando-se as figuras 9.10 e 9.11, observa-se que para $M < M_p$ os resultados experimentais são maiores que os da análise numérica para os parafusos da linha interna, o que não acontece para os parafusos da linha externa.

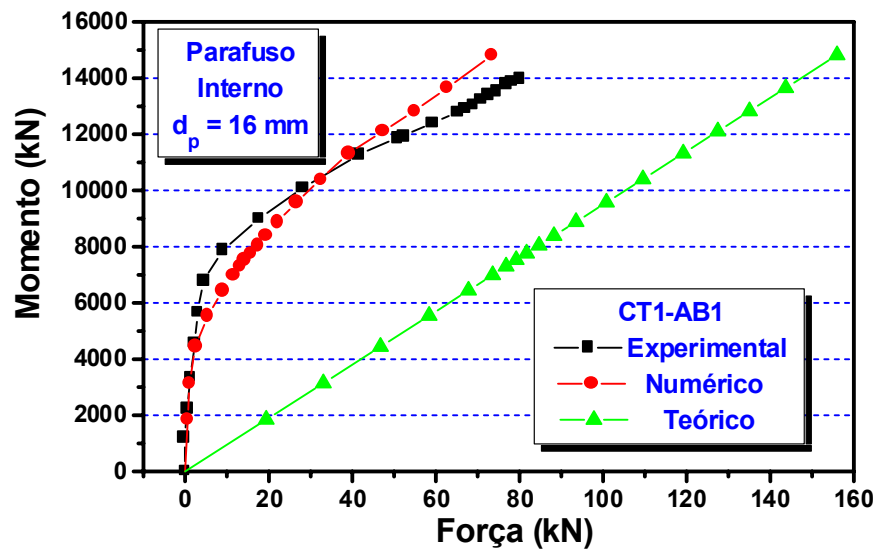


Figura 9.11 – Comparação das forças de tração nos parafusos da linha interna (CT1-AB1)

Isto é decorrência da diferença verificada nas análises numérica e experimental, quanto à solicitação dos parafusos das linhas interna e externa, observando-se que os parafusos da linha interna somente são mais solicitados que os da externa para momentos fletores superiores a 7300 kN.cm (63% M_p) na análise numérica, enquanto os resultados da análise experimental do protótipo CT1B-1 indicam que os esforços nos parafusos da linha externa somente são ultrapassados para momentos fletores 10% superiores a M_p .

Em termos de deformações na região do fuste do parafuso onde foram instalados os extensômetros, no capítulo 6 foi comentada a questão relativa à forma de aplicação das forças de protensão e das condições de contorno impostas aos parafusos (posicionamento dos apoios na extremidade e não consideração da porca) e a consequente verificação de valores muito baixos para as deformações axiais nesta região.

Considerando-se, porém, as deformações médias no fuste dos parafusos, observa-se que os resultados numéricos e experimentais são coerentes com os resultados relativos aos esforços de tração, embora apresentem valores iguais a 0,7 e 0,57 para a relação numérico/experimental, respectivamente para os parafusos da linha externa

e interna, considerando-se momentos fletores aproximadamente iguais a M_p .

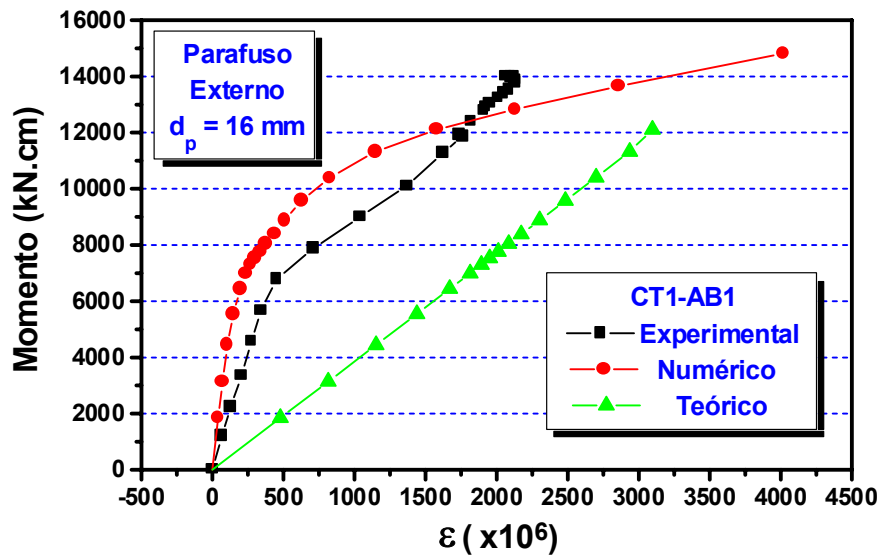


Figura 9.12 – Comparação das deformações médias nos parafusos externos (CT1B-1)

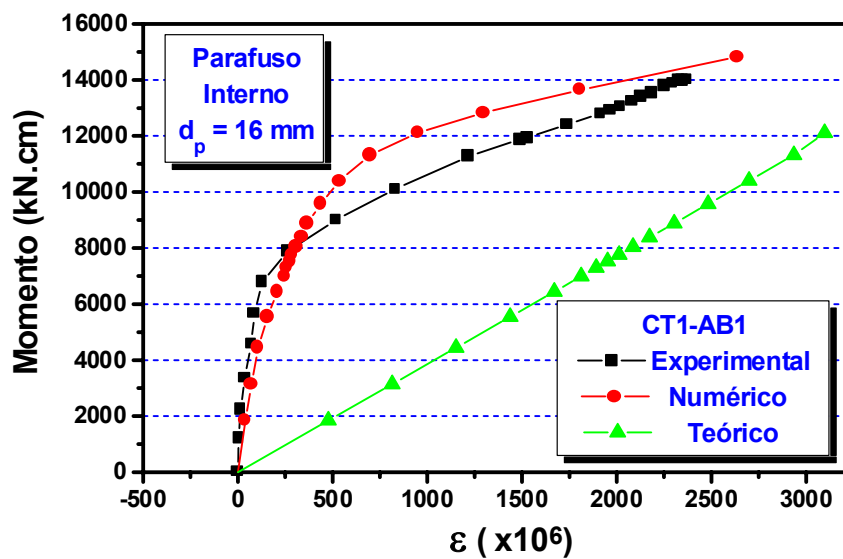


Figura 9.13 – Comparação das deformações médias nos parafusos internos (CT1B-1)

A comparação entre os resultados das análises numérica e experimental para a ligação com chapa de topo de 31,5 mm de espessura e parafusos de 16 mm de diâmetro é apresentada nas figuras 9.12 e 9.13, respectivamente para os parafusos das linhas externa e interna da região tracionada da ligação, considerando-se as deformações médias no fuste dos

parafusos (resultados numéricos) e as deformações indicadas pelos extensômetros instalados nos parafusos (resultados experimentais).

Os resultados obtidos para os modelos com parafusos de 19 mm, correspondentes aos protótipos com parafusos de mesmo diâmetro e instrumentados com extensômetros, apresentaram valores comparativos semelhantes aos apresentados para os parafusos com 16 mm de diâmetro.

Em todos os casos analisados fica evidenciado que os esforços previstos pela hipótese de transmissão dos momentos apenas por intermédio das mesas são superiores aos obtidos nas análises numérica e experimental.

9.4 – Deformações nas mesas e na alma das vigas

Para os pontos instrumentados, na seção transversal da viga distante $H/2$ da face da chapa de topo (H = altura da viga), serão apresentadas as comparações dos resultados relativos às deformações longitudinais nas mesas e na alma das vigas para as ligações correspondentes aos modelos numéricos CT1-AB1, CT1-A45, CT2-AB1 e CT2-AB2.

As deformações, obtidas experimental e numericamente, para os pontos 1 e 2 da seção $H/2$ são apresentadas nas figuras 9.14 e 9.15, para a mesas tracionada da ligação com chapa de topo com 31,5 mm de espessura (t_{ch}) e parafuso de 16 mm de espessura (d_p).

Em ambos os casos, os resultados experimentais são inferiores aos obtidos na análise numérica, representando 28% e 36% destes últimos, respectivamente para os pontos 1 e 2, para momentos fletores na seção considerada equivalentes a 84% de M_p .

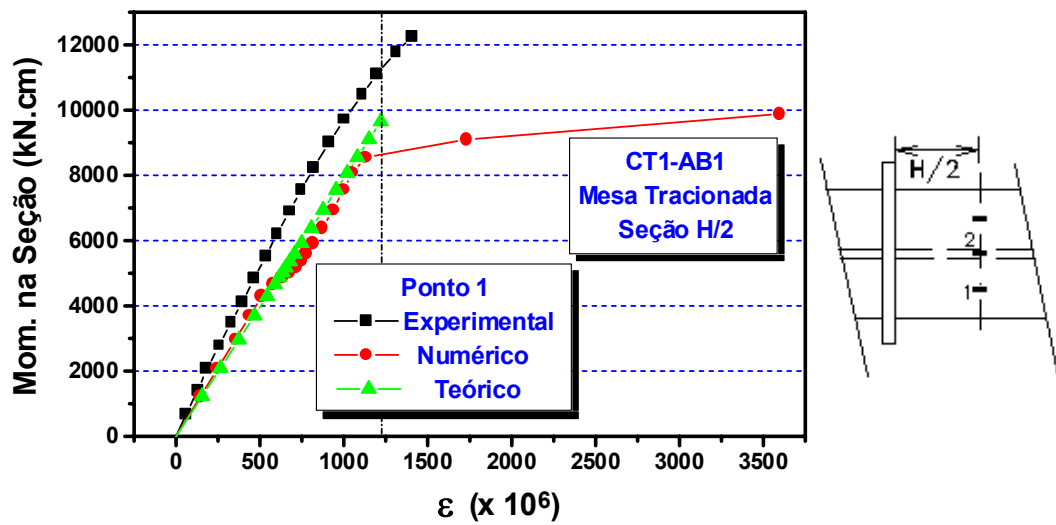


Figura 9.14 – CT1-AB1: Deformações no ponto 1 da mesa tracionada (seção H/2)

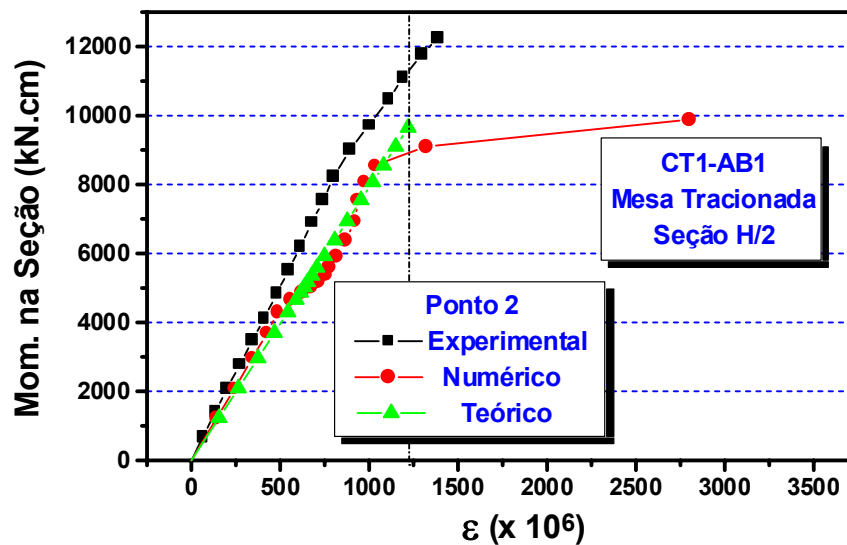


Figura 9.15 – CT1-AB1: Deformações no ponto 2 da mesa tracionada (seção H/2)

Em termos de média, as deformações obtidas experimentalmente (considerando-se os três extensômetros instalados na seção) correspondem a 29% da média (pontos 1 e 2) dos resultados da análise numérica.

Na mesa comprimida da viga (figuras 9.16 e 9.17), as deformações longitudinais apresentam valores mais divergentes, com os resultados experimentais correspondendo a 40% e 84% dos resultados da análise

numérica, respectivamente para os pontos 1 e 2 e relação de 45% entre os valores médios, considerando-se o mesmo valor da solicitação na seção transversal.

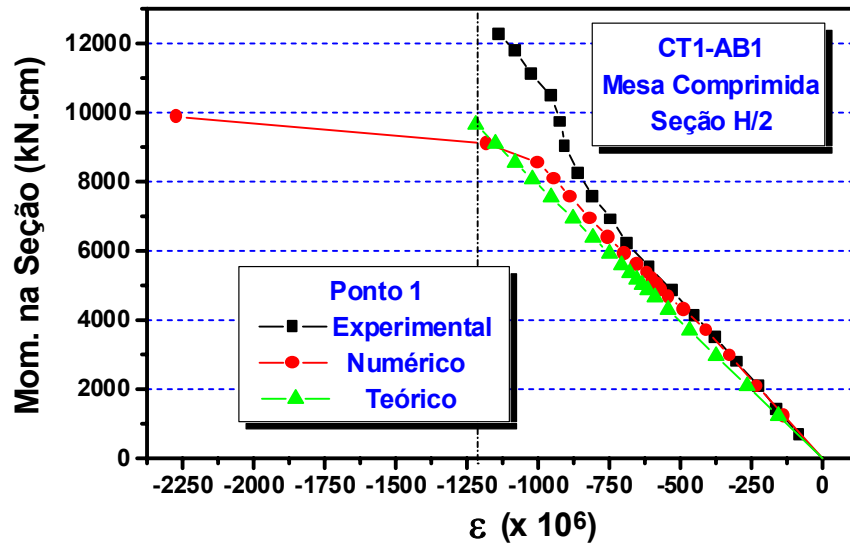


Figura 9.16 – CT1-AB1: Deformações no ponto 1 da mesa comprimida (seção H/2)

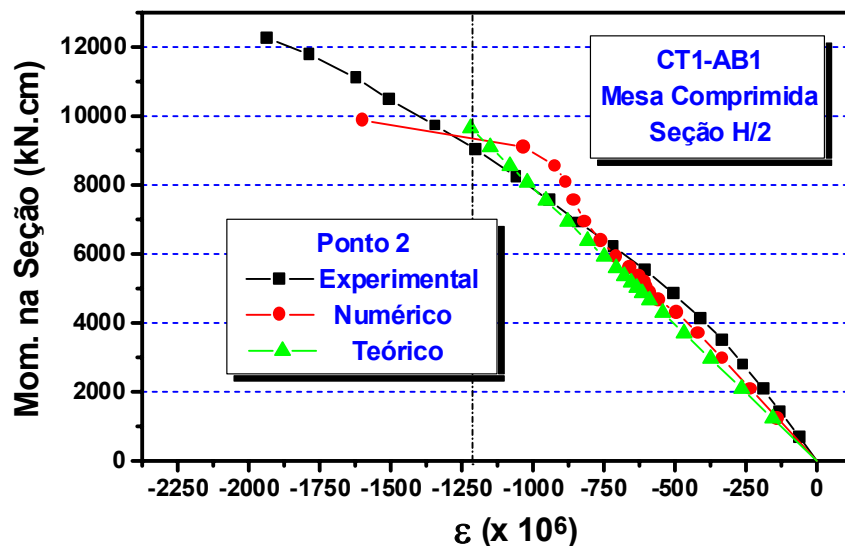


Figura 9.17 – CT1-AB1: Deformações no ponto 2 da mesa comprimida (seção H/2)

Para a ligação correspondente ao modelo CT1-A45 ($t_{ch} = 22,4$ mm e $d_p = 16$ mm), os resultados médios, apresentados nas figuras 9.18 e 9.19,

mostram-se mais próximos, com relações experimental/numérico da ordem de 72% e 96%, respectivamente para as mesas tracionada e comprimida, para $M = 8480 \text{ kN.cm}$ na seção, equivalente a 73% de M_p .

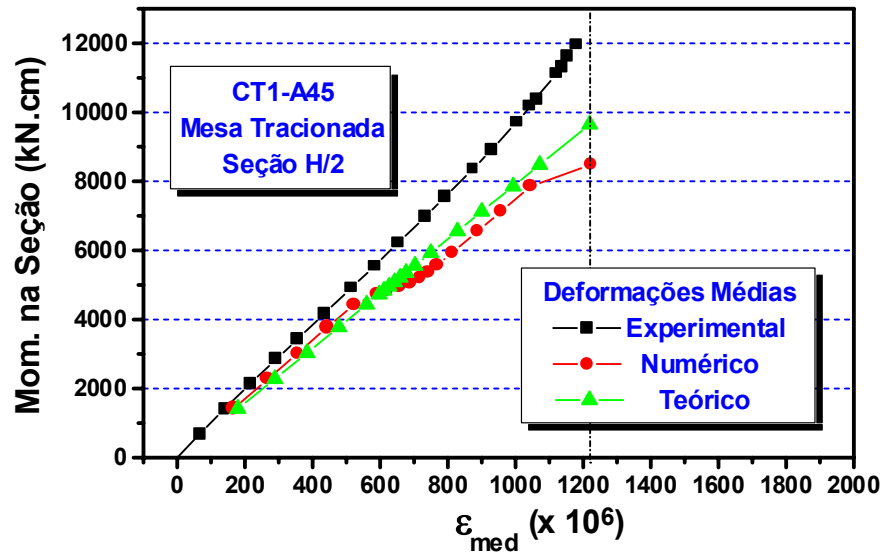


Figura 9.18 – CT1-A45: Deformações médias na mesa tracionada

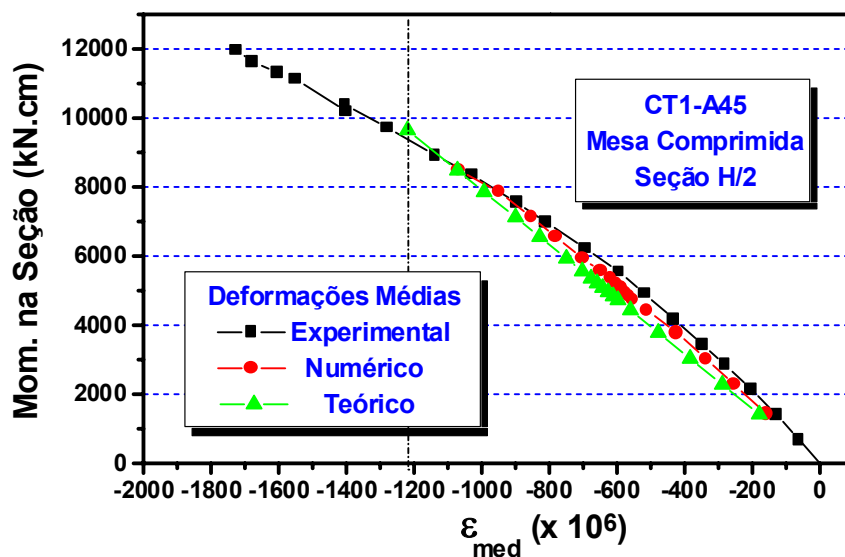


Figura 9.19 – CT1-A45: Deformações médias na mesa comprimida

As figuras 9.20 e 9.21 apresentam a comparação das deformações específicas obtidas, respectivamente para os pontos 1 (situado na aba da mesa) e 2 (localizado no plano médio da alma) da mesa tracionada na seção

distante H/2 da face da chapa de topo, para a ligação correspondente ao modelo CT2-AB1, com chapa de topo de 37,5 mm de espessura e parafusos com 22 mm de diâmetro.

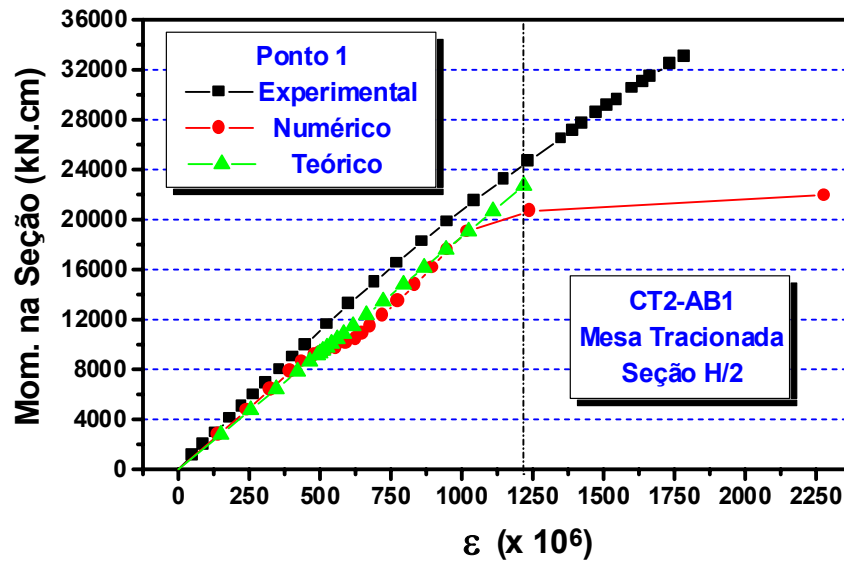


Figura 9.20 – CT2-AB1: Deformações no ponto 1 da mesa tracionada (seção H/2)

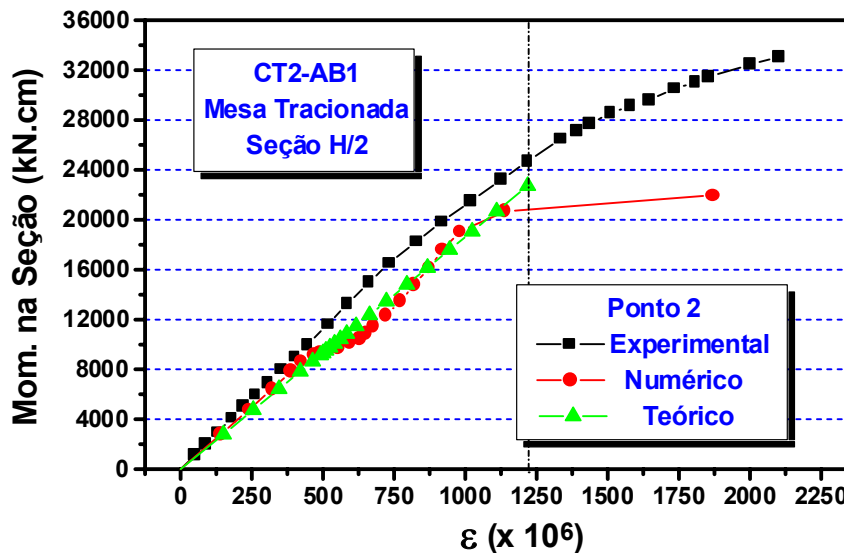


Figura 9.21 – CT2-AB1: Deformações no ponto 2 da mesa tracionada (seção H/2)

Considerando-se momentos fletores da ordem de 70% de M_p ($M_p =$

28425 kN.cm), atuando na seção considerada, os valores obtidos experimentalmente equivalem a 76% e 80% dos resultados da análise numérica, respectivamente para os pontos 1 e 2.

Entretanto, a comparação entre os valores médios obtidos experimentalmente (considerando-se os três extensômetros) e através da análise numérica (para todos os pontos nodais da mesa na seção), a relação experimental/numérico é de apenas 62%.

Na mesa comprimida, os resultados são bem mais próximos, inclusive com valores ligeiramente maiores para os resultados experimentais em comparação com os obtidos na análise numérica, como mostrado nas figuras 9.22 e 9.23, respectivamente para os pontos 1 e 2.

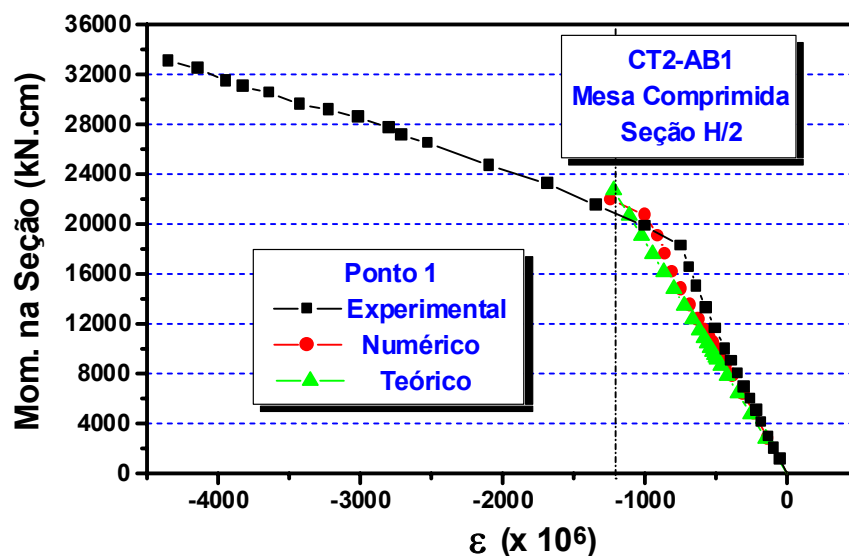


Figura 9.22 – CT2-AB1: Deformações no ponto 1 da mesa comprimida (seção H/2)

Considerando-se o mesmo valor da sollicitação na seção H/2 (70% de M_p), observa-se que os resultados experimentais são apenas 1% e 5% maiores que os resultados da análise numérica, respectivamente para os pontos 1 e 2, e 14% maiores quando a comparação é feita em termos de valores médios.

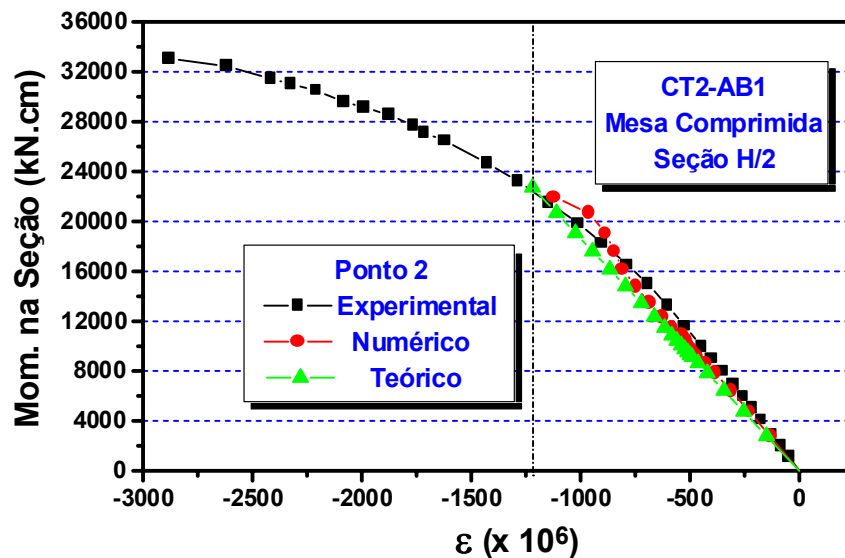


Figura 9.23 – CT2-AB1: Deformações no ponto 2 da mesa comprimida (seção H/2)

É interessante ressaltar, considerando-se que as ligações correspondentes aos modelos CT1-AB1 e CT2-AB1 foram dimensionadas de acordo com as prescrições do método adotado pelo MANUAL brasileiro (1988) para forças de alavanca nulas, que os gráficos apresentados nas figuras 9.14 e 9.20, assim como nas figuras 9.15-9.21 e 9.17-9.23 são bastante similares, embora os resultados experimentais sejam mais próximos dos resultados numéricos para as ligações do grupo 2 (VS 350x58).

A exceção é verificada comparando-se as figuras 9.16 e 9.22, correspondentes às deformações no ponto 1 (ponto médio da aba) na mesa comprimida, o que talvez possa ser associado a questões ligadas ao desenvolvimento do ensaio ou mesmo algum tipo de defeito de fabricação do protótipo.

Também merece menção especial o fato de que as deformações no ponto 2 (plano médio da alma) das mesas tracionada e comprimida são muito mais próximas, em valor absoluto, para a ligação do grupo 2, apresentando relação igual a 80%, enquanto para a ligação do grupo 1 o valor é igual a 67%.

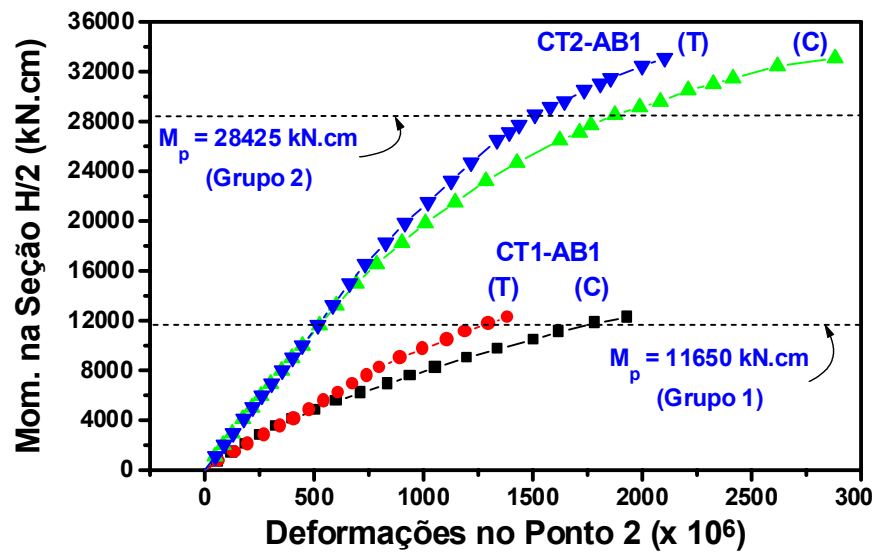


Figura 9.24 – Comparação das deformações no ponto 2 das mesas tracionada e comprimida (resultados experimentais)

Esta comparação, apresentada na figura 9.24, permite estabelecer um paralelo entre o comportamento das ligações com vigas de alturas diferentes, considerando-se que o ponto 2 está situado em um dos planos de simetria da seção transversal.

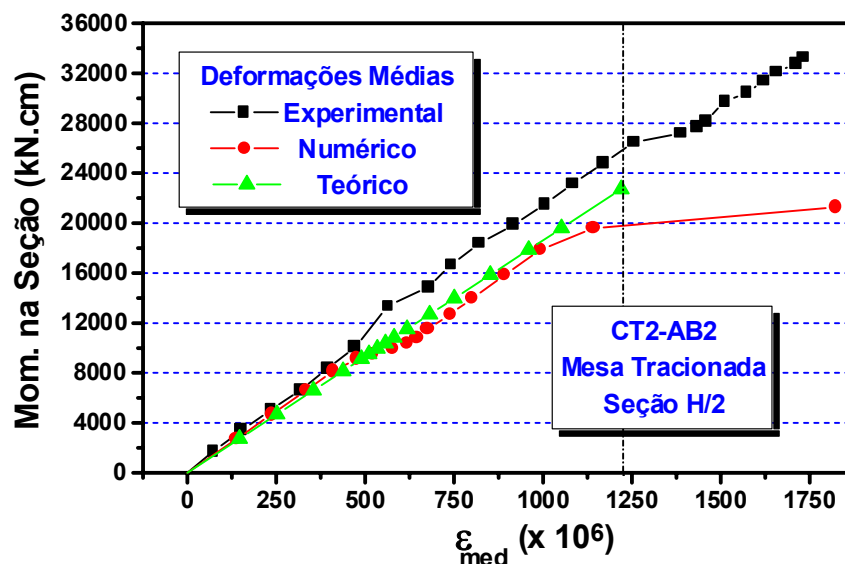


Figura 9.25 – CT2-AB2: Deformações médias na mesa tracionada

Para as ligações correspondentes ao modelo CT2-AB2 ($t_{ch} = 31,5$ mm e $d_p = 22$ mm), as figuras 9.25 e 9.26 apresentam as deformações médias

nas mesas tracionada e comprimida, respectivamente.

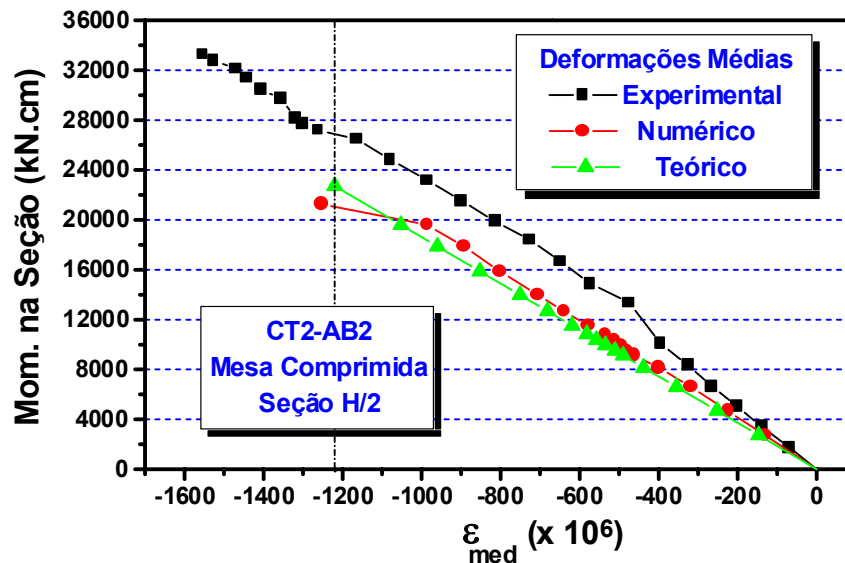


Figura 9.26 – CT2-AB2: Deformações médias na mesa comprimida

Observa-se que, mesmo para a mesa comprimida, as deformações médias obtidas experimentalmente são inferiores aos valores teóricos e aos fornecidos pela análise numérica, correspondendo a 82% destes últimos para momento fletor equivalente a 70% de M_p , enquanto na mesa tracionada esta relação é igual a 80%.

Tabela 9.3 – Relações entre os resultados experimentais e numéricos para as deformações nas mesas (CT2-AB1 e CT2-AB2)

	M/M _p (%)	Mesa Tracionada			Mesa Comprimida		
		Experim./ Numérico (%)			Experim./ Numérico (%)		
		Pto. 1	Pto. 2	Média	Pto. 1	Pto.2	Média
CT2-AB1	70	76	80	62	101	105	114
CT2-AB2	70	80	88	80	84	77	82

Para uma comparação da influência da espessura da chapa de topo, a tabela 9.3 apresenta os valores das relações entre os resultados das análises experimental e numérica para as ligações correspondentes aos

modelos CT2-AB1 ($t_{ch} = 37,5$ mm) e CT2-AB2 ($t_{ch} = 31,5$ mm).

Os resultados da análise numérica para as deformações nos pontos da alma das vigas, como já comentado para as tensões longitudinais no capítulo 6, apresentam grandes variações para momentos fletores na seção H/2 superiores a 4300 kN.cm (CT1-AB1), com variação praticamente linear para solicitações de menor valor, observando-se o mesmo do modelo CT2-AB1, para momentos fletores superiores a 7900 kN.cm.

A figura 9.27 apresenta, para alguns valores do momento fletor na seção, a comparação dos resultados experimentais e da análise numérica, notando-se os valores completamente atípicos dos resultados para $M = 9023$ kN.cm, embora os resultados experimentais apresentem variação praticamente linear para momento fletor apenas 1,6% inferior.

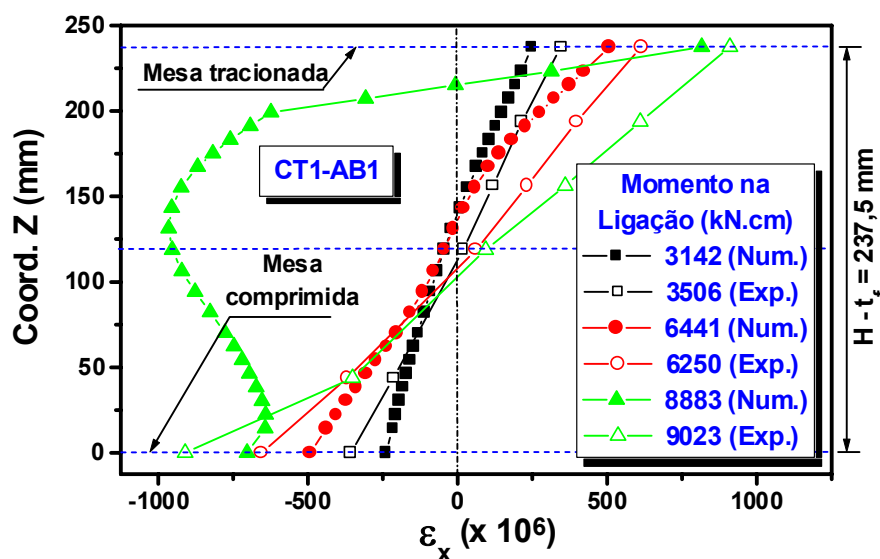


Figura 9.27– CT1-AB1: Deformações longitudinais na alma

Para a ligação correspondente ao modelo CT2-AB1, os resultados da análise numérica para $M = 14800$ kN.cm (figura 9.28) também apresentam grande variação em relação aos resultados experimentais (distribuição das deformações específicas na direção longitudinal da viga ainda praticamente linear para momento fletor 1,2% superior).

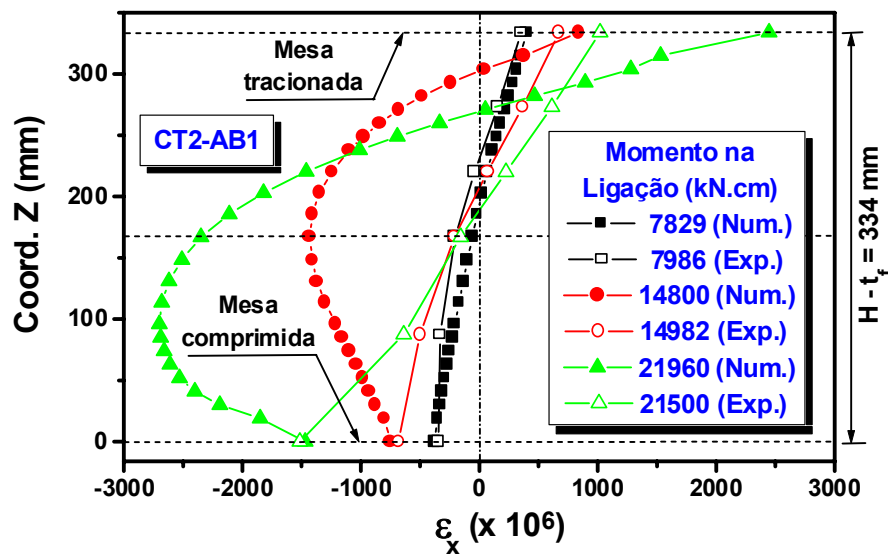


Figura 9.28– CT2-AB1: Deformações longitudinais na alma

O caráter atípico dos resultados obtidos através da análise numérica é acentuado quando se observa a modificação da posição dos pontos com deformação específica nula, na direção longitudinal da viga.

Enquanto, com o aumento da sollicitação (momento fletor), os resultados experimentais mostram um deslocamento contínuo da linha neutra em direção à mesa comprimida, os resultados da análise numérica somente apresentam este comportamento para as primeiras fases de carregamento, com deslocamento em sentido contrário para valores maiores do momento fletor (figura 9.27), ou mesmo uma oscilação da posição do ponto com deformação específica nula, como pode ser observado na figura 9.28 para $M = 14800$ kN.cm e $M = 21960$ kN.cm.

9.5 – Deformações na chapa de topo

A figura 9.29 apresenta o posicionamento das rosetas instaladas na chapa de topo dos protótipos da série A, dos dois grupos de ligações ensaiadas (vigas VS 250x37 e 350x58), lembrando, como já comentado no capítulo 8, que os protótipos da série B (2º ensaio de cada protótipo) a instrumentação na chapa de topo restringiu-se às rosetas instaladas nas posições R5 e R6.

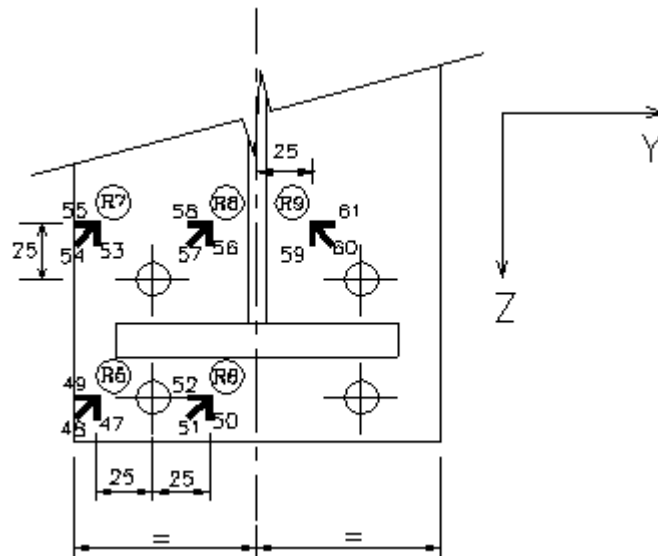


Figura 9.29 – Posicionamento das rosetas nas chapas de topo (Grupos 1 e 2, Série A)

Os resultados da análise numérica, apresentados no capítulo 6, para os pontos correspondentes às rosetas, nas direções Y e Z, mostram uma grande diversidade de comportamento frente aos resultados experimentais.

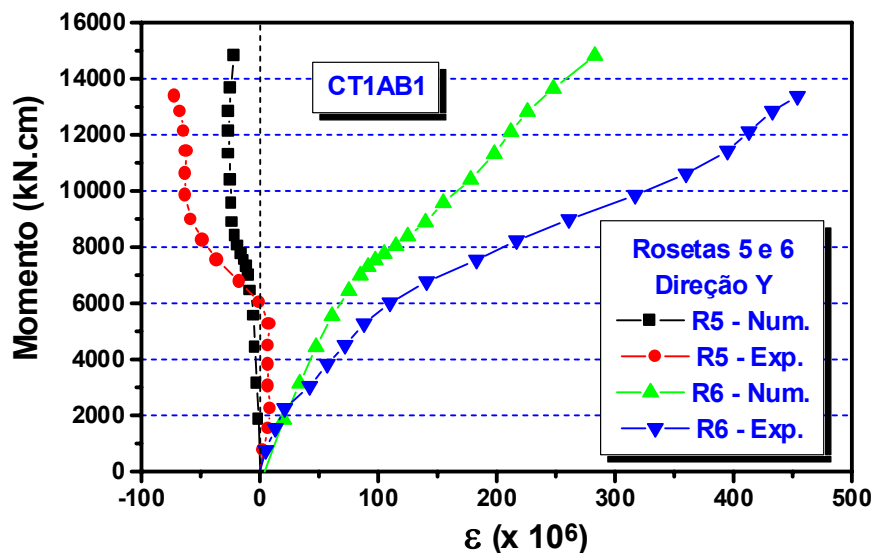


Figura 9.30 – CT1-AB1: Deformações nas rosetas 5 e 6 (Direção Y)

Para a ligação correspondente ao modelo CT1-AB1 ($t_{ch} = 31,5$ mm e $d_p = 16$ mm), as figuras 9.30 e 9.31 apresentam as comparações das deformações, na direção Y, respectivamente para as rosetas 5-6 e 7-8.

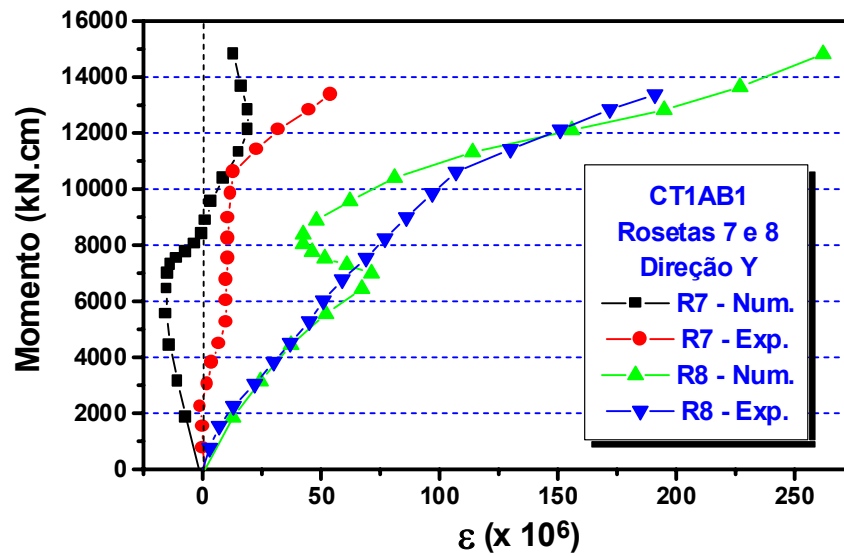


Figura 9.31 – CT1-AB1: Deformações nas rosetas 7 e 8 (Direção Y)

Os resultados da análise numérica, apresentados nas figuras 9.30 e 9.31 apresentam uma razoável compatibilidade com os resultados experimentais, pelo menos quanto à natureza da solicitação (tração ou compressão) em cada um dos pontos instrumentados.

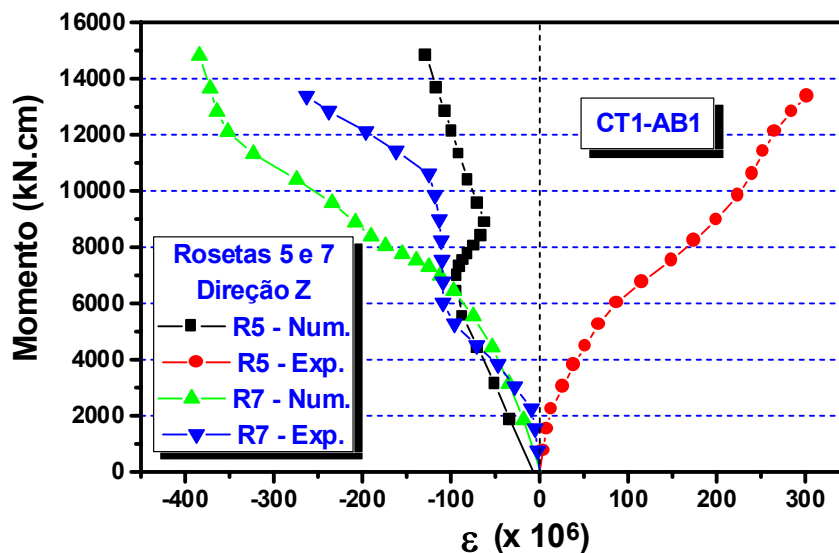


Figura 9.32 – CT1-AB1: Deformações nas rosetas 5 e 7 (Direção Z)

Para os resultados das deformações na direção Z, entretanto, observa-se comportamentos bastante distintos, como o apresentado na figura 9.32, relativo às deformações na direção Z para as rosetas 5 e 7 da

ligação correspondente ao modelo CT1-AB1.

A figura 9.32 mostra que, embora os resultados para a roseta 7 apresentem valores muito próximos para as fases iniciais de carregamento do modelo, os resultados obtidos para a roseta 5 são completamente díspares, apontando para deformações produzidas por compressão para os resultados experimentais e por tração para os resultados numéricos.

Estas constatações reforçam a convicção da extrema complexidade do problema referente às solicitações na chapa de topo, afetadas por uma série de fatores tais como as condições de contato entre a chapa e o flange do pilar e dos parafusos com a chapa (análise numérica) e também das condições de montagem e fabricação das ligações (análise experimental).

Durante o desenvolvimento da fase experimental, os resultados obtidos já indicavam a grande dificuldade de aproveitamento dos mesmos, sem uma análise mais aprofundada, o que extrapolaria os limites de tempo e recursos alocados para este trabalho.

Por este motivo, nos protótipos da série B dos dois grupos de ligações ensaiadas a instrumentação da chapa de topo foi reduzida para rosetas instaladas apenas nas posições das rosetas 5 e 6 (figura 9.29), como já mencionado no capítulo 8.

Quanto à análise numérica, diversas questões relativas à modelação das ligações merecem um estudo mais aprofundado e cuidadoso, o que será objeto dos comentários e sugestões (capítulo 10) para o desenvolvimento de novos trabalhos e continuidade da linha de pesquisa.

9.6 – Comentários sobre a comparação de resultados

De uma forma geral, os resultados obtidos através da análise dos modelos de ligação pelo método dos elementos finitos mostraram-se inferiores aos resultados experimentais, indicando um comportamento mais rígido do modelo numérico, como no caso dos afastamentos da chapa de topo e das solicitações nos parafusos.

No caso das tensões e deformações nas mesas e alma das vigas,

bem como nas chapas de topo, as comparações foram, de certo modo, prejudicadas pelos motivos já expostos, não tendo sido possível, no âmbito deste trabalho, a verificação e aprofundamento do estudo da influência de fatores tais como a forma de introdução do carregamento externo e das condições de contorno impostas aos modelos.

Independentemente destas observações, os principais aspectos relativos ao comportamento momento-rotação e dimensionamento das ligações com chapa de topo foram analisados numérica e experimentalmente, conduzindo às conclusões que serão apresentadas no próximo capítulo, juntamente com uma análise crítica dos procedimentos e da metodologia utilizada neste trabalho e das considerações e sugestões para o prosseguimento dos estudos nesta linha de pesquisa.

 [Capítulo 8](#)

[Capítulo 10](#) 

CONCLUSÕES

Nos capítulos anteriores foram apresentados os resultados das análises numérica e experimental e a comparação dos resultados obtidos durante o desenvolvimento deste trabalho.

Este capítulo apresenta as conclusões finais e as recomendações para o desenvolvimento de novos estudos na linha de pesquisa relativa ao comportamento das ligações parafusadas viga-coluna com chapa de topo, incluindo ainda, considerações sobre a metodologia empregada na pesquisa.

10.1 – Considerações sobre a metodologia

No capítulo 3, item 3.2, foram relacionadas as principais abordagens empregadas no estudo do comportamento das ligações, enfatizando-se que os mais recentes e avançados estudos nesta área envolvem análises através de modelos computacionais (método dos elementos finitos) e comparação com resultados obtidos experimentalmente.

Esta metodologia, também empregada neste trabalho, via de regra tem sido considerada adequada, conduzindo a conclusões e recomendações de procedimentos para o dimensionamento das ligações, como é o caso dos estudos desenvolvidos por KRISHNAMURTHY (1978b), incorporados pelo AISC (1980) e mantido nas versões posteriores, tanto baseadas no método das tensões admissíveis AISC/ASD (1986 e 1989) quanto no método dos

estados limites AISC/LRFD (1986 e 1994).

Segundo BURSI & JASPART (1997), a utilização do método dos elementos finitos, juntamente com a realização de ensaios em laboratório, pode suprir as deficiências de modelos teóricos, uma vez que estes não são capazes de representar os complexos fenômenos presentes em uma ligação, principalmente no caso de ligações com chapa de topo.

Esta observação é de extrema importância, não sendo recomendável dissociar a análise experimental e a análise via elementos finitos no estudo das ligações em estruturas de aço e, em particular, das ligações viga-coluna com chapa de topo.

Apesar disto, e devido à grande diversidade de modos de simulação numérica e de programas computacionais existentes, os estudos já desenvolvidos devem ser sempre observados com algumas ressalvas quanto às hipóteses básicas adotadas e, em especial, quanto à reologia do material empregado nestas análises.

Sem entrar no mérito, por enquanto, da validade dos resultados obtidos, observa-se que a maioria das pesquisas que empregam a metodologia em questão preocupam-se, quase que exclusivamente, com a questão do afastamento relativo entre a chapa de topo e o flange do pilar, não se preocupando com os aspectos relativos à flexão da chapa de topo e à distribuição de tensões e deformações nas mesas e alma das vigas.

Estas questões, já comentadas no capítulo 6, são importantes para a determinação do comportamento da chapa de topo, principalmente para o cálculo da espessura mínima necessária da chapa.

Neste trabalho optou-se, por razões já mencionadas, pela modelação numérica das ligações utilizando:

- simetria da ligação através do plano médio da alma da viga;
- segmentos curtos de viga, introduzindo-se o carregamento através dos pontos nodais da extremidade da mesa;
- elementos finitos tridimensionais para todos os elementos da ligação (parafusos, chapa de topo e viga);
- elementos de junta para simular o contato chapa/flange e o

- contato dos parafusos (cabeça e fuste) com a chapa de topo;
- forças de tração, aplicadas às extremidades dos parafusos para simular a protensão;
 - flange do pilar rígido, representado por uma rede de apoios.

Os resultados obtidos, exceto para as tensões e deformações na chapa de topo e na alma da viga, mostraram-se coerentes com o comportamento teórico esperado, apesar de apresentarem grandes discrepâncias, em alguns casos, com os resultados obtidos através dos ensaios realizados.

Uma boa parcela destas discrepâncias pode ser atribuída, como afirmado por vários autores, entre os quais BURSI & JASPART (1997), às imperfeições verificadas nos protótipos de ensaio e à não consideração de tensões residuais nos modelos numéricos, de muito difícil estimativa para vigas constituídas por perfis soldados, considerando-se também os aspectos relativos à nova soldagem com as chapas de topo, que ainda passam por um processo de furação.

A influência das tensões residuais, que a princípio esperava-se levar em consideração neste trabalho, foi abandonada a partir da constatação de não haver informações confiáveis na literatura especializada (perfis soldados com dimensões similares às utilizadas no Brasil) e da convicção de que um estudo desta natureza demandaria uma pesquisa específica, praticamente impossível, por limitações de tempo e recursos, de ser desenvolvida juntamente com outros objetivos.

Retomando a questão das diferenças observadas entre os resultados obtidos numérica e experimentalmente - e antecipando algumas recomendações para o prosseguimento dos estudos nesta linha de pesquisa -, é conveniente que algumas das premissas básicas adotadas neste trabalho para a modelação numérica das ligações sejam discutidas e tenham suas influências avaliadas.

Entre estas premissas, a questão da simulação do contato entre o fuste dos parafusos e a chapa de topo merece ser repensada, para evitar-se

que um mesmo ponto da chapa de topo seja vinculado, através de elementos de junta, simultaneamente ao fuste do parafuso e ao apoio (flange do pilar).

A alternativa poderia ser a modificação da malha de pontos nodais na face da chapa em contato com o flange, introduzindo-se uma série de pontos, muito próximos ao contorno dos furos, os quais seriam vinculados somente aos apoios, evitando-se a interferência no deslocamento relativo chapa/flange do pilar, como apontado no capítulo 6.

As questões relativas à utilização da simetria, do comprimento das vigas e da introdução do carregamento externo também poderiam ser objeto de uma avaliação mais detalhada, de forma a verificar, principalmente, sua influência na distribuição de tensões e deformações, nas mesas e alma das vigas.

Um grande problema enfrentado na fase de análise numérica das ligações foi o excessivo tempo de processamento dos modelos, o que talvez possa ser atribuído a deficiências do programa utilizado, sendo necessário uma avaliação deste parâmetro através de análises, de mesma natureza que a desenvolvida neste trabalho, com outros programas computacionais.

Um outro fator a ser considerado é a conveniência ou não da utilização de elementos finitos tridimensionais, através de análises comparativas de resultados obtidos com a modelação das ligações com elementos finitos bi-dimensionais para o estudo do comportamento da chapa de topo e dos elementos das vigas (mesas e alma), utilizada nas pesquisas desenvolvidas por KRISHNAMURTHY (1974a e 1975b) e por BAHARI & SHERBOURNE (1994)

As dificuldades de uma modelação deste tipo, na qual a espessura dos elementos finitos é tomada como a largura da chapa de topo ou das mesas da viga, são a impossibilidade de obtenção dos deslocamentos da chapa de topo ao longo de sua largura e a modelação dos parafusos, uma vez que os parafusos da região tracionada da ligação, principalmente para o caso de chapas de pequena espessura, também são solicitados à flexão.

Uma alternativa interessante é a utilização de elementos de casca

para a chapa de topo e da viga (mesas e alma), modelando-se os parafusos com elementos finitos tridimensionais para a obtenção da distribuição dos esforços de tração.

SHERBOURNE & BAHAARI (1994, 1997a e 1997b) utilizaram uma modelação semelhante a esta, com a diferença de que somente nas porcas e na cabeça dos parafusos foram utilizados elementos finitos tridimensionais com três graus de liberdade por ponto nodal, enquanto o fuste dos parafusos foi modelado através de elementos de treliça (elementos STIF-52 do programa computacional ANSYS¹) e elementos de casca, com cinco graus de liberdade por ponto nodal, para modelação tanto da chapa e da viga quanto do flange, da alma e dos enrijecedores do pilar (elementos STIF-43 do programa ANSYS).

Esta forma de modelação das ligações chegou a ser cogitada mas foi abandonada por problemas de prazo para a conclusão deste trabalho, ficando como uma sugestão para estudos complementares visando a otimização da análise numérica, principalmente em termos de tempo de processamento.

Ainda em relação à análise numérica desenvolvida neste trabalho, é importante ressaltar a questão relativa à não consideração das porcas e da introdução das forças de protensão através da extremidade dos parafusos, o que, embora não tenha influenciado os resultados relacionados à distribuição dos esforços de tração entre os parafusos, originou uma grande concentração de tensões e deformações nas extremidades dos parafusos, como já comentado no capítulo 6.

Quanto à análise experimental, pode-se considerar que a instrumentação utilizada e os procedimentos de ensaio foram adequados, possibilitando a obtenção de resultados satisfatórios qualitativa e quantitativamente, tanto para o desenvolvimento deste trabalho quanto para serem utilizados em outras pesquisas, como o caso da dissertação de mestrado de SANTOS (1998), recentemente concluída.

Algumas observações de ordem prática, entretanto, são pertinentes,

¹ ANSYS: Programa computacional (método dos elementos finitos) desenvolvido nos EUA.

relativas à forma dos protótipos de ensaio e à obtenção de alguns resultados.

Neste trabalho optou-se por ensaiar protótipos cruciformes, cada um com duas ligações, com apoios nas extremidades das vigas e aplicação do carregamento na extremidade superior do pilar.

Esta opção não se mostrou muito favorável para a obtenção dos deslocamentos relativos entre a chapa de topo e o flange do pilar em virtude do deslocamento vertical do pilar central dos protótipos, o que impossibilitou a instalação dos transdutores de deslocamento em uma base fixa.

Para contornar esta dificuldade os transdutores de deslocamento foram instalados em dispositivos fixados às chapas de topo, à altura do plano médio das mesas tracionadas, em ambos os lados do pilar, conforme descrito no capítulo 7.

Os resultados obtidos, portanto, foram os deslocamentos relativos entre as extremidades laterais das chapas de topo das duas ligações de cada protótipo, tomando-se a metade do valor médio, observados de cada lado do pilar, para o deslocamento entre a chapa e o flange do pilar.

Esta consideração, já comentada no capítulo 8, é aceitável na medida em que foram utilizados quadros formados por cantoneiras para garantir a verticalidade dos deslocamentos do pilar e em função do acompanhamento dos deslocamentos verticais de vários pontos ao longo das duas vigas, o que garantiu a simetria do comportamento das duas ligações.

Além disto, não foi possível manter a fixação do dispositivo às chapas de topo durante todas as fases de aplicação do carregamento em alguns ensaios, devido ao deslocamento da chapa de topo.

Em artigo publicado após a conclusão da fase experimental deste trabalho, BURSI & JASPART (1997) apresentam uma interessante configuração de ensaio para ligações com chapa de topo, compostas por um único segmento de viga parafusado a uma viga horizontal, completamente apoiada em um robusto elemento do pórtico de reação, com o carregamento sendo introduzido horizontalmente na extremidade da viga.

O aspecto singular dos ensaios realizados pelos citados pesquisadores é que foi possível, através de orifícios convenientemente localizados na mesa da viga de reação, instalar transdutores de deslocamento para medição dos deslocamentos da chapa de topo no ponto pertencente, simultaneamente, aos planos médios das mesas e da alma da viga, medindo ainda os deslocamentos nos pontos correspondentes aos parafusos da região tracionada, também por intermédio de transdutores de deslocamento.

Esta instrumentação permitiu a obtenção, por via direta, do deslocamento tanto da chapa de topo no ponto mencionado, quanto nos pontos correspondentes aos parafusos, ao contrário do sistema utilizado neste trabalho, como anteriormente comentado.

Um outro aspecto a ser ressaltado é quanto à aplicação do carregamento externo dos protótipos, introduzido através de atuadores hidráulicos que só permitem o carregamento em etapas de carga, sendo possível controlar-se apenas o valor das forças aplicadas.

A utilização de atuadores servo-controlados com controle de deformações permitiria um melhor controle do comportamento das ligações nas fases em que a plastificação começa a ocorrer.

Em futuros trabalhos sobre o tema recomenda-se a utilização deste tipo de atuadores, salientando-se que estes não estavam disponíveis no início dos trabalhos experimentais relatados nesta tese.

Para finalizar estas considerações, é muito importante frisar que, em ambas as análises realizadas, ***não foi considerada*** a possível flexibilidade do flange do pilar, procurando-se eliminar esta variável da análise experimental, com a utilização de pilares com flanges de grande espessura e dotados de enrijecedores, e da análise numérica através da consideração de uma rede de apoios fixos, conectados à face de contato da chapa de topo por elementos de junta.

10.2 – Conclusões

Apresentadas as considerações gerais sobre a metodologia, relaciona-se a seguir as principais conclusões deste trabalho, já delineadas preliminarmente nos capítulos 6, 8 e 9, respectivamente relativas aos resultados da análise numérica, da análise experimental e à comparação dos resultados obtidos.

De uma forma geral, os resultados obtidos na análise numérica mostraram-se inferiores aos obtidos experimentalmente, podendo-se atribuir tais diferenças a diversos fatores, como os listados no item anterior, mas não se deve desprezar as questões relativas às premissas adotadas para o desenvolvimento da própria análise numérica, também comentadas anteriormente, e que merecem uma avaliação mais detalhada.

Apesar disto, os resultados da análise numérica apresentados no capítulo 6, relativos aos afastamentos entre a chapa de topo e o flange do pilar, à rotação das ligações, aos esforços nos parafusos e à transmissão dos momentos fletores nas ligações, mostraram-se coerentes para os modelos analisados, ou seja, considerando-se apenas os resultados obtidos pela aplicação do método dos elementos finitos, verificou-se que o comportamento das ligações é compatível com as variações geométricas utilizadas (variação do diâmetro dos parafusos e da espessura da chapa de topo).

Por outro lado, os resultados relativos à distribuição de tensões e deformações na chapa de topo e nas mesas e alma das vigas apresentaram várias inconsistências que exigem um aprofundamento do estudo de suas causas e da avaliação da influência da modelação adotada, considerando-se ainda que nas seções próximas à união da chapa com a viga (mesas e alma) as condições de contato e a flexão da própria chapa de topo introduzem grandes perturbações na distribuição de tensões e deformações que são de muito difícil determinação analítica.

Quanto à análise experimental, também é necessário levar em consideração que foram ensaiados dois exemplares (séries A e B) de cada configuração das ligações (mesma espessura de chapa de topo e mesmo diâmetro de parafuso), verificando-se, em alguns casos, grandes variações

nos resultados obtidos, apesar de todos os cuidados para a repetição dos mesmos procedimentos de montagem do protótipo e de execução dos ensaios.

Assim, as conclusões aqui apresentadas devem ser entendidas como específicas para os casos estudados, não sendo recomendável a aplicação genérica das mesmas sem uma avaliação criteriosa da validade das premissas aqui utilizadas.

Este alerta, que à primeira vista pode parecer decepcionante para o leitor, é necessário não só para isentar de responsabilidade os autores quanto à indevida generalização dos resultados obtidos neste trabalho, mas principalmente para reafirmar que a grande complexidade do comportamento das ligações em questão exige, como demonstrado pela extensa revisão bibliográfica apresentada no capítulo 3, o desenvolvimento de inúmeros estudos para o completo entendimento dos fenômenos envolvidos.

Para maior clareza de apresentação e de entendimento, as conclusões são apresentadas, a seguir, subdividas em tópicos especificamente relacionados ao afastamento relativo entre a chapa de topo e o flange do pilar, às rotações das ligações, à distribuição de esforços de tração entre os parafusos da região tracionada das ligações e à avaliação da transmissão do momento fletor através das mesas das vigas.

10.2.1 – Afastamento chapa/pilar

A dupla curvatura da chapa de topo, introduzida pelo momento fletor transmitido pela viga, é constatada visualmente, no caso dos ensaios realizados, e confirmada pelos resultados da análise numérica que comprovam a diferença de deslocamento entre os pontos da chapa, além de permitir a identificação dos pontos de deslocamento nulo, que em todos os casos analisados não estão situados no plano médio da mesa comprimida.

Para os modelos do grupo 1 (viga VS 250x37), os resultados da análise numérica mostram que os deslocamentos da borda lateral da chapa

de topo, no ponto correspondente ao plano médio da mesa tracionada, são até 86% inferiores aos deslocamentos do ponto do mesmo plano, pertencente plano médio da alma da viga, considerando-se momentos fletores aproximadamente iguais ao momento nominal de plastificação total da seção transversal da viga ($M_p = 11650 \text{ kN.cm}$).

Nos modelos do grupo 2 (viga VS 350x58), entretanto, esta relação é invertida, constatando-se deslocamentos maiores na borda lateral da chapa de topo, como já comentado no capítulo 6.

A comparação dos resultados das análises numérica e experimental para os deslocamentos chapa/flange do pilar mostra uma grande discrepância de valores, ainda mais se considerarmos que também houve variação dos resultados experimentais entre os protótipos com as mesmas dimensões dos principais parâmetros das ligações (espessura da chapa de topo e diâmetro dos parafusos).

No capítulo 9 foram apresentados os valores das relações entre os deslocamentos obtidos experimentalmente e na análise numérica, observando-se que a ordem de grandeza destas relações é aproximadamente a mesma quando são comparadas com as ligações dos dois grupos, dimensionadas através de cada um dos métodos utilizados, exceto para o protótipo CT1-A1 ($d_p = 16 \text{ mm}$ e $t_{ch} = 31,5 \text{ mm}$), cujos deslocamentos chapa/flange foram superiores aos do protótipo com 22,4 mm de espessura da chapa de topo e mesmo diâmetro de parafuso (CT1-A4).

Em termos da influência da espessura da chapa de topo, os resultados das duas análises também apresentam diferenças, mas obtém-se a mesma relação entre os acréscimos dos deslocamentos experimentais e da análise numérica para os dois grupos de vigas utilizados nas ligações.

10.2.2 – Rotação das ligações

Dois importantes aspectos devem ser analisados quanto ao cálculo das ligações com chapa de topo.

Considerando-se a variação dos deslocamentos entre a chapa de topo e o flange do pilar, ao longo dos pontos do plano médio da mesa tracionada, seria necessário definir-se qual dos pontos desse plano deve ser tomado como referência para o cálculo, mas deve-se ainda considerar a diferença de comportamento observada, na análise numérica, entre os modelos dos grupos 1 e 2.

O outro aspecto, refere-se à hipótese de que o centro de rotação da ligação situa-se no plano médio da mesa comprimida.

Os resultados da análise numérica mostram, não só que o ponto correspondente a deslocamento chapa/flange nulo está situado internamente aos planos médios das mesas como também varia de posição de acordo com a seção (paralela ao plano médio da alma) considerada.

Em função disto, os resultados ditos teóricos, considerando-se a distância $H - t_f$, mostram-se muito conservadores quando comparados com os resultados calculados através da divisão dos deslocamentos da chapa de topo pela distância do plano médio da mesa tracionada ao ponto de deslocamento nulo na seção correspondente.

Consideradas em conjunto, estas duas questões conduzem a uma falta de uniformidade de procedimentos para o cálculo das rotações das ligações, tornando muito difícil o estabelecimento de comparações entre os resultados obtidos em diferentes pesquisas e a generalização das relações momento-rotação desenvolvidas a partir desses estudos.

Neste trabalho, os valores da rotação das ligações, calculados considerando-se a posição dos pontos de deslocamento nulo para a borda lateral da chapa, mostraram uma razoável aproximação com as rotações ditas teóricas, calculadas a partir dos deslocamentos obtidos experimentalmente, como visto no capítulo 9.

Não é possível, entretanto, generalizar-se estes resultados em função de todas as observações apresentadas quanto à modelação utilizada, do fato de serem poucos os resultados disponíveis da análise numérica e, principalmente, da grande diferença verificada para os deslocamentos chapa/flange no caso dos protótipos CT1-A1 e CT1-B1.

Uma tentativa de obtenção da posição dos pontos de deslocamento nulo foi utilizada no item 8.4, considerando-se os deslocamentos da chapa de topo, medidos experimentalmente, e os alongamentos dos parafusos, obtidos a partir das deformações verificadas no fuste dos parafusos instrumentados.

As rotações obtidas mostraram uma razoável aproximação com os resultados do que convencionou-se chamar “rotação da viga”, calculada através da divisão da diferença entre os deslocamentos verticais do pilar dos protótipos e de um ponto próximo à face da chapa de topo pela distância deste ponto à ligação.

Este último parâmetro poderia constituir-se em um referencial mais uniforme para a determinação da rotação da ligação por não apresentar as variações do método tradicional (dito “teórico”), além de permitir as comparações, apresentadas no item 8.5, com o comportamento das ligações completamente soldadas.

Não foi possível, neste trabalho, fazer uma comparação deste tipo, a partir dos resultados da análise numérica, devido ao fato de ter-se trabalhado com modelos constituídos por um segmento de viga muito curto, obtendo-se uma variação muito pequena dos deslocamentos verticais dos pontos situados ao longo da direção axial da viga, em virtude do comportamento muito mais rígido apresentado pelos modelos simulados numericamente.

Independentemente do método utilizado para o cálculo da rotação das ligações, os resultados da análise experimental permitem concluir, para as ligações do grupo 1 (VS 250x37), que:

- a rigidez inicial não apresenta variação significativa para as várias combinações de diâmetro de parafuso e espessura da chapa de topo utilizadas;
- a rotação correspondente ao momento fletor equivalente ao momento teórico nominal de plastificação total da seção transversal da viga ($M_p = 11650 \text{ kN.cm}$) sofre acréscimos

superiores a 110% em função das reduções de espessura da chapa de topo, tanto para parafusos de 16 mm de diâmetro (t_{ch} de 31,5 mm para 22,4 mm), quanto para parafusos de 19 mm (t_{ch} de 25mm para 19 mm);

- a maior variação percentual da rotação para $M = M_p$ é verificada nas as ligações com parafusos de 19 mm de diâmetro, considerando-se a mesma redução da espessura da chapa de topo (de 25 mm para 22,4 mm);
- o comportamento momento-rotação, considerando-se parafusos com 16 mm de diâmetro e as espessuras de chapa de topo utilizadas nos protótipos ensaiados, apresenta uma tendência de convergência, para momento fletor equivalente ao momento teórico de plastificação total da seção transversal, calculado a partir dos limites de escoamento determinados a partir dos ensaios de caracterização dos aços das chapas do perfil da viga ($M_p^{exp} \cong 14000 \text{ kN.cm}$);
- nos protótipos com parafusos de 19 mm de diâmetro, o comportamento momento-rotação é bastante influenciado pela espessura da chapa de topo, observando-se crescimento contínuo da variação do valor da rotação com a redução da espessura da chapa de topo, mesmo para $M > M_p^{exp}$;
- a rotação mais próxima da apresentada pela ligação completamente soldada equivalente (25% superior para $M = M_p$) foi obtida para as ligações com $d_p = 16 \text{ mm}$ e $t_{ch} = 31,5 \text{ mm}$ (CT1B-1) e com $d_p = 19 \text{ mm}$ e $t_{ch} = 25 \text{ mm}$ (CT1B-2);

Relativamente às ligações do grupo 2 (VS 350x58), também a partir dos resultados experimentais, pode-se concluir que:

- para parafusos com 22 mm de diâmetro, o comportamento momento-rotação não é significativamente influenciado pela

espessura da chapa de topo;

- para parafusos com 25,4 mm de diâmetro, o comportamento momento-rotação somente é sensivelmente afetado para chapa de topo com 22,4 mm de espessura, apresentando rigidez inicial 40% inferior à rigidez apresentada para chapa de topo com 31,5 mm ou 25 mm de espessura;

Em termos globais, analisando-se o comportamento momento-rotação das ligações dos dois grupos, dimensionadas de acordo com cada um dos métodos utilizados neste trabalho, pode-se concluir que não há compatibilidade de comportamento para ligações com vigas apresentando diferentes alturas da seção transversal, ressaltando-se que também ocorre, nos protótipos utilizados, diferença na relação A_f/A_w , sendo A_f a área da seção transversal da mesa e A_w a área da seção transversal da alma das vigas.

Outro ponto muito importante, principalmente no caso dos protótipos do grupo 2, é que a ligação com $d_p = 25,4$ mm de diâmetro e $t_{ch} = 25$ mm de espessura apresentou praticamente o mesmo comportamento momento-rotação que a ligação com mesmo diâmetro de parafuso e chapa com 31,5 mm de espessura.

Este resultado é tão mais surpreendente na medida em que ambos os métodos de dimensionamento utilizados neste trabalho consideram tal espessura insuficiente para resistir aos esforços de flexão.

10.2.3 – Transmissão do momento fletor

O parâmetro inicial de dimensionamento das ligações resistentes ao momento fletor, em toda a bibliografia, é o momento nominal teórico de plastificação total da seção transversal da viga ($M_p = Z_x \cdot f_y$), considerando-se que a transmissão do momento fletor é feita através de um binário atuando no plano médio das mesas, sem a contribuição da alma das vigas.

A partir dos resultados obtidos constata-se, inicialmente, que nem

mesmo as ligações completamente soldadas apresentaram plastificação total da seção transversal para $M = M_p$, mesmo considerando-se solicitações correspondentes a M_p^{exp} .

Quanto à transmissão do momento fletor nas ligações completamente soldadas, resgatando-se as observações já apresentadas no capítulo 8, conclui-se que:

- a hipótese básica de transmissão do momento fletor pode ser considerada válida para as seções transversais utilizadas nas ligações completamente soldadas ensaiadas, uma vez que o erro cometido não seria significativo, exceto por um possível conservadorismo na avaliação da capacidade resistente da mesa comprimida;
- a influência da alma na transmissão do momento fletor parece ser significativamente influenciada pelas propriedades geométricas da seção transversal, mas não foi possível a avaliação desta influência, neste trabalho, em função de terem sido utilizados apenas dois tipos de seção transversal, com variação simultânea da altura da seção e das dimensões (largura e espessura) das mesas, para a mesma espessura da alma.

Para as ligações com chapa de topo, além das propriedades geométricas da seção transversal das vigas, os esforços transmitidos pelas mesas são fortemente influenciados pela espessura da chapa de topo e pelo diâmetro dos parafusos utilizados.

Considerando-se apenas as deformações médias inferiores às correspondentes aos limites de escoamento do material das mesas, os resultados experimentais apresentaram diferenças de até 25% (grupo 1) e 28% (grupo 2) nas forças transmitidas pelas mesas tracionadas e de até 21% (grupo 1) e 24% (grupo 2) nas forças transmitidas pelas mesas comprimidas, em relação aos valores teoricamente esperados, considerando-se uma seção transversal da viga distante $H/2$ da face da

chapa de topo.

Considerando-se que o momento fletor, calculado para as forças correspondentes às deformações de início de escoamento nas mesas, é equivalente a 96% de M_p , conclui-se que a hipótese básica de transmissão do momento fletor apenas através das mesas é excessivamente conservadora, principalmente considerando-se que a menor diferença entre os esforços transmitidos pelas mesas tracionadas, em relação aos valores teóricos, foi de 16%.

Os resultados da análise numérica, em termos de deformações nas mesas das vigas, mostraram-se superiores aos resultados experimentais, exceto no caso da mesa comprimida do modelo CT2-AB1 ($t_{ch} = 37,5$ mm e $d_p = 22$ mm) e, em muitos casos, também superiores aos valores teóricos.

Devido a todas as observações apresentadas no item 10.1, os resultados da análise numérica quanto à distribuição de tensões e deformações nas mesas e alma das vigas não permitiram o estabelecimento de conclusões relativas à transmissão do momento fletor.

10.2.4 – Parafusos

A questão da transmissão do momento fletor é fundamental para o dimensionamento dos parafusos, pois a hipótese básica considera que o esforço transmitido pela mesa tracionada da viga é uniformemente distribuído entre os parafusos da região tracionada da ligação.

Os resultados da análise numérica apresentaram uma distribuição bastante uniforme das forças de tração entre os parafusos das linhas interna e externa, exceto para o modelo CT1-AB1 ($t_{ch} = 31,5$ mm e $d_p = 16$ mm), para o qual, a partir de uma sollicitação equivalente a 69% de M_p , as forças de tração nos parafusos da linha externa passam a superar os valores verificados na linha interna, mostrando-se 11% superiores para $M = M_p$.

Para este nível de sollicitação da ligação, os resultados da análise numérica correspondem a 65%, em média dos valores teóricos, não tendo sido verificada praticamente nenhuma influência da espessura da chapa de

topo (de 37,5 mm para 31,5 mm) para os modelos CT2-AB1 e CT2-AB2, com parafusos de 22 mm de diâmetro.

Para os modelos do grupo 1 (CT1-AB1 e CT1-A45), com parafusos de 16 mm de diâmetro, a redução de espessura (de 31,5 mm para 22,4 mm) acarretou acréscimo de apenas 2% na força de tração resistida pelos parafusos da linha externa e de 13% para os parafusos da linha interna, resultando em uniformidade dos esforços nas duas linhas de parafusos.

Considerando-se os resultados obtidos para os protótipos ensaiados com parafusos instrumentados, houve uma boa aproximação com os resultados da análise numérica, para $M = M_p$, na ligação correspondente ao modelo CT1-AB1 ($d_p = 16$ mm e $t_{ch} = 31,5$ mm).

Para o protótipo CT1B-3 ($d_p = 19$ mm e $t_{ch} = 25$ mm), a distribuição dos esforços de tração entre as linhas de parafusos mostrou-se bastante próxima da obtida para o modelo CT1B-1 ($d_p = 16$ mm e $t_{ch} = 31,5$ mm), mas deve-se observar que, enquanto a mesa tracionada deste modelo apresenta deformações correspondentes a 82% do esforço teoricamente transmitido, as deformações nos parafusos correspondem apenas a 34% e 30% das deformações teóricas, situadas dentro da faixa de validade do regime elástico.

Em situação contrária, para os protótipos CT1B-4 e CT1B-5, ambos com parafusos de 19 mm de diâmetro e chapa de topo com 22,4 mm de espessura, as deformações nos parafusos da linha interna são sensivelmente inferiores às deformações na linha externa, para momentos fletores inferiores a M_p .

Além disso, para o protótipo CT1B-5, embora o esforço transmitido pela mesa tracionada seja equivalente a 81% do esforço a ser teoricamente transmitido, $F_t = M_p/(H - t_f)$, as deformações nos parafusos externos superam as deformações teóricas em 78%, enquanto nos parafusos da linha interna este acréscimo é de 44%.

Este acréscimo de deformação é originado pela flexão das chapas de topo, o que não é previsto nos valores teóricos básicos, que consideram apenas a solicitação de tração nos parafusos.

Mesmo assim, os casos de colapso dos parafusos ocorreram para momentos fletores superiores aos valores que, teoricamente, produziriam a ruptura dos parafusos apenas por tração.

10.2.5 – Chapa de topo

No capítulo 8 comentou-se sobre o comportamento da chapa de topo, em diversos modelos, deformando-se segundo uma configuração típica da existência de forças de alavanca, ressaltando-se que tal comportamento somente ocorreu sob solicitações muito elevadas.

Para os resultados da análise numérica, entretanto, observa-se que as reações de apoio nos pontos pertencentes à borda horizontal da chapa de topo, na região tracionada da ligação, são diferentes de zero em alguns casos, atingindo 30 kN e 14 kN, respectivamente para os modelos CT1-AB6 e CT2-AB2.

Existe, entretanto, uma diferença básica entre o comportamento destes dois modelos, relativa à variação da reação total nos pontos da borda horizontal da chapa de topo.

No caso do modelo CT1-AB6 com $d_p = 19$ mm e $t_{ch} = 19$ mm (espessura considerada insuficiente pelos dois métodos de dimensionamento utilizados neste trabalho), constata-se que as reações nos pontos em questão crescem continuamente com o aumento do momento fletor na ligação, caracterizando, efetivamente, um comportamento de existência de forças de alavanca.

O mesmo não se verifica no caso do modelo CT2-AB2, como comentado no capítulo 6, observando-se um aumento das reações nos pontos da borda horizontal apenas até um determinado valor do momento fletor, seguindo-se uma diminuição contínua com o crescimento da solicitação na ligação, com tendência similar à verificada no modelo CT2-AB1.

Este fato está associado mais ao comportamento da chapa de topo, quanto ao deslocamento chapa/pilar na borda horizontal da chapa de topo

(região comprimida) e, provavelmente, caso a análise fosse estendida até o mesmo nível de solicitação alcançado para o modelo CT2-AB1, as reações também apresentariam valor nulo.

Em relação ao dimensionamento da chapa de topo, conclui-se que, embora ambos os métodos considerem a flexão como fator preponderante, o conservadorismo na determinação das forças de tração resistidas pelos parafusos conduz a valores elevados da espessura da chapa, ressaltando-se que todos os casos de colapso verificados foram decorrentes da ruptura dos parafusos, sem que houvesse a formação de rótulas plásticas na chapa.

10.2.6 – Modelos de dimensionamento

Para sintetizar as observações e análises dos resultados obtidos, pode-se relacionar as seguintes conclusões, relativas aos métodos de dimensionamento de ligações com chapa de topo utilizados neste trabalho:

- as hipóteses básicas de dimensionamento são conservadoras e somente seriam justificáveis para a consideração de ligações completamente rígidas, o que os métodos não conseguem garantir;
- a utilização do momento teórico nominal de plastificação total da seção transversal deve ser entendida como um parâmetro de dimensionamento, mas tal situação não foi atingida em nenhum caso de ambas as análises realizadas neste trabalho;
- o conservadorismo das hipóteses básicas conduzem a valores superestimados do diâmetro do parafuso e da espessura da chapa de topo, em relação ao nível de solicitação adotado como parâmetro de dimensionamento (M_p), sem conseguir estabelecer um efetivo controle do grau de rigidez da ligação;
- o comportamento momento-rotação é influenciado, conjuntamente, pela espessura da chapa de topo e pelo diâmetro dos parafusos, ficando ainda por demonstrar a eventual influência das

propriedades geométricas da seção transversal da viga (altura, largura e espessura da mesa, espessura da alma);

- no âmbito deste trabalho, a não consideração das forças de alavanca (“prying action”) pelo método desenvolvido por KRISHNAMURTHY (1978b) mostrou-se acertada, uma vez que sua influência somente pôde ser detectada para valores muito elevados do momento fletor (resultados experimentais) ou para ligações com chapas de topo com espessura muito pequena (análise numérica), o que conduz a ligações com rigidez muito baixa.

10.3- Sugestões e recomendações para o prosseguimento da linha de pesquisa

No item 10.1 foram apresentadas algumas considerações sobre a fase experimental deste trabalho, discutindo-se algumas alternativas para os procedimentos adotados quanto à forma geométrica dos protótipos e à obtenção de resultados (tipo e posicionamento da instrumentação).

Espera-se que tais recomendações sejam úteis para o desenvolvimento de futuros trabalhos que envolvam análise experimental de ligações em estruturas metálicas, mas pretende-se enfatizar aqui sugestões e recomendações mais voltadas para os aspectos teóricos e relativos à análise das ligações via método dos elementos finitos.

Quanto aos aspectos teóricos, seria muito interessante um aprofundamento do método de dimensionamento adotado pelo EUROCODE-3 (1993), comparando-se os resultados experimentais deste trabalho com os resultados do dimensionamento de ligações, pelo referido método, para as vigas utilizadas nos protótipos ensaiados.

Uma outra forma de utilização dos resultados experimentais obtidos neste trabalho, seria a continuidade do trabalho de SANTOS (1998), para a confrontação dos resultados relativos ao grupo 2 com os modelos teóricos de previsão do comportamento momento-rotação, incluindo-se ainda outros

modelos existentes, como o de KRISHNAMURTHY et al. (1979).

Em relação à análise das ligações com chapa de topo via método dos elementos finitos, no item 10.1 foram apresentadas várias observações relativas às limitações do estudo apresentado neste trabalho, às quais pode-se acrescentar as seguintes sugestões:

- modelação completa das ligações, incluindo as porcas dos parafusos, os flanges, alma e enrijecedores dos pilares, preferencialmente com um segmento de viga de maior comprimento que os utilizados neste trabalho, de modo a tornar possível uma adequada avaliação da distribuição de tensões nas mesas e alma das vigas;
- modelação idêntica à anterior, excluindo-se os enrijecedores para avaliação de sua influência no comportamento das ligações;
- realização de análises utilizando-se diferentes programas computacionais, de modo a estabelecer-se comparações de desempenho (melhor adequação dos resultados e menor tempo de processamento);
- estabelecimento de novos modelos (ou adequação dos existentes), a partir dos resultados das análises numéricas e experimentais, relacionando as características geométricas da ligação ao seu comportamento momento-rotação.

Conclui-se que a continuidade das pesquisas relativas ao comportamento estrutural das ligações e de sua influência no comportamento global das estruturas metálicas, de acordo com as sugestões e recomendações mencionadas, bem como de outros aspectos não enfocados neste trabalho, é de grande importância e proporcionará um grande avanço no estudo deste tipo de estrutura, um melhor acompanhamento do desenvolvimento tecnológico do setor e, principalmente, propiciará condições para a disseminação do conhecimento e de sua aplicação prática, conduzindo à execução de estruturas mais seguras e econômicas.

 [Capítulo 9](#)

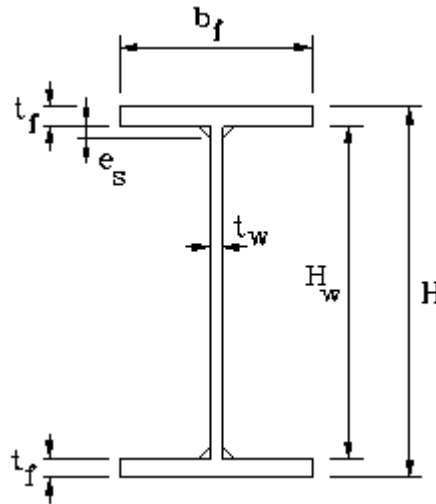
[Ref. Bibliográficas](#) 

ANEXO

I

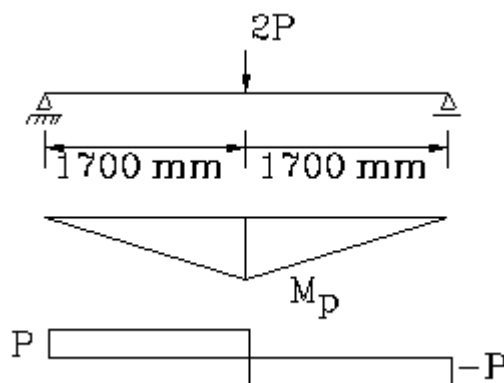
**Dimensionamento
dos
Protótipos de Ensaio**

A1.1 – Grupo 1: Vigas VS 250x37 e Colunas CVS 350x105



VS 250x37				CVS 350x105			
A	46,7 cm ²	r _x	10,54 cm	A	134 cm ²	r _x	14,77 cm
H	250 mm	l _y	458 cm ⁴	H	350 mm	l _y	4953 cm ⁴
H _w	225 mm	W _y	70 cm ³	H _w	312 mm	W _y	396 cm ³
t _w	6,3 mm	r _y	3,13 cm	t _w	12,5 mm	r _y	6,08 cm
b _f	130 mm	r _T	3,51 cm	b _f	250 mm	r _T	6,77 cm
t _f	12,5 mm	l _t	19 cm ⁴	t _f	19 mm	l _t	136 cm ⁴
l _x	5185 cm ⁴	e _s	5 mm	l _x	29213 cm ⁴	e _s	6 mm
W _x	415 cm ³	Z _x	466 cm ³	W _x	1669 cm ³	Z _x	1876 cm ³

A1.1a – Flexão na viga



$$M_p = Z_x \cdot f_y = 466 \times 25 = 11650 \text{ kN.cm} \quad P = \frac{11650}{170} = 68,53 \text{ kN}$$

$$\text{FLA} \Rightarrow \lambda_w = \frac{H_w}{t_w} = 36; \quad \lambda_r = 5,6 \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 160; \quad \lambda_p = 3,5 \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 100$$

$$\therefore \lambda_p > \lambda_w \Rightarrow M_n = M_p$$

$$\text{FLM} \Rightarrow \lambda_f = \frac{b_f}{2t_f} = 5,2; \quad \lambda_p = 0,38 \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 10,9$$

$$\therefore \lambda_p > \lambda_f \Rightarrow M_n = M_p$$

$$\text{FLT} \Rightarrow C_b = 1,75$$

$$X_1 = \pi \sqrt{E I_t A} = 1189740,65 \text{ kN.cm}$$

$$X_2 = 6,415 \frac{A(H-t_f)^2}{I_t} = 8893,8$$

$$M_r = W_x (f_y - f_r) = 5602,5 \text{ kN.cm}$$

$$\lambda_b = \frac{L_b}{r_y} = 54$$

$$M_{cr} = \frac{C_b X_1}{\lambda_b} \sqrt{1 + \frac{X_2}{\lambda_b^2}} = 77618 \text{ kN.cm} > M_r$$

$$\lambda_r = \frac{C_b X_1}{M_r \sqrt{2}} \sqrt{1 + \sqrt{1 + \frac{4M_r^2 X_2}{(C_b X_1)^2}}} = 382,74$$

$$\lambda_p = 1,75 \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 50,1$$

$$M_n = M_p - (M_p - M_r) \frac{\lambda_b - \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p} = 11579 \text{ kN.cm}$$

$$\therefore P = \frac{11579}{170} = 68,11 \text{ kN}$$

A1.1b – Força cortante

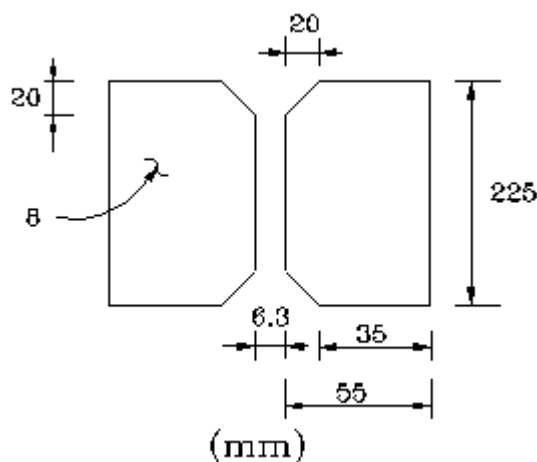
$$\lambda_w = 35 < 260$$

$$\frac{a}{H_w} = 170 / 22,5 = 7,55 \Rightarrow \frac{a}{H_w} = \infty \therefore k = 5,34$$

$$\lambda_p = 1,08 \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 71,47 > \lambda_w$$

$$V_n = V_{pl} = \left\{ \begin{array}{l} 0,60 A_w f_y = 212,63 \text{ kN (análise elástica)} \\ 0,55 A_w f_y = 194,91 \text{ kN (análise plástica)} \end{array} \right\} > 68,11 \text{ kN}$$

A1.1c – Enrijecedores de apoio



$$\frac{b}{t} = \frac{55}{8} = 6,88 < 0,55 \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 15,75$$

$$\therefore Q = 1,0$$

$$I_z = \frac{0,8 (2 \times 5,5 + 0,63)^3}{12} = 104,87 \text{ cm}^4$$

$$\therefore I_z > \left(\frac{H_w}{50} \right)^4 = 0,04 \text{ cm}^4$$

$$A_g = 2 \times 5,5 \times 0,8 = 8,8 \text{ cm}^2$$

$$A_e = 2 \times 3,5 \times 0,8 = 5,6 \text{ cm}^2$$

$$\left. \begin{array}{l} A_g f_y = 220 \text{ kN} \\ A_e f_u = 224 \text{ kN} \end{array} \right\} > 68,11 \text{ kN}$$

$$\text{Coluna} \Rightarrow A_g = 8,8 + 1,2 \times 0,63^2 = 13,56 \text{ cm}^2$$

$$r = \sqrt{\frac{I_z}{A_g}} = \sqrt{\frac{104,87}{13,56}} = 2,78 \text{ cm}$$

$$\frac{kl}{r} = \frac{3 \times 22,5}{4 \times 2,78} = 6,07$$

$$F_e = \frac{\pi^2 E}{(kl/r)^2} = 5491,31 \text{ kN/cm}^2$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{Q f_y}{F_e}} = 0,07 < 0,2 \quad \therefore \rho = 1,0$$

$$F_c = \rho Q f_y = 25 \text{ kN/cm}^2$$

$$N_n = A_g f_y = 13,56 \times 25 = 339 \text{ kN} > 68,11 \text{ kN} \Rightarrow \text{ok!}$$

A1.1d – Dimensionamento da ligação: MANUAL brasileiro (1988)

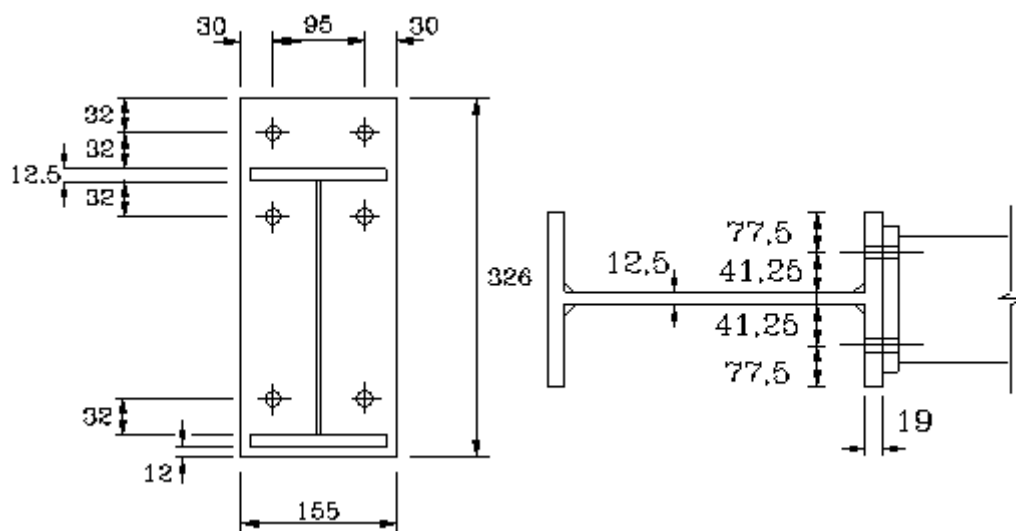
- diâmetro do parafuso (d_p)

$$P_c = P_t = \frac{M_n}{(H - t_f)} = \frac{11579}{25 - 1,25} = 487,5 \text{ kN} \quad \therefore T = \frac{P_t}{4} = 121,88 \text{ kN}$$

$$R_{nt} = 0,75 A_p f_{up} = 0,75 A_p \times 82,5 = 121,88 \text{ kN} \quad \therefore A_p = 1,97 \text{ cm}^2$$

$$\Rightarrow \text{Utilizar parafusos com } d_p = 16 \text{ mm (5/8") } \Leftrightarrow A_p = 1,98 \text{ cm}^2$$

- gabarito da chapa de topo



$$e_1 = 95 \text{ mm}; \quad e_2 = 30 \text{ mm}; \quad a = 32 \text{ mm}; \quad b = 32 \text{ mm}$$

$$a' = a + d_p / 2 = 40 \text{ mm}; \quad b' = b - d_p / 2 = 24 \text{ mm}$$

$$\left. \begin{array}{l} e_1 / 2 = 47,5 \text{ mm} \\ b + d_p / 2 = 40 \text{ mm} \end{array} \right\} \text{menor} = 40 \text{ mm}; \quad \left. \begin{array}{l} e_2 = 30 \text{ mm} \\ b + d_p / 2 = 40 \text{ mm} \end{array} \right\} \text{menor} = 30 \text{ mm}$$

$$p = 40 + 30 = 70 \text{ mm}$$

$$M_\alpha = 1,25 \frac{p t_{ch}^2}{6} f_y = \frac{p t_{ch}^2}{4,8} f_y$$

$$\alpha = \frac{T b' - M_\alpha}{\delta M_\alpha}; \quad \delta = \frac{p - d'}{p} = 0,75$$

$$i) \alpha = 0 \Rightarrow T b' - M_\alpha = T b' - \frac{p t_{ch}^2}{4,8} f_y = 0$$

$$\therefore t_{ch} = \sqrt{\frac{4,8 T b'}{p f_y}} = \sqrt{\frac{4,8 \times 121,88 \times 2,4}{7 \times 25}} = 2,83 \text{ cm}$$

$$\text{ii) } \alpha = 1 \Rightarrow \frac{T b' - M_\alpha}{\delta M_\alpha} = 1; T b' = (1 + \delta) \frac{p t_{ch}^2}{4,8} f_y$$

$$\therefore t_{ch} = \sqrt{\frac{4,8 T b'}{(1 + \delta) p f_y}} = \sqrt{\frac{4,8 \times 121,88 \times 2,4}{(1 + 0,75) \times 7 \times 25}} = 2,14 \text{ cm}$$

- Opções de dimensionamento:

- $t_{ch} = 31,5 \text{ mm} \Rightarrow$ não existe efeito alavanca ($\alpha = 0$)

- $t_{ch} = 22,4 \text{ mm} \Rightarrow M_\alpha = \frac{7 \times 2,24^2 \times 25}{4,8} = 182,93 \text{ kN.cm}$

$$\alpha = \frac{121,88 \times 2,4 - 182,93}{0,75 \times 182,93} = 0,80$$

$$Q = \frac{121,88 \times 2,4 - 182,93}{4} = 27,4 \text{ kN}$$

$$\therefore T + Q = 149,28 \text{ kN}$$

$$R_{nt} = 0,75 \times A_p \times 82,5 \Rightarrow A_p = 2,41 \text{ cm}^2$$

$$\text{Utilizar } d_p = 19 \text{ mm (3/4") } \Rightarrow A_p = 2,85 \text{ cm}^2$$

- $t_{ch} = 25 \text{ mm} \Rightarrow M_\alpha = \frac{7 \times 2,5^2 \times 25}{4,8} = 227,86 \text{ kN.cm}$

$$\alpha = \frac{121,88 \times 2,4 - 227,86}{0,75 \times 227,86} = 0,38$$

$$Q = \frac{121,88 \times 2,4 - 227,86}{4} = 16,16 \text{ kN}$$

$$\therefore T + Q = 138,04 \text{ kN}$$

$$R_{nt} = 0,75 \times A_p \times 82,5 \Rightarrow A_p = 2,23 \text{ cm}^2$$

$$\text{Utilizar } d_p = 19 \text{ mm (3/4") } \Rightarrow A_p = 2,85 \text{ cm}^2$$

- verificação dos parafusos

- pega: $31,5 + 19 = 50,5 \text{ mm} < 5d_p \Rightarrow \text{ok!}$

- tração com cisalhamento:

$$t_{ch} = 31,5 \text{ mm} : d_p = 16 \text{ mm} \Rightarrow R_{nt} = 121,07 \text{ kN} \cong 121,88 \text{ kN} \text{ ok!}$$

$$t_{ch} = 25 \text{ mm} : d_p = 19 \text{ mm} \Rightarrow R_{nt} = 187,1 \text{ kN} > 149,28 \text{ kN} \text{ ok!}$$

$$t_{ch} = 22,4 \text{ mm} : d_p = 19 \text{ mm} \Rightarrow R_{nt} = 187,1 \text{ kN} > 138,04 \text{ kN} \text{ ok!}$$

- cisalhamento: $d_p = 16 \text{ mm}$ (menor diâmetro)
 $R_{nv} = 0,42 \times 1,98 \times 82,5 = 68,6 \text{ kN}$ (corte)
 $R_{nb} = 1,875 \times 1,6 \times 2,24 \times 40 = 268,8 \text{ kN}$ (contato c / $t_{ch} = 22,4 \text{ mm}$)
 $R_{nv} = 0,28 \times 1 \times 85 = 23,8 \text{ kN}$ (deslizamento paraf. comprimido)
 $\therefore 23,8 \text{ kN} > 68,11/6 = 11,35 \text{ kN}$ ok!

- enrijecedores na alma da coluna:

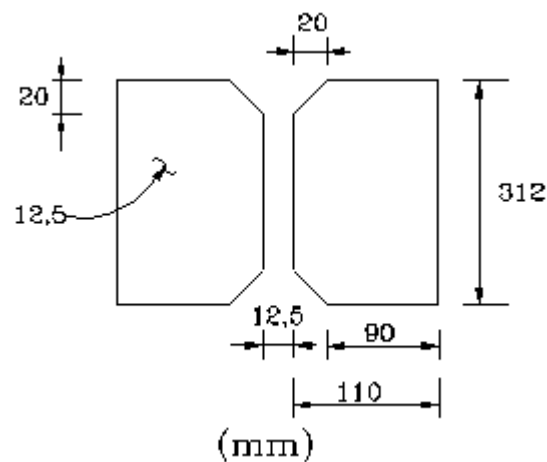
- região comprimida

$$\beta_r = t_{wc} (t_{fv} - 5k) f_{yc} = 1,25 (1,25 + 5 \times 1,9) \times 25 = 335,94 \text{ kN}$$

$$\beta_r = 22 t_{wc}^3 \frac{\sqrt{E f_{yc}}}{H_{wc}} = 22 \times 1,25^3 \frac{\sqrt{20500 \times 25}}{35 - 2 \times 1,9} = 985,93 \text{ kN}$$

$$\text{Menor valor de } \beta_r = 335,94 \text{ kN} < P_c = 487,5 \text{ kN}$$

$$\therefore \text{ Usar enrijecedores para } (P_c - \beta_r) = 151,6 \text{ kN}$$



$$\frac{b}{t} = \frac{110}{12,5} = 8,8 < 15,75 \Rightarrow Q = 1,0$$

$$I_z = \frac{(2 \times 11 + 1,25)^3 \times 1,25}{12} = 1309,17 \text{ cm}^4 > 0,15 \text{ cm}^4$$

$$A_g = 2 \times 11 \times 1,25 = 27,50 \text{ cm}^2; \quad A_e = 2 \times 9 \times 1,25 = 22,50 \text{ cm}^2$$

$$\left. \begin{array}{l} A_g f_y = 687,5 \text{ kN} \\ A_e f_u = 900 \text{ kN} \end{array} \right\} > 151,6 \text{ kN}$$

$$\text{Verificação como coluna: } A_g = 27,5 + 12 \times 1,25^3 = 50,94 \text{ cm}^2$$

$$r = \sqrt{1309,17 / 50,94} = 5,07 \text{ cm}$$

$$\frac{kl}{r} = \frac{31,2}{5,07} = 6,15$$

$$F_e = \frac{\pi^2 E}{(kl/r)^2} = 5349,38 \text{ kN/cm}^2$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{Q f_y}{F_e}} = 0,07 \Rightarrow \rho = 1,0$$

$$N_n = \rho Q A_g f_y = 1273,5 \text{ kN} > 151,6 \text{ kN ok!}$$

- região tracionada

$$\left. \begin{aligned} T_r &= t_{wc} (t_{fv} + 5k) f_{yc} = 335,94 \text{ kN} \\ T_r &= 6 t_{fc}^2 f_{yc} = 6 \times 1,9^2 \times 25 = 541,5 \text{ kN} \end{aligned} \right\} \text{Menor valor : } T_r = 335,9 \text{ kN} < 487,54 \text{ kN}$$

Utilizar enrijecedores para $(P_d - T_r) = 151,6 \text{ kN} \Rightarrow$ enrijecedores iguais aos da região comprimida

Observação: Não foi verificada a flexão no flange da coluna

- cisalhamento na alma da coluna

- cortante máximo = 487,54 kN

- resistência $\Rightarrow \left. \begin{aligned} H_{wc} &= 31,2 \text{ cm} \\ a &= 22,5 \text{ cm} \end{aligned} \right\} \frac{a}{H_{wc}} = 0,72 < 1,0$

$$k = 4 + \frac{5,34}{(a/H_{wc})^2} = 14,3$$

$$\left. \begin{aligned} \lambda_p &= 1,08 \sqrt{\frac{kE}{f_y}} = 116,95 \\ \lambda &= \frac{H_{wc}}{t_{wc}} = 25 \end{aligned} \right\} \lambda < \lambda_p$$

$$\therefore \left. \begin{aligned} V_n = V_{pl} &= 0,60 A_w f_y = 585 \text{ kN} \\ V_n = V_{pl} &= 0,55 A_w f_y = 536 \text{ kN} \end{aligned} \right\} > 487,54 \text{ kN ok!}$$

- solda da viga com a chapa de topo

- mesas \Rightarrow solda de entalhe de penetração total

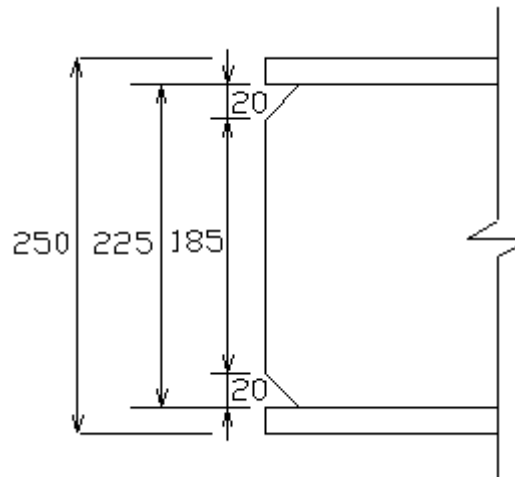
$$R_n = A_g f_y = 13 \times 1,25 \times 25 = 406,25 > 339,29 \text{ kN ok!}$$

Obs: O valor 339,29 kN foi obtido considerando-se a parcela $2A_f / A_g$ do momento máximo na seção da

viga, dividida pela distância entre os planos médios das mesas da viga.

- alma \Rightarrow solda de penetração total

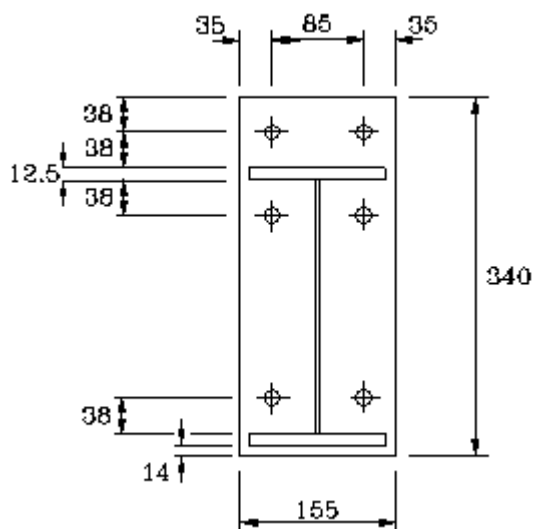
$$R_n = 0,6 \times 0,63 \times 18,5 \times 25 = 174,83 > 68,11 \text{ kN} \quad \text{ok!}$$



- mesa comprimida

$$\frac{b}{2t} = \frac{130}{2 \times 12,5} = 5,2 < 0,55 \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 15,75 \text{ kN} \quad \text{ok!}$$

A1.1e – Redimensionamento da chapa de topo para $d_p = 19 \text{ mm}$ (3/4")



$$p = 75,5\text{m}; \quad \delta = 0,73$$

$$\alpha = 0 \Rightarrow t_{ch} = 2,97 \text{ cm}$$

$$\alpha = 1 \Rightarrow t_{ch} = 2,26 \text{ cm}$$

$$\text{Adotando: } \bullet t_{ch} = 31,5 \text{ mm} \Rightarrow Q = 0$$

$$\bullet t_{ch} = 25 \text{ mm} \Rightarrow Q = 21,39$$

$$T + Q = 143,27 < 176,34$$

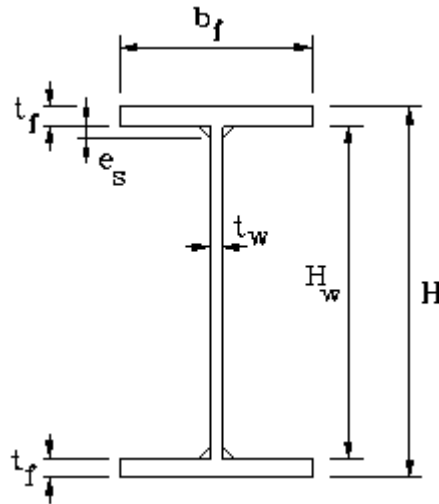
$$\bullet t_{ch} = 22,4 \text{ mm} \Rightarrow Q = 31,59$$

$$T + Q = 153,47 < 173,34$$

A1.1f - Dimensionamento da ligação: KRISHNAMURTHY (1978b)

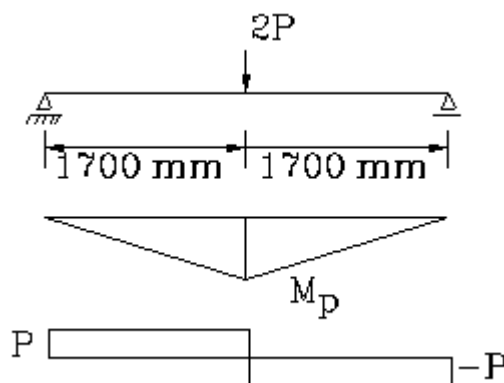
- $P_c = P_t = 487,54 \text{ kN}$
- $A_b = \frac{487,54}{2 \times 2 \times 90 \times 0,6895} = 1,96 \text{ cm}^2 \Rightarrow d_p = 16 \text{ cm}^2 \left(A_p = 1,98 \text{ cm}^2 \right)$
- $d_e = 2 \times 16 = 32 \text{ mm}$
- $p_f = 2 \times 16 = 32 \text{ mm}$
- $p_e = 32 - 0,25 \times 16 = 28 \text{ mm}$ (solda de penetração total)
- $C_a = 1,13 \Rightarrow$ adotado de acordo com o AISC/LRFD(1994)
- $b_{ch} = 155; b_f = 130 \Rightarrow C_b = \sqrt{\frac{b_f}{b_{ch}}} = \sqrt{\frac{130}{155}} = 0,92$
- $\frac{A_f}{A_w} = \frac{13 \times 1,25}{0,63 \times 22,5} = 1,15$
- $\frac{p_e}{d_p} = \frac{28}{16} = 1,75$
- $\alpha_m = 1,13 \times 0,92 \times (1,15)^{1/3} (1,75)^{1/4} = 1,253$
- $M_d = 1,253 \times 487,54 \times \frac{2,8}{4} = 427,62 \text{ kN.cm}$
- $t_{ch} = \sqrt{\frac{4 \times 427,62}{15,5 \times 25}} = 2,10 \text{ cm}$
- Adotando $t_{ch} = 22,4 \text{ mm} \Rightarrow f_v = \frac{487,54}{2 \times 15,5 \times 2,24} = 7,02 < 15 \text{ kN/cm}^2 \text{ ok!}$

A1.2 – Grupo 2: Vigas VS 350x58 e Colunas CVS 350x128



VS 350x58				CVS 350x128			
A	74,4 cm ²	r _x	15,06 cm	A	162,5 cm ²	r _x	14,86 cm
H	350 mm	l _y	1311 cm ⁴	H	350 mm	l _y	5838 cm ⁴
H _w	318 mm	W _y	154 cm ³	H _w	300 mm	W _y	467 cm ³
t _w	6,3 mm	r _y	4,2 cm	t _w	12,5 mm	r _y	6,24 cm
b _f	170 mm	r _T	4,63 cm	b _f	250 mm	r _T	6,84 cm
t _f	16 mm	l _t	49 cm ⁴	t _f	25 mm	l _t	209 cm ⁴
l _x	16871 cm ⁴	e _s	6 mm	l _x	35885 cm ⁴	e _s	8 mm
W _x	964 cm ³	Z _x	1137 cm ³	W _x	2051 cm ³	Z _x	2312 cm ³

A1.2a – Flexão na viga



$$M_p = Z_x \cdot f_y = 1137 \times 25 = 28425 \text{ kN.cm} \quad P = \frac{28425}{170} = 167 \text{ kN}$$

$$\text{FLA} \Rightarrow \lambda_w = \frac{H_w}{t_w} = 50; \quad \lambda_r = 5,6 \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 160; \quad \lambda_p = 3,5 \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 100$$

$$\therefore \lambda_p > \lambda_w \Rightarrow M_n = M_p$$

$$\text{FLM} \Rightarrow \lambda_f = \frac{b_f}{2t_f} = 5,3; \quad \lambda_p = 0,38 \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 10,9$$

$$\therefore \lambda_p > \lambda_f \Rightarrow M_n = M_p$$

$$\text{FLT} \Rightarrow C_b = 1,75$$

$$X_1 = \pi \sqrt{E G I_t A} = 2411579 \text{ kN.cm}$$

$$X_2 = 6,415 \frac{A(H-t_f)^2}{I_t} = 14139$$

$$M_r = W_x (f_y - f_r) = 13014 \text{ kN.cm}$$

$$\lambda_b = \frac{L_b}{r_y} = 40,48$$

$$M_{cr} = \frac{C_b X_1}{\lambda_b} \sqrt{1 + \frac{X_2}{\lambda_b^2}} = 323504 \text{ kN.cm} > M_r$$

$$\lambda_r = \frac{C_b X_1}{M_r \sqrt{2}} \sqrt{1 + \sqrt{1 + \frac{4M_r^2 X_2}{(C_b X_1)^2}}} = 343,20$$

$$\lambda_p = 1,75 \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 50,1$$

$$\lambda_p > \lambda_b \Rightarrow M_n = M_p = 27425 \text{ kN.cm}$$

$$\therefore P = 167 \text{ kN}$$

A1.2b – Força cortante

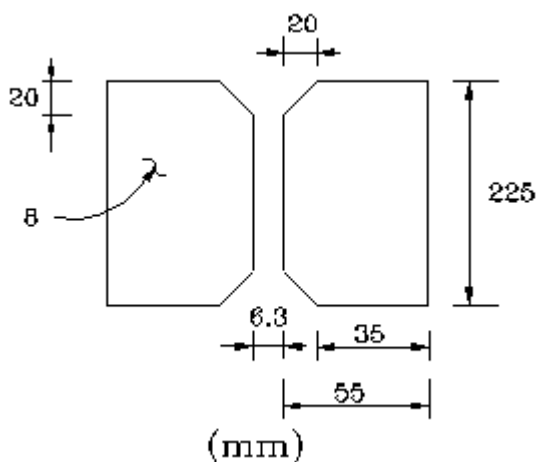
$$\lambda_w = 50 < 260$$

$$\frac{a}{H_w} = 170 / 22,5 = 7,55 \Rightarrow \frac{a}{H_w} = \infty \therefore k = 5,34$$

$$\lambda_p = 1,08 \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 71,47 > \lambda_w$$

$$V_n = V_{pl} = \left\{ \begin{array}{l} 0,60 A_w f_y = 300,5 \text{ kN (análise elástica)} \\ 0,55 A_w f_y = 275,5 \text{ kN (análise plástica)} \end{array} \right\} > 167 \text{ kN}$$

A1.2c – Enrijecedores de apoio



$$\frac{b}{t} = \frac{75}{8} = 9,38 < 0,55 \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 15,75$$

$$\therefore Q = 1,0$$

$$I_z = \frac{0,8 (2 \times 7,5 + 0,63)^3}{12} = 254,6 \text{ cm}^4$$

$$\therefore I_z > \left(\frac{H_w}{50} \right)^4 = 0,16 \text{ cm}^4$$

$$A_g = 2 \times 7,5 \times 0,8 = 12 \text{ cm}^2$$

$$A_e = 2 \times 3,5 \times 0,8 = 8,8 \text{ cm}^2$$

$$\left. \begin{array}{l} A_g f_y = 300 \text{ kN} \\ A_e f_u = 352 \text{ kN} \end{array} \right\} > 167 \text{ kN}$$

$$\text{Coluna} \Rightarrow A_g = 12 + 1,2 \times 0,63^2 = 16,76 \text{ cm}^2$$

$$r = \sqrt{\frac{I_z}{A_g}} = \sqrt{\frac{254,6}{16,76}} = 3,9 \text{ cm}$$

$$\frac{kl}{r} = \frac{3 \times 31,8}{4 \times 3,9} = 6,12$$

$$F_e = \frac{\pi^2 E}{(kl/r)^2} = 5402 \text{ kN/cm}^2$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{Q f_y}{F_e}} = 0,07 < 0,2 \quad \therefore \rho = 1,0$$

$$F_c = \rho Q f_y = 25 \text{ kN/cm}^2$$

$$N_n = A_g f_y = 16,76 \times 25 = 419 \text{ kN} > 167 \text{ kN} \Rightarrow \text{ok!}$$

A1.2d – Dimensionamento da ligação: MANUAL brasileiro (1988)

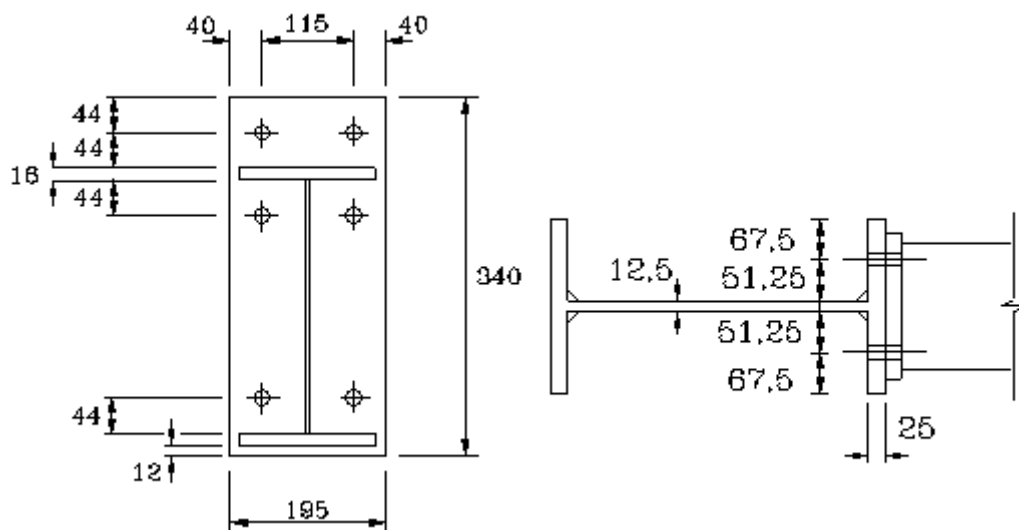
- diâmetro do parafuso (d_p)

$$P_c = P_t = \frac{M_n}{(H - t_f)} = \frac{28425}{35 - 1,6} = 851 \text{ kN} \quad \therefore T = \frac{P_t}{4} = 213 \text{ kN}$$

$$R_{nt} = 0,75 A_p f_{up} = 0,75 A_p \times 82,5 = 213 \text{ kN} \quad \therefore A_p = 3,44 \text{ cm}^2$$

\Rightarrow Utilizar parafusos com $d_p = 22 \text{ mm}$ (7/8") $\Leftrightarrow A_p = 3,88 \text{ cm}^2$

- gabarito da chapa de topo



$$e_1 = 115 \text{ mm}; \quad e_2 = 40 \text{ mm}; \quad a = 44 \text{ mm}; \quad b = 44 \text{ mm}$$

$$a' = a + d_p / 2 = 55 \text{ mm}; \quad b' = b - d_p / 2 = 33 \text{ mm}; \quad d' = 22 + 1,5 = 23,5 \text{ mm}$$

$$\left. \begin{array}{l} e_1 / 2 = 57,5 \text{ mm} \\ b + d_p / 2 = 55 \text{ mm} \end{array} \right\} \text{menor} = 55 \text{ mm}; \quad \left. \begin{array}{l} e_2 = 40 \text{ mm} \\ b + d_p / 2 = 40 \text{ mm} \end{array} \right\} \text{menor} = 40 \text{ mm}$$

$$p = 55 + 40 = 95 \text{ mm}$$

$$M_\alpha = 1,25 \frac{p t_{ch}^2}{6} f_y = \frac{p t_{ch}^2}{4,8} f_y$$

$$\alpha = \frac{T b' - M_\alpha}{\delta M_\alpha}; \quad \delta = \frac{p - d'}{p} = 0,75$$

$$i) \alpha = 0 \Rightarrow T b' - M_\alpha = T b' - \frac{p t_{ch}^2}{4,8} f_y = 0$$

$$\therefore t_{ch} = \sqrt{\frac{4,8 T b'}{p f_y}} = \sqrt{\frac{4,8 \times 213 \times 3,3}{9,5 \times 25}} = 3,7 \text{ cm}$$

$$\text{ii) } \alpha = 1 \Rightarrow \frac{T b' - M_\alpha}{\delta M_\alpha} = 1; T b' = (1 + \delta) \frac{p t_{ch}^2}{4,8} f_y$$

$$\therefore t_{ch} = \sqrt{\frac{4,8 T b'}{(1 + \delta) p f_y}} = \sqrt{\frac{4,8 \times 213 \times 3,3}{(1 + 0,75) \times 9,5 \times 25}} = 2,85 \text{ cm}$$

• Opções de dimensionamento:

- $t_{ch} = 37,5 \text{ mm} \Rightarrow$ não existe efeito alavanca ($\alpha = 0$)

- $t_{ch} = 22,4 \text{ mm} \Rightarrow M_\alpha = \frac{9,5 \times 3,15^2 \times 25}{4,8} = 491 \text{ kN.cm}$

$$\alpha = \frac{213 \times 3,3 - 491}{0,75 \times 491} = 0,58$$

$$Q = \frac{213 \times 3,3 - 491}{5,5} = 39 \text{ kN}$$

$$\therefore T + Q = 252 \text{ kN}$$

$$R_{nt} = 0,75 \times A_p \times 82,5 \Rightarrow A_p = 4,07 \text{ cm}^2$$

$$\text{Utilizar } d_p = 25,4 \text{ mm (1") } \Rightarrow A_p = 5,06 \text{ cm}^2$$

- $t_{ch} = 25 \text{ mm} \Rightarrow M_\alpha = \frac{9,5 \times 2,5^2 \times 25}{4,8} = 309 \text{ kN.cm}$

$$\alpha = \frac{213 \times 3,3 - 309}{0,75 \times 309} = 1,7 > 1,0 \text{ (*)}$$

$$Q = \frac{213 \times 3,3 - 309}{5,5} = 72 \text{ kN}$$

$$\therefore T + Q = 285 \text{ kN}$$

$$R_{nt} = 0,75 \times A_p \times 82,5 \Rightarrow A_p = 4,61 \text{ cm}^2$$

$$\text{Utilizar } d_p = 25,4 \text{ mm (1") } \Rightarrow A_p = 5,06 \text{ cm}^2$$

(*) A espessura é insuficiente, mas o dimensionamento foi mantido para verificação do comportamento experimental do protótipo

• verificação dos parafusos

- pega: $37,5 + 25 = 62,5 \text{ mm} < 5d_p \Rightarrow \text{ok!}$
- tração com cisalhamento:

$$t_{ch} = 37,5 \text{ mm} : d_p = 22 \text{ mm} \Rightarrow R_{nt} = 223 \text{ kN} > 213 \text{ kN} \text{ ok!}$$

$$t_{ch} = 31,5 \text{ mm} : d_p = 25,4 \text{ mm} \Rightarrow R_{nt} = 312 \text{ kN} > 252 \text{ kN} \text{ ok!}$$

$$t_{ch} = 25 \text{ mm} : d_p = 25,4 \text{ mm} \Rightarrow R_{nt} = 312 \text{ kN} > 252 \text{ kN} \text{ ok!}$$

- cisalhamento: $d_p = 22 \text{ mm}$ (menor diâmetro)

$$R_{nv} = 0,42 \times 3,88 \times 82,5 = 134 \text{ kN (corte)}$$

$$R_{nb} = 1,58 \times 2,2 \times 2,5 \times 40 = 347 \text{ kN (contato c / } t_{ch} = 25 \text{ mm)}$$

$$R_{nv} = 0,28 \times 1 \times 173 = 48 \text{ kN (deslizamento paraf. comprimido)}$$

$$\therefore 48 \text{ kN} > 167 / 6 = 28 \text{ kN} \text{ ok!}$$

- enrijecedores na alma da coluna:

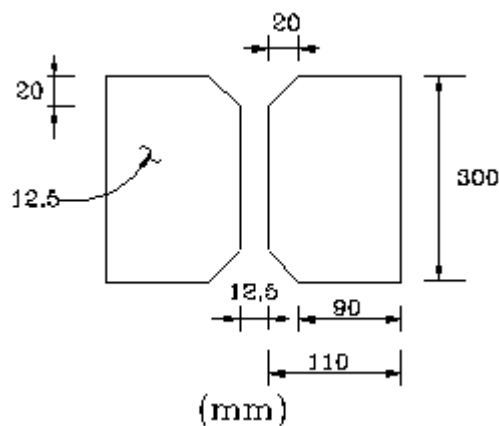
- região comprimida

$$\beta_r = t_{wc} (t_{fv} - 5k) f_{yc} = 1,25 (1,6 + 5 \times 2,5) \times 25 = 440 \text{ kN}$$

$$\beta_r = 22 t_{wc}^3 \frac{\sqrt{E f_{yc}}}{H_{wc}} = 22 \times 1,25^3 \frac{\sqrt{20500 \times 25}}{35 - 2 \times 1,9} = 1025 \text{ kN}$$

$$\text{Menor valor de } \beta_r = 440 \text{ kN} < P_c = 851 \text{ kN}$$

$$\therefore \text{ Usar enrijecedores para } (P_c - \beta_r) = 411 \text{ kN}$$



$$\frac{b}{t} = \frac{110}{12,5} = 8,8 < 15,75 \Rightarrow Q = 1,0$$

$$I_z = \frac{(2 \times 11 + 1,25)^3 \times 1,25}{12} = 1309,17 \text{ cm}^4 > 0,15 \text{ cm}^4$$

$$A_g = 2 \times 11 \times 1,25 = 27,50 \text{ cm}^2; \quad A_e = 2 \times 9 \times 1,25 = 22,50 \text{ cm}^2$$

$$\left. \begin{array}{l} A_g f_y = 687,5 \text{ kN} \\ A_e f_u = 900 \text{ kN} \end{array} \right\} > 411 \text{ kN}$$

$$\text{Verificação como coluna: } A_g = 27,5 + 12 \times 1,25^3 = 50,94 \text{ cm}^2$$

$$r = \sqrt{1309,17 / 50,94} = 5,07 \text{ cm}$$

$$\frac{kl}{r} = \frac{30}{5,07} = 6,15$$

$$F_e = \frac{\pi^2 E}{(kl/r)^2} = 5773 \text{ kN/cm}^2$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{Q f_y}{F_e}} = 0,07 \Rightarrow \rho = 1,0$$

$$N_n = \rho Q A_g f_y = 1273,5 \text{ kN} > 411 \text{ kN ok!}$$

- região tracionada

$$\left. \begin{aligned} T_r &= t_{wc} (t_{fv} + 5k) f_{yc} = 440 \text{ kN} \\ T_r &= 6 t_{fc}^2 f_{yc} = 6 \times 2,5^2 \times 25 = 937,5 \text{ kN} \end{aligned} \right\} \text{Menor valor: } T_r = 440 \text{ kN} < 851 \text{ kN}$$

Utilizar enrijecedores para $(P_d - T_r) = 411 \text{ kN} \Rightarrow$ enrijecedores iguais aos da região comprimida

Observação: Não foi verificada a flexão no flange da coluna

- cisalhamento na alma da coluna

- cortante máximo = 851 kN

$$\text{- resistência} \Rightarrow \left\{ \begin{array}{l} H_{wc} = 30 \text{ cm} \\ a = 31,8 \text{ cm} \end{array} \right\} \frac{a}{H_{wc}} = 1,06 > 1,0$$

$$k = 5,34 + \frac{4}{(a/H_{wc})^2} = 8,9$$

$$\left. \begin{aligned} \lambda_p &= 1,08 \sqrt{\frac{kE}{f_y}} = 92,26 \\ \lambda &= \frac{H_{wc}}{t_{wc}} = 24 \end{aligned} \right\} \lambda < \lambda_p$$

$$\therefore \left. \begin{aligned} V_n = V_{pl} = 0,60 A_w f_y = 563 \text{ kN} \\ V_n = V_{pl} = 0,55 A_w f_y = 516 \text{ kN} \end{aligned} \right\} < 851 \text{ kN (?)}$$

- solda da viga com a chapa de topo

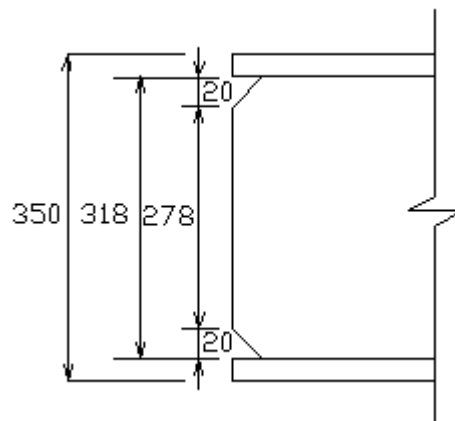
- mesas \Rightarrow solda de entalhe de penetração total

$$R_n = A_g f_y = 17 \times 1,6 \times 25 = 680 > 622 \text{ kN ok!}$$

Obs: O valor 622 kN foi obtido considerando-se a parcela $2A_f / A_g$ do momento máximo na seção da viga, dividida pela distância entre os planos médios das mesas da viga.

- alma \Rightarrow solda de penetração total

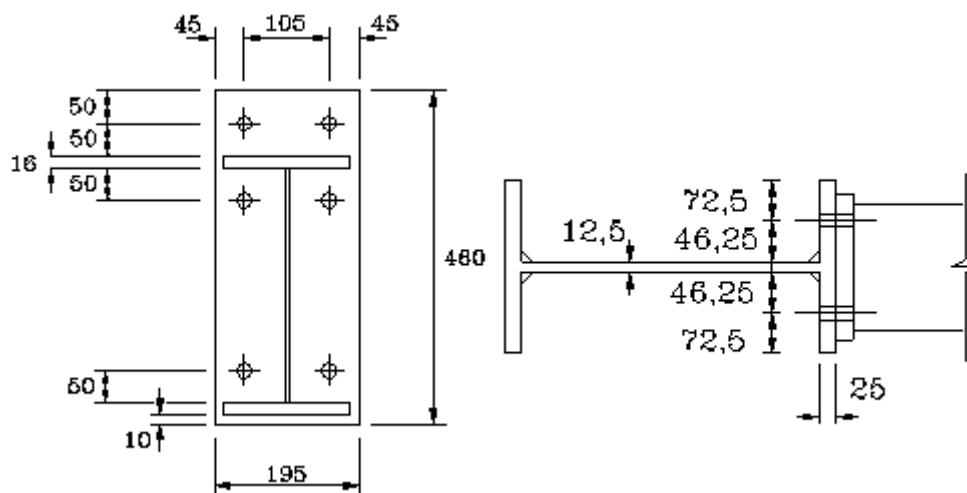
$$R_n = 0,6 \times 0,63 \times 27,8 \times 25 = 263 > 167 \text{ kN} \quad \text{ok!}$$



- mesa comprimida

$$\frac{b}{2t} = \frac{170}{2 \times 16} = 5,3 < 0,55 \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 15,75 \text{ kN} \quad \text{ok!}$$

A1.2e – Redimensionamento da chapa de topo para $d_p = 25,4 \text{ mm}$ (1")



A1.2f - Dimensionamento da ligação: KRISHNAMURTHY (1978b)

- $P_c = P_t = 851 \text{ kN}$
- $A_b = \frac{851}{2 \times 2 \times 90 \times 0,6895} = 3,43 \text{ cm}^2 \Rightarrow d_p = 22 \text{ cm}^2 \left(A_p = 3,88 \text{ cm}^2 \right)$
- $d_e = 2 \times 22 = 44 \text{ mm}$
- $p_f = 2 \times 22 = 44 \text{ mm}$
- $p_e = 44 - 0,25 \times 22 = 38,5 \text{ mm}$ (solda de penetração total)
- $C_a = 1,13 \Rightarrow$ adotado de acordo com o AISC/LRFD(1994)
- $b_{ch} = 195; b_f = 170 \Rightarrow C_b = \sqrt{\frac{b_f}{b_{ch}}} = \sqrt{\frac{170}{195}} = 0,93$
- $\frac{A_f}{A_w} = \frac{17 \times 1,6}{0,63 \times 31,8} = 1,36$
- $\frac{p_e}{d_p} = \frac{38,5}{22} = 1,75$
- $\alpha_m = 1,13 \times 0,93 \times (1,36)^{1/3} (1,75)^{1/4} = 1,339 \text{ kN}$
- $M_d = 1,339 \times 851 \times \frac{3,85}{4} = 1097 \text{ kN.cm}$
- $t_{ch} = \sqrt{\frac{4 \times 1097}{19,5 \times 25}} = 3,0 \text{ cm}$
- Adotando $t_{ch} = 31,5 \text{ mm} \Rightarrow f_v = \frac{851}{2 \times 19,5 \times 3,15} = 6,93 < 15 \text{ kN/cm}^2 \text{ ok!}$

ANEXO

II

Resultados dos Ensaio de Caracterização dos Aços e de Calibração dos Parafusos

Caracterização dos Aços

Chapa 6.3 mm

Corpo Prova	Larg. mm	Espes. mm	Área mm ²	Along. mm	Along. %	Py kN	Pr kN	Fy MPa	Fr MPa
1	12,47	6,30	78,56	67,00	34,0	27,5	39,0	350	496
2	12,54	6,30	79,00	68,00	36,0	27,5	39,0	348	494
3	12,59	6,30	79,32	69,33	38,7	27,5	39,0	347	492
4	12,29	6,30	77,43	68,14	36,3	27,5	38,5	355	497
Média	12,47	6,30	78,58	68,12	36,2	27,5	38,9	350	495

Chapa 8 mm

Corpo Prova	Larg. mm	Espes. mm	Área mm ²	Along. mm	Along. %	Py kN	Pr kN	Fy MPa	Fr MPa
1	12,32	8,00	98,56	67,62	35,2	31,8	41,3	323	419
2	12,61	8,00	100,88	68,36	36,7	32,7	47,5	324	471
3	12,37	8,00	98,96	68,07	36,1	31,8	46,5	321	470
4	12,53	8,00	100,24	69,47	38,9	32,4	47,0	323	469
Média	12,46	8,00	99,66	68,38	36,8	32,2	45,6	323	457

Chapa 12.5 mm

Corpo Prova	Larg. mm	Espes. mm	Área mm ²	Along. mm	Along. %	Py kN	Pr kN	Fy MPa	Fr MPa
1	12,43	13,02	161,84	70,91	41,8	47,5	73,5	294	454
2	12,43	13,02	161,84	69,17	38,3	46,5	73,0	287	451
3	12,33	13,02	160,54	70,40	40,8	47,0	72,0	293	448
4	12,52	13,02	163,01	70,20	40,4	48,0	73,5	294	451
Média	12,43	13,02	161,81	70,17	40,3	47,3	73,0	292	451

Chapa 16 mm

Corpo	D.Inic.	A.Inic.	D.Fin.	A.Fin.	Along.	Along.	Estric.	Py	Pr	Fy	Fr
Prova	mm	mm ²	mm	mm ²	mm	%	%	kN	kN	MPa	MPa
1	6,12	3,31	29,42	8,60	66,99	34,0	70,7	8,4	13,7	286	464
2	6,00	3,38	28,27	8,97	66,65	33,3	68,3	8,3	13,6	294	481
3	6,04	3,28	28,65	8,45	67,91	35,8	70,5	8,3	13,4	290	468
4	6,08	3,28	29,03	8,45	66,61	33,2	70,9	8,5	13,7	293	472
5	6,12	3,16	29,42	7,84	66,26	32,5	73,3	8,6	13,7	292	464
Média	6,07	3,28	28,96	8,46	66,88	33,8	70,8	8,4	13,6	291	470

Chapa 19 mm

Corpo	D.Inic.	A.Inic.	D.Fin.	A.Fin.	Along.	Along.	Estric.	Py	Pr	Fy	Fr
Prova	mm	mm ²	mm	mm ²	mm	%	%	kN	kN	MPa	MPa
1	6,04	3,38	28,65	8,97	66,69	33,4	68,7	7,9	13,2	276	459
2	6,06	3,39	28,84	9,03	65,12	30,2	68,7	7,8	13,2	270	456
3	6,10	3,35	29,22	8,81	67,62	35,2	69,8	8,0	13,2	272	450
4	6,12	3,33	29,42	8,71	66,79	33,6	70,4	8,2	13,4	277	456
5	6,08	3,19	29,03	7,99	64,69	29,4	72,5	8,2	13,4	282	460
Média	6,08	3,33	29,03	8,70	66,18	32,4	70,0	8,0	13,2	276	456

Chapa 22.4 mm

Corpo	D.Inic.	A.Inic.	D.Fin.	A.Fin.	Along.	Along.	Estric.	Py	Pr	Fy	Fr
Prova	mm	mm ²	mm	mm ²	mm	%	%	kN	kN	MPa	MPa
1	6,08	3,26	29,03	8,35	64,17	28,3	71,3	8,2	13,5	282	463
2	6,12	3,34	29,42	8,76	64,76	29,5	70,2	8,4	13,6	284	461
3	6,16	3,25	29,80	8,30	65,27	30,5	72,2	8,6	13,5	289	453
4	6,08	3,39	29,03	9,03	63,84	27,7	68,9	8,5	13,4	291	460
5	6,08	3,61	29,03	10,24	64,99	30,0	64,7	8,5	13,6	293	467
Média	6,10	3,37	29,26	8,93	64,61	29,2	69,5	8,4	13,5	288	461

Chapa 25 mm

Corpo	D.Inic.	A.Inic.	D.Fin.	A.Fin.	Along.	Along.	Estric.	Py	Pr	Fy	Fr
Prova	mm	mm ²	mm	mm ²	mm	%	%	kN	kN	MPa	MPa
1	6,12	3,10	29,42	7,55	64,69	29,4	74,3	7,8	12,9	263	437
2	6,10	3,36	29,22	8,87	65,15	30,3	69,7	7,6	12,6	260	431
3	6,22	3,33	30,39	8,71	65,43	30,9	71,3	7,9	12,7	258	416
4	6,20	3,09	30,19	7,50	65,83	31,7	75,2	7,9	12,8	260	422
5	6,20	3,12	30,19	7,65	63,38	26,8	74,7	7,9	12,8	262	422
Média	6,17	3,20	29,88	8,05	64,90	29,8	73,0	7,8	12,7	261	426

Chapa 31.5 mm

Corpo	D.Inic.	A.Inic.	D.Fin.	A.Fin.	Along.	Along.	Estric.	Py	Pr	Fy	Fr
Prova	mm	mm ²	mm	mm ²	mm	%	%	kN	kN	MPa	MPa
1	6,12	3,39	29,42	9,03	65,93	31,9	69,3	7,5	13,2	255	447
2	6,10	3,23	29,22	8,19	66,58	33,2	72,0	7,6	13,2	260	452
3	6,12	3,26	29,42	8,35	64,61	29,2	71,6	7,8	13,1	265	445
4	6,10	3,42	29,22	9,19	66,56	33,1	68,6	7,7	13,3	263	453
5	6,10	3,23	29,22	8,19	65,81	31,6	72,0	7,5	13,4	255	459
Média	6,11	3,31	29,30	8,59	65,90	31,8	70,7	7,6	13,2	260	451

Determinação do Módulo de Elasticidade

Chapa (mm)	E (kN/cm ²)	Erro	R	SD
6,3	21420	1,17614E-04	0,99887	0,48926
8	21170	1,83310E-04	0,99771	0,70797
12,5	20520	5,20992E-05	0,99977	0,17436
16	20700	8,41256E-05	0,99951	0,28473
19	20560	5,79046E-05	0,99987	0,16393
22,4	20320	9,36222E-05	0,99936	0,31846
25	20090	9,38233E-05	0,99965	0,26654
31,5	20030	1,74593E-04	0,99882	0,49729

Resultados da Calibração

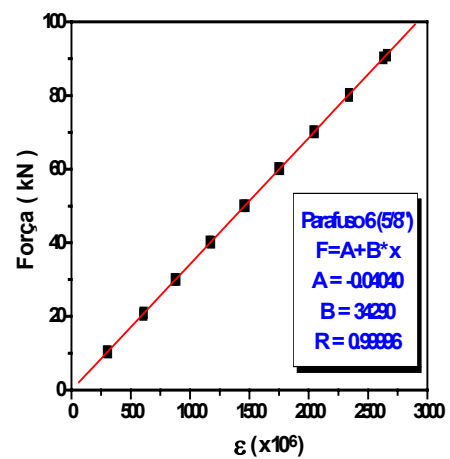
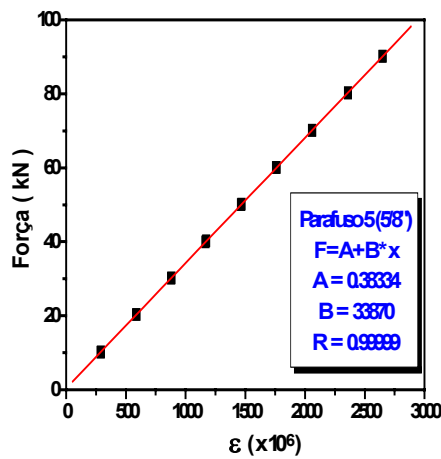
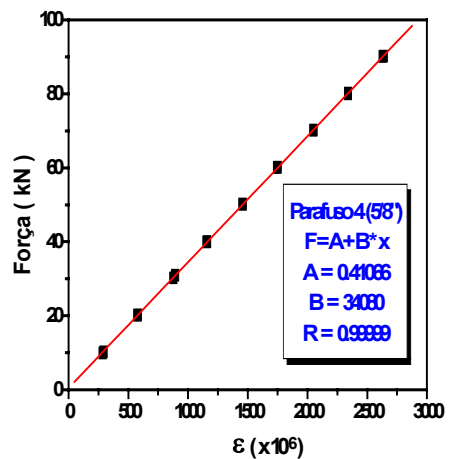
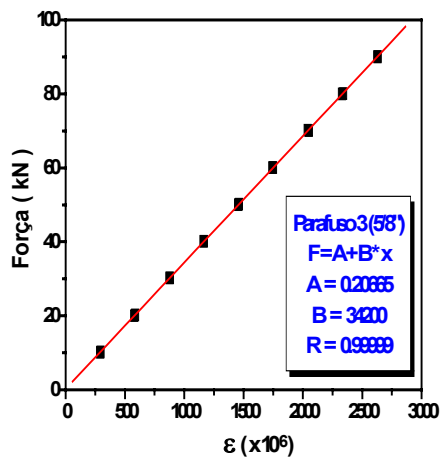
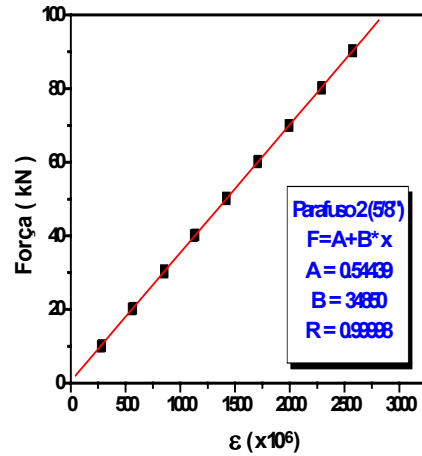
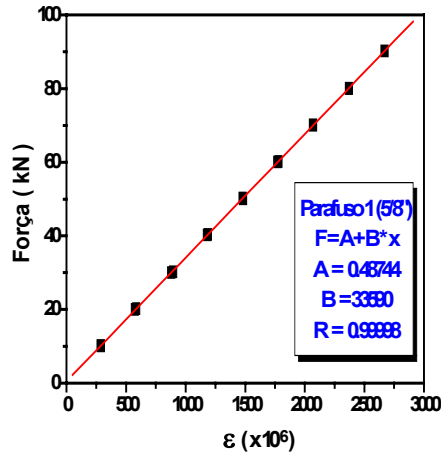
PARAFUSO 16 mm (5/8")

Força	Deformação	Força	Deformação	Força	Deformação
kN	ε (x 10 ⁶)	kN	ε (x 10 ⁶)	kN	ε (x 10 ⁶)
10,2	290	10,02	275	10,19	296
20,21	587	20,08	558	20,26	587
30,03	879	30,51	854	30,21	879
40,26	1179	40	1125	40,18	1168
50,25	1479	50,21	1422	50,15	1462
60,07	1770	60,11	1706	60,11	1750
70,09	2070	70,02	1996	70,09	2050
80,01	2370	80,13	2290	80,07	2340
90,15	2670	90,15	2580	90,02	2630
10,1	289	10,24	286	10,12	292
20,06	575	20,29	570	20,07	579
30,28	896	30,15	853	30,2	876
40,39	1187	40,27	1138	40,12	1163
50,02	1482	50,08	1420	50,01	1454
60,18	1781	60,25	1710	60,03	1744
70,12	2070	69,94	1990	70,15	2040
80,05	2370	80,3	2290	80,01	2330
		90,29	2570	90,13	2630
Força	Deformação	Força	Deformação	Força	Deformação
kN	ε (x 10 ⁶)	kN	ε (x 10 ⁶)	kN	ε (x 10 ⁶)
9,91	285	10,09	290	10,36	309
20,11	577	20,31	589	20,5	606
30,92	893	30,13	880	30,01	886
39,93	1154	39,97	1167	40,15	1179
50,18	1458	50,14	1468	50,05	1469
60,15	1752	60,05	1761	60,06	1759
70,22	2050	70,15	2060	70,11	2050
80,03	2340	80,2	2360	80,02	2340
90,15	2640	90,21	2650	90,95	2660
10,25	293	10,17	292	10,37	300
20,2	581	20,31	587	20,98	608
30,21	877	30,28	881	30,08	872
40,09	1160	40,29	1174	40,28	1165
50,16	1457	50,09	1465	50,04	1451
60,07	1746	60,07	1758	60,16	1745
70,18	2050	70,05	2060	70,13	2040
80,22	2340	80,25	2360	80,28	2340
90,07	2630	90,07	2650	90,21	2630

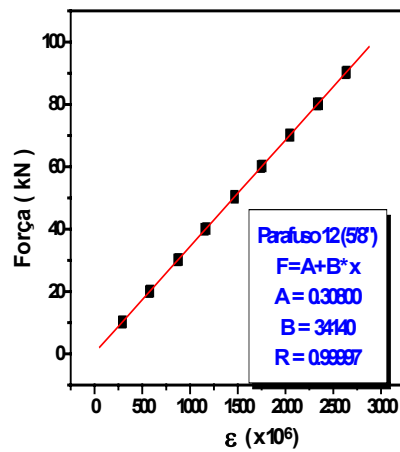
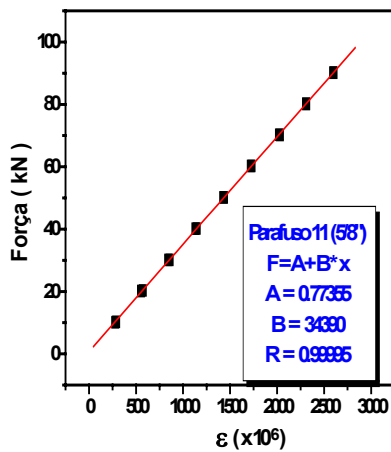
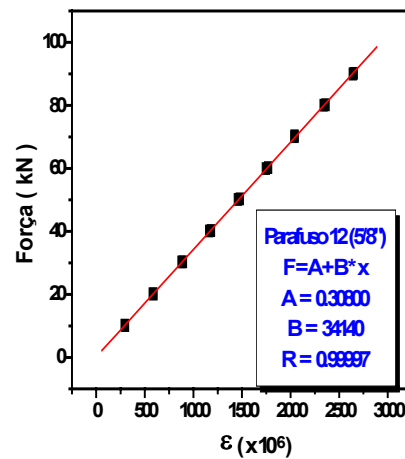
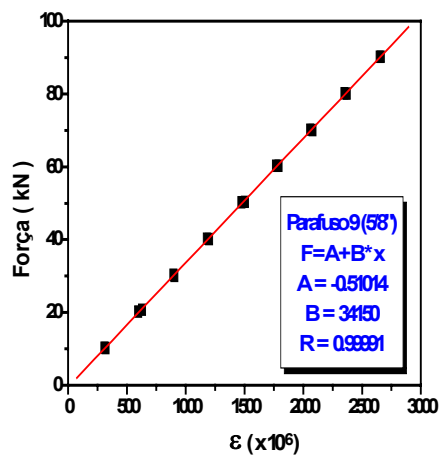
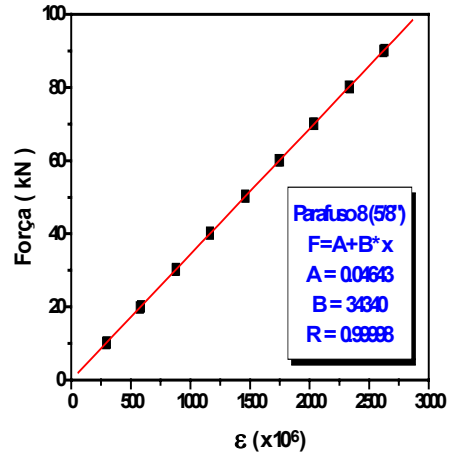
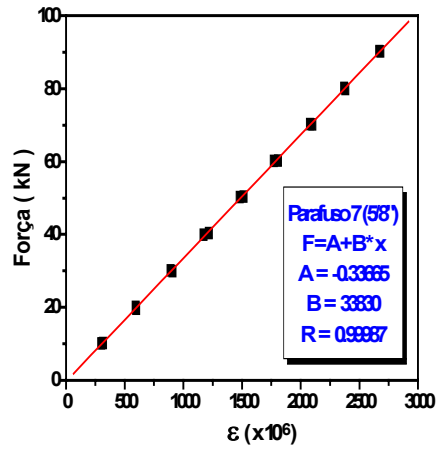
PARAFUSO 16 mm (5/8")

Força	Deformação	Força	Deformação	Força	Deformação
kN	ε ($\times 10^6$)	kN	ε ($\times 10^6$)	kN	ε ($\times 10^6$)
10,21	316	10,24	300	10,22	319
19,61	599	20,16	586	20,72	629
29,89	909	30,09	878	29,98	904
40,3	1218	40	1165	40,12	1200
50,31	1514	50,12	1463	50,36	1505
60,31	1806	60,11	1753	60,22	1791
70,19	2100	70,06	2030	70,09	2080
79,91	2380	80,06	2340	80,12	2370
90,15	2680	90,17	2630	90,22	2660
10,11	302	10,07	293	10,29	310
20,17	595	19,85	576	20,19	597
30,18	892	30,31	880	30,35	896
39,92	1173	40,2	1164	40,27	1181
50,26	1481	50,32	1460	50,24	1474
60,15	1771	60,05	1742	60,27	1768
70,31	2080	70,12	2040	70,14	2060
80,19	2370	80,19	2330	80,17	2350
90,31	2670	90,03	2620	90,21	2650
Força	Deformação	Força	Deformação	Força	Deformação
kN	ε ($\times 10^6$)	kN	ε ($\times 10^6$)	kN	ε ($\times 10^6$)
10,09	297	10,1	279	10,25	296
20,11	590	20,12	552	20,14	583
30,32	893	30,14	843	30,26	882
40,26	1181	40,12	1132	40,2	1172
50,28	1478	50,16	1428	50,16	1467
60,21	1769	60,24	1720	60,23	1760
70,34	2040	70,21	2020	70,11	2050
80,19	2360	80,14	2310	80,19	2350
90,18	2650	90,2	2600	90,33	2640
10,23	294	10,24	289	10,15	289
20,15	581	20,29	571	19,96	572
30,27	878	30,13	857	30,11	869
40,13	1164	40,15	1146	39,95	1152
50,11	1459	50,12	1436	50,56	1466
59,95	1747	60,21	1729	60,06	1742
70,07	2040	70,2	2030	70,2	2040
80,03	2340	80,15	2310	80,13	2330
89,95	2640	90,14	2600	90,11	2630

Gráficos - Parafusos 16 mm (5/8")



Gráficos - Parafusos 16 mm (5/8")



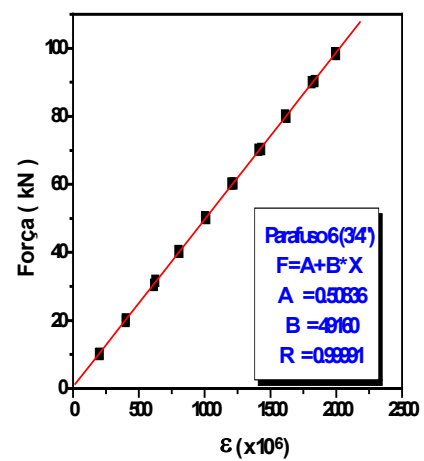
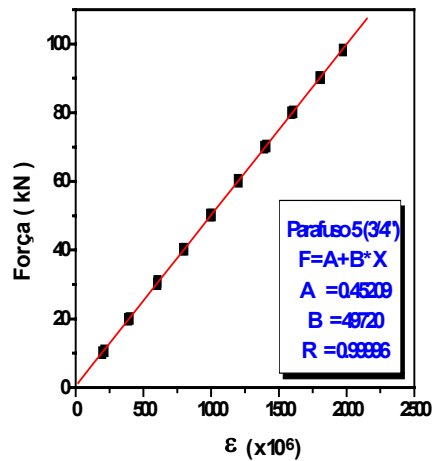
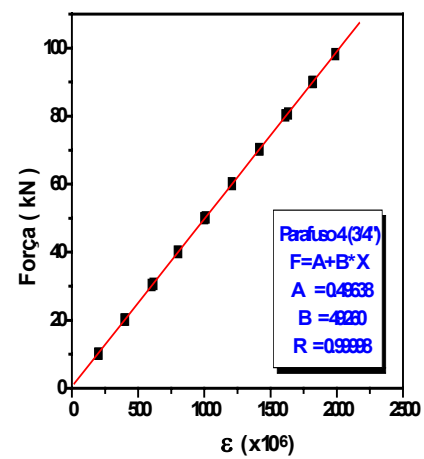
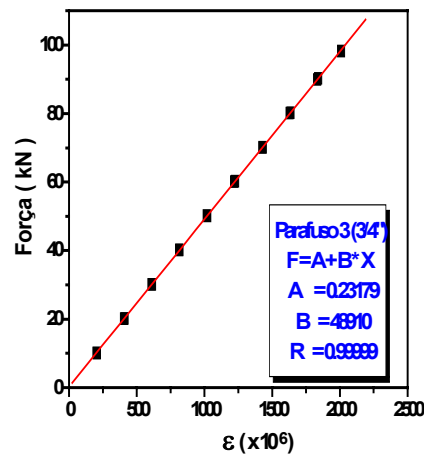
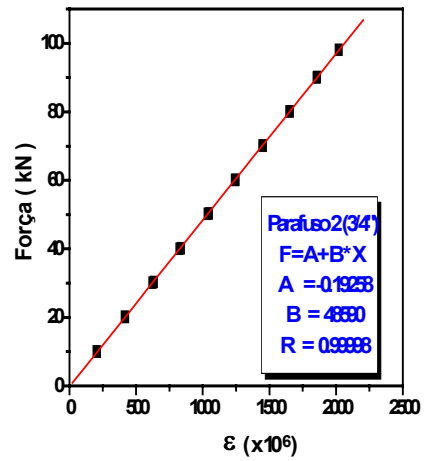
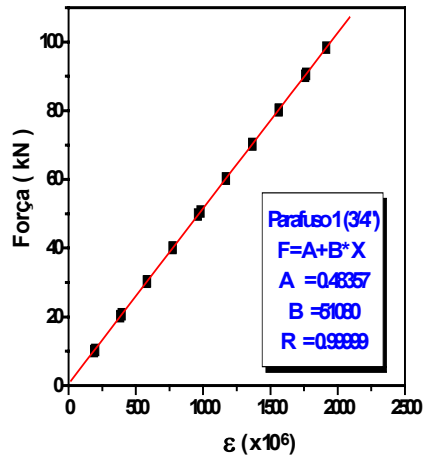
PARAFUSO 19 mm (3/4")

Força	Deformação	Força	Deformação	Força	Deformação
kN	ε (x 10 ⁶)	KN	ε (x 10 ⁶)	kN	ε (x 10 ⁶)
10,4	198	9,97	208	10,06	205
20,14	385	20,05	418	20,18	410
30,38	585	30,3	633	30,1	613
40,08	773	40,21	837	40,13	815
50,62	981	50,29	1046	50,09	1021
60,25	1170	60,1	1246	60,21	1227
70,22	1367	70,11	1451	70,02	1430
80,14	1562	80,13	1654	80,21	1636
90,15	1759	90,18	1857	90,2	1840
10,04	190	98,14	2020	98,17	2010
20,72	395	10,08	204	10,15	204
30,2	581	20,19	415	20,11	405
40,18	774	30,13	623	30,17	610
49,72	962	40,09	827	40,21	813
60,28	1168	50,25	1038	50,16	1018
70,27	1366	60,14	1241	60,08	1220
80,36	1562	70,21	1448	70,2	1428
90,64	1765	80,13	1651	80,05	1628
98,36	1916	90,06	1855	89,95	1832
Força	Deformação	Força	Deformação	Força	Deformação
kN	ε (x 10 ⁶)	KN	ε (x 10 ⁶)	kN	ε (x 10 ⁶)
10,18	202	10,68	212	10,16	204
20,19	402	20,11	399	19,9	401
30,71	617	30,18	603	30,43	615
40,06	804	40,26	802	40,15	810
50,17	1011	50,21	1004	50,04	1014
60,05	1211	60,02	1203	60,23	1221
70,13	1418	70,23	1408	70,39	1430
80,77	1633	80,19	1607	79,92	1623
90,04	1821	90,19	1811	90,32	1836
98,24	1990	98,21	1973	98,31	2000
10,2	198	10,12	196	10,15	196
20,16	396	19,85	388	20,34	400
30,29	602	30,86	604	31,68	626
40,12	799	40,23	793	40,35	800
49,99	1000	50,16	994	50,28	1003
60,23	1207	60,32	1198	60,22	1204
70,32	1415	69,92	1392	70,19	1409
80,17	1613	79,95	1593	80,21	1611
90,06	1814	90,26	1801	90,07	1813
				98,59	1992

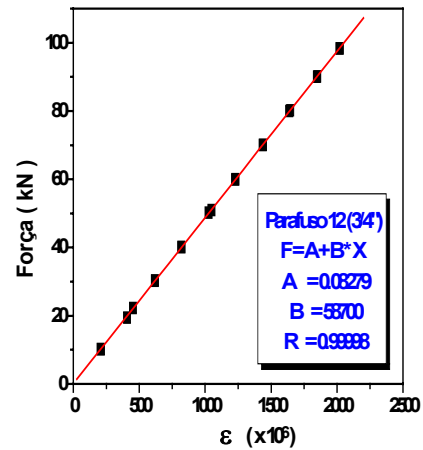
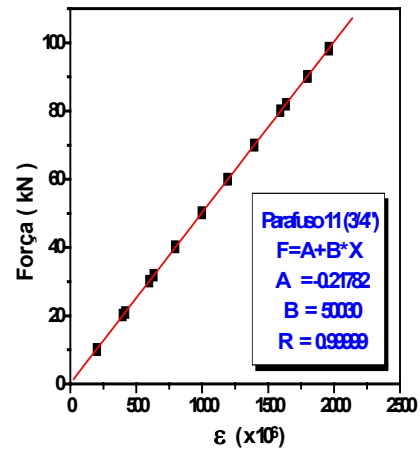
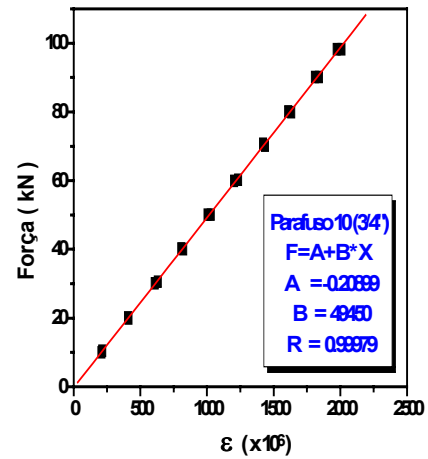
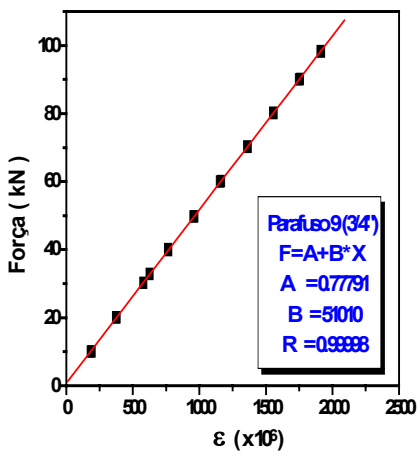
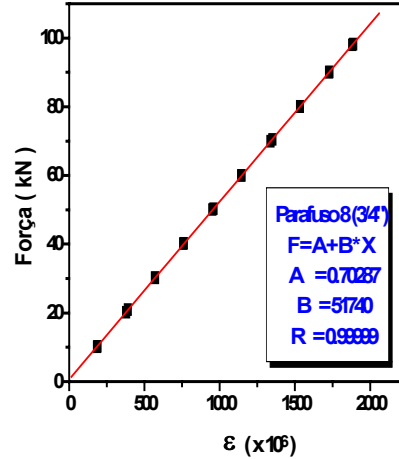
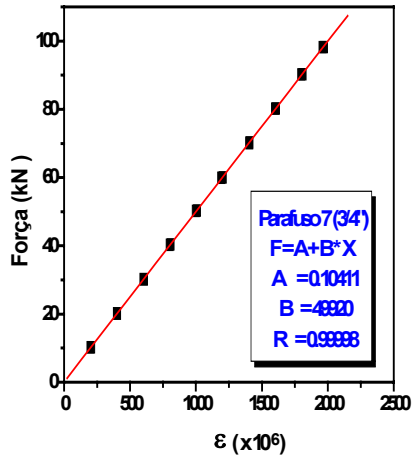
PARAFUSO 19 mm (3/4")

Força	Deformação	Força	Deformação	Força	Deformação
kN	ε (x 10 ⁶)	kN	ε (x 10 ⁶)	kN	ε (x 10 ⁶)
10,25	205	10,13	185	10,08	191
20,05	402	20,95	390	20,07	379
30,16	606	30,25	569	30,24	579
40,39	808	40,21	758	39,85	766
50,3	1009	50,06	951	49,81	963
60,06	1204	60,07	1144	60,13	1164
70,11	1406	69,91	1337	70,17	1363
80,17	1607	80,15	1534	80,07	1558
90,23	1810	90,01	1727	90,15	1757
98,2	1972	98,25	1888	98,23	1916
10,24	200	10,24	189	10,06	184
20,17	400	20,21	379	20,03	374
30,25	603	30,23	572	32,85	626
40,24	800	40,22	762	40,12	765
50,15	1000	50,26	959	49,8	956
59,92	1193	60,03	1145	59,98	1155
70,24	1406	70,47	1350	70,26	1360
80,18	1600	80,02	1534	80,24	1554
90,23	1798	90,11	1729	90,08	1747
98,25	1960	98,02	1882	98,27	1910
Força	Deformação	Força	Deformação	Força	Deformação
kN	ε (x 10 ⁶)	kN	ε (x 10 ⁶)	kN	ε (x 10 ⁶)
10,09	210	10,04	203	10,11	210
19,87	412	20,95	416	19,47	407
30,55	632	30,08	598	30,18	619
40,05	823	40,21	798	40,07	820
50,06	1028	50,14	999	51,01	1048
60,23	1234	60,03	1196	59,95	1229
70,19	1436	70	1396	70,08	1440
79,9	1633	81,91	1636	80,21	1645
90,12	1840	90,1	1800	90,04	1847
98,21	2010	98,09	1961	98,3	2020
10,45	214	10,2	201	10,28	208
20,15	407	20,16	396	22,31	453
30,11	607	31,85	631	30,29	618
40,26	808	40,19	794	40,21	819
50,06	1004	50,2	996	50,22	1026
59,93	1203	60,03	1191	60,02	1228
70,71	1421	70,09	1395	70,04	1435
80,12	1609	80,05	1593	80,04	1638
90,16	1810	90,13	1796	90,13	1850
98,17	1974	98,38	1961	98,31	2020

Gráficos - Parafusos 19 mm (3/4")



Gráficos - Parafusos 19 mm (3/4")



Determinação da Constante Força-Deformação**Parafusos 16 mm (5/8")**

Parafuso	B (kN)	Erro	R	SD
1	33590	4,88153E-05	0,99998	0,14737
2	34850	5,37847E-05	0,99998	0,16902
3	34200	3,81874E-05	0,99999	0,12213
4	34080	4,02271E-05	0,99999	0,12919
5	33870	2,74954E-05	0,99999	0,08885
6	34290	7,90353E-05	0,99996	0,25216
7	33830	1,36489E-04	0,99987	0,44288
8	34340	5,09969E-05	0,99998	0,16267
9	34150	1,15348E-04	0,99991	0,36925
10	34070	9,29784E-05	0,99994	0,29855
11	34390	8,27161E-05	0,99995	0,26347
12	34140	6,54593E-05	0,99997	0,21018

Parafusos 19 mm (3/4")

Parafuso	B (kN)	Erro	R	SD
1	51080	4,65022E-05	0,99999	0,10849
2	48590	7,92087E-05	0,99998	0,19421
3	48910	6,43173E-05	0,99999	0,15657
4	49260	8,24964E-05	0,99998	0,19943
5	49720	1,13354E-04	0,99996	0,27119
6	49160	1,56187E-04	0,99991	0,40330
7	49920	8,15870E-05	0,99998	0,20765
8	51740	5,36968E-05	0,99999	0,13146
9	51010	8,49519E-05	0,99998	0,21113
10	49450	2,41505E-04	0,99979	0,62023
11	50030	6,14009E-05	0,99999	0,15574
12	48700	6,41972E-05	0,99998	0,16691

ANEXO

III

Programa

SALCT

Neste anexo são apresentadas as instruções para utilização do programa SALCT (Sistema de Análise de Ligações com Chapa de Topo).

Os arquivos fonte dos programas, em linguagem QuickBasic, são apresentados no sub-diretório SALCT\QB e os arquivos executáveis no sub-diretório SALCT\EXEC, apresentando-se ainda os arquivos fonte, em formato texto (.RTF), no sub-diretório SALCT\TEXTOS.

Estes arquivos estão compactados, respectivamente com os nomes PRG-QB.ZIP, PRG-EXEC.ZIP e PRG-RTF.ZIP.

No capítulo 4 foi apresentada uma descrição detalhada dos módulos que compõem o sistema SALCT.

Para sua utilização, na forma dos arquivos executáveis, é necessário digitar, no “prompt” do DOS:

```
SALCT <ENTER>
```

O diretório de trabalho, além de conter os arquivos executáveis do programa, deverá ainda conter os arquivos VS.DAT e PROP-F.DAT.

O arquivo VS.DAT contém a identificação e as propriedades geométricas dos perfis das vigas, para o dimensionamento das ligações com chapa de topo.

O arquivo, fornecido juntamente com os arquivos executáveis do programa SALCT, contém os dados mencionados para os perfis soldados padronizados da série VS, apresentando, em sua primeira linha, o valor da variável N, que representa o número de perfis cujas propriedades estão contidas no arquivo (no caso, são 121 perfis).

Em seguida, são apresentados blocos compostos por 5 linhas, com:

- 1ª linha: identificação do perfil ⇒ VS200x17 (por exemplo);

- 2ª linha: valores de A (área da seção transversal, em cm^2); H (altura da seção, em mm); t_w (espessura da alma, em mm); t_f (espessura da mesa, em mm) e b_f (largura da mesa, em mm);
- 3ª linha: valores de I_x (momento de inércia da seção transversal da viga, em relação ao eixo X, perpendicular à alma, em cm^4); W_x (módulo resistente elástico da seção, em relação ao eixo X, em cm^3); e r_x (raio de giração da seção, em relação ao eixo X, em cm);
- 4ª linha: valores de I_y (momento de inércia da seção transversal da viga, em relação ao eixo Y, situado no plano médio da alma, em cm^4); W_y (módulo resistente elástico da seção, em relação ao eixo Y, em cm^3); e r_y (raio de giração da seção, em relação ao eixo Y, em cm);
- 5ª linha: valores de r_T (raio de giração da seção formada pela mesa comprimida mais 1/3 da região comprimida da alma, calculado em relação ao eixo Y, em cm); I_T (momento de inércia à torção da seção, em cm^4) e E_s (dimensão da solda mesa/alma do perfil, em mm).

O nome deste arquivo deve ser fornecido ao programa, quando solicitado na tela de entrada de dados, e pode ser editado para conter as propriedades geométricas de outras seções transversais (I ou H), observada a estrutura mencionada e separando-se os valores, em cada linha, por um espaço.

O arquivo PROP-F.DAT contém as propriedades físicas do aço, que podem ser diferentes para cada espessura de chapa utilizada.

Em cada linha do arquivo são apresentados os seguintes valores:

- t_{ch} \Rightarrow espessura da chapa, em mm;
- E \Rightarrow módulo de elasticidade, em MPa;
- f_y \Rightarrow limite de escoamento, em MPa;
- f_u \Rightarrow limite de resistência à tração, em MPa.

Durante a fase de dimensionamento das ligações (execução do primeiro módulo do programa), são gerados os seguintes arquivos:

- CHTOPO.DAT ⇒ arquivo em formato texto, com os resultados do dimensionamento das ligações, pelos métodos do MANUAL brasileiro (1988) e pelo método proposto por KRISHNAMURTHY (1978b). A listagem do arquivo gerado para o desenvolvimento deste trabalho é apresentado no Anexo 4.
- MODELOS.DAT ⇒ arquivo temporário com a identificação de todos as ligações dimensionadas
- MDLx.DAD ⇒ arquivos temporários com os parâmetros principais para a geração dos arquivos de dados que serão utilizados pelo LUSAS (arquivos MDLx.DAT), gerados a partir da execução do segundo módulo do programa.

A estrutura dos arquivos de entrada de dados será apresentada no Anexo 5.

 [Anexo 2](#)

[Anexo 4](#) 

ANEXO

IV

Arquivo

CHTOPO.DAT

VS250X37

1 - Propriedades Geométricas

Área (A).....= 46.70 cm²
Altura da Seção (H).....= 250 mm
Espessura da Alma (Tw)....= 6.3 mm
Largura da Mesa (Bf).....= 130 mm
Espessura da Mesa (Tf)....= 12.5 mm
Dimensão da Solda (Es)....= 5 mm
Parâmetro Pi1 (Bf/H).....= 0.520000
Parâmetro Pi2 (Tf/H).....= 0.050000
Parâmetro Pi3 (Tw/H).....= 0.025200

2 - Plastificação da Seção

Módulo Resistente Plástico (Zx) = 465671.88 cm³
Momento de Plastificação (Mp)...= 116417.97 kN.cm
Força de Tração na Mesa (Tp)....= 490.18 kN
Diâmetro do Parafuso (Dp).....= 15.88 mm

3 - Dimensionamento pelo Método do Manual Brasileiro

CASO 1 - Dimensionamento para Alfa = 0.000

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 16.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 17.6 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 30 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 31.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 130 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 339 mm

Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.126000

Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.007568

CASO 2 - Dimensionamento para Alfa = 0.750

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm

Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 20.9 mm

Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 36 mm

Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 22.4 mm

Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 136 mm

Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 351 mm

Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.089600

Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.196487

CASO 3 - Dimensionamento para Alfa = 0.534

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm

Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 20.9 mm

Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 36 mm

Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 25.0 mm

Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 136 mm

Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 351 mm

Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.100000

Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.196487

4 - Dimensionamento pelo Método de KRISHNAMURTHY

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 16.0 mm

Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 17.6 mm

Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 30 mm

Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 22.4 mm

Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 130 mm

Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 339 mm

Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.089600

Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.007568

VS250X38

1 - Propriedades Geométricas

Área (A).....= 48.00 cm²

Altura da Seção (H).....= 250 mm

Espessura da Alma (Tw)....= 8.0 mm

Largura da Mesa (Bf).....= 120 mm

Espessura da Mesa (Tf)....= 12.5 mm

Dimensão da Solda (Es)....= 5 mm

Parâmetro Pi1 (Bf/H).....= 0.480000

Parâmetro Pi2 (Tf/H).....= 0.050000

Parâmetro Pi3 (Tw/H).....= 0.032000

2 - Plastificação da Seção

Módulo Resistente Plástico (Zx) = 457500.00 cm³

Momento de Plastificação (Mp)...= 114375.00 kN.cm

Força de Tração na Mesa (Tp)....= 481.58 kN

Diâmetro do Parafuso (Dp).....= 15.74 mm

3 - Dimensionamento pelo Método do Manual Brasileiro

CASO 1 - Dimensionamento para Alfa = 0.000

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 16.0 mm

Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 17.6 mm

Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 30 mm

Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 31.5 mm

Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 120 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 339 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.126000
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.016527

CASO 2 - Dimensionamento para Alfa = 0.713

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 20.9 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 36 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 22.4 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 136 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 351 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.089600
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.207125

CASO 3 - Dimensionamento para Alfa = 0.601

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 20.9 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 36 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 25.0 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 136 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 351 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.100000
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.207125

4 - Dimensionamento pelo Método de KRISHNAMURTHY

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 16.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 17.6 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 30 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 22.4 mm

Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 120 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 339 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.089600
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.016527

VS275X40

1 - Propriedades Geométricas

Área (A).....= 50.80 cm²
Altura da Seção (H).....= 275 mm
Espessura da Alma (Tw)....= 6.3 mm
Largura da Mesa (Bf).....= 140 mm
Espessura da Mesa (Tf)....= 12.5 mm
Dimensão da Solda (Es)....= 5 mm
Parâmetro Pi1 (Bf/H).....= 0.509091
Parâmetro Pi2 (Tf/H).....= 0.045455
Parâmetro Pi3 (Tw/H).....= 0.022909

2 - Plastificação da Seção

Módulo Resistente Plástico (Zx) = 557812.50 cm³
Momento de Plastificação (Mp)...= 139453.13 kN.cm
Força de Tração na Mesa (Tp)....= 531.25 kN
Diâmetro do Parafuso (Dp).....= 16.53 mm

3 - Dimensionamento pelo Método do Manual Brasileiro

CASO 1 - Dimensionamento para Alfa = 0.000

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 20.9 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 36 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 37.5 mm

Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 140 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 376 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.136364
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.149309

CASO 2 - Dimensionamento para Alfa = 0.917

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 20.9 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 36 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 22.4 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 140 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 376 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.081455
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.149309

CASO 3 - Dimensionamento para Alfa = 0.532

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 20.9 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 36 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 25.0 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 140 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 376 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.090909
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.149309

CASO 4 - Dimensionamento para Alfa = -.504

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 16.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 17.6 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 30 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 37.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 140 mm

Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 364 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.136364
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 0.967839

4 - Dimensionamento pelo Método de KRISHNAMURTHY

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 16.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 17.6 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 30 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 22.4 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 140 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 364 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.081455
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 0.967839

VS300X43

1 - Propriedades Geométricas

Área (A).....= 54.80 cm²
Altura da Seção (H).....= 300 mm
Espessura da Alma (Tw)....= 6.3 mm
Largura da Mesa (Bf).....= 150 mm
Espessura da Mesa (Tf)....= 12.5 mm
Dimensão da Solda (Es)....= 5 mm
Parâmetro Pi1 (Bf/H).....= 0.500000
Parâmetro Pi2 (Tf/H).....= 0.041667
Parâmetro Pi3 (Tw/H).....= 0.021000

2 - Plastificação da Seção

Módulo Resistente Plástico (Z_x) = 658171.88 cm³
Momento de Plastificação (M_p)...= 164542.97 kN.cm
Força de Tração na Mesa (T_p)....= 572.32 kN
Diâmetro do Parafuso (D_p).....= 17.16 mm

3 - Dimensionamento pelo Método do Manual Brasileiro

CASO 1 - Dimensionamento para Alfa = 0.000

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm
Diâmetro Equivalente (D_{eq})..... = 20.9 mm
Diâmetro da Cabeça (D_{cab})..... = 36 mm
Espessura da Chapa de Topo (T_c) = 37.5 mm
Largura da Chapa de Topo (B_c).. = 150 mm
Altura da Chapa de Topo (H_c)... = 401 mm
Parâmetro Pi_4 (T_c/H)..... = 0.125000
Parâmetro Pi_5 (D/D_p)..... = 1.107300

CASO 2 - Dimensionamento para Alfa = 0.615

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm
Diâmetro Equivalente (D_{eq})..... = 20.9 mm
Diâmetro da Cabeça (D_{cab})..... = 36 mm
Espessura da Chapa de Topo (T_c) = 25.0 mm
Largura da Chapa de Topo (B_c).. = 150 mm
Altura da Chapa de Topo (H_c)... = 401 mm
Parâmetro Pi_4 (T_c/H)..... = 0.083333
Parâmetro Pi_5 (D/D_p)..... = 1.107300

CASO 3 - Dimensionamento para Alfa = -.102

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm
Diâmetro Equivalente (D_{eq})..... = 20.9 mm

Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 36 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 31.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 150 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 401 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.105000
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.107300

4 - Dimensionamento pelo Método de KRISHNAMURTHY

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 16.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 17.6 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 30 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 22.4 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 150 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 389 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.074667
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 0.932463

VS300X61

1 - Propriedades Geométricas

Área (A).....= 78.30 cm²
Altura da Seção (H).....= 300 mm
Espessura da Alma (Tw)....= 12.5 mm
Largura da Mesa (Bf).....= 140 mm
Espessura da Mesa (Tf)....= 16.0 mm
Dimensão da Solda (Es)....= 6 mm
Parâmetro Pi1 (Bf/H).....= 0.466667
Parâmetro Pi2 (Tf/H).....= 0.053333
Parâmetro Pi3 (Tw/H).....= 0.041667

2 - Plastificação da Seção

Módulo Resistente Plástico (Z_x) = 860610.00 cm³
Momento de Plastificação (M_p)...= 215152.50 kN.cm
Força de Tração na Mesa (T_p)...= 757.58 kN
Diâmetro do Parafuso (D_p).....= 19.74 mm

3 - Dimensionamento pelo Método do Manual Brasileiro

CASO 1 - Dimensionamento para Alfa = 0.000

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm
Diâmetro Equivalente (D_{eq})..... = 24.2 mm
Diâmetro da Cabeça (D_{cab})..... = 41 mm
Espessura da Chapa de Topo (T_c) = 45.0 mm
Largura da Chapa de Topo (B_c).. = 158 mm
Altura da Chapa de Topo (H_c)... = 420 mm
Parâmetro Pi_4 (T_c/H)..... = 0.150000
Parâmetro Pi_5 (D/D_p)..... = 1.114400

CASO 2 - Dimensionamento para Alfa = 0.291

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm
Diâmetro Equivalente (D_{eq})..... = 24.2 mm
Diâmetro da Cabeça (D_{cab})..... = 41 mm
Espessura da Chapa de Topo (T_c) = 31.5 mm
Largura da Chapa de Topo (B_c).. = 158 mm
Altura da Chapa de Topo (H_c)... = 420 mm
Parâmetro Pi_4 (T_c/H)..... = 0.105000
Parâmetro Pi_5 (D/D_p)..... = 1.114400

CASO 3 - Dimensionamento para Alfa = 0.013

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 24.2 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 41 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 37.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 158 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 420 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.125000
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.114400

4 - Dimensionamento pelo Método de KRISHNAMURTHY

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 20.9 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 36 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 31.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 140 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 408 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.105000
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 0.962437

VS325X46

1 - Propriedades Geométricas

Área (A).....= 58.90 cm²
Altura da Seção (H).....= 325 mm
Espessura da Alma (Tw)....= 6.3 mm
Largura da Mesa (Bf).....= 160 mm
Espessura da Mesa (Tf)....= 12.5 mm
Dimensão da Solda (Es)....= 5 mm
Parâmetro Pi1 (Bf/H).....= 0.492308
Parâmetro Pi2 (Tf/H).....= 0.038462

Parâmetro Pi3 (Tw/H).....= 0.019385

2 - Plastificação da Seção

Módulo Resistente Plástico (Zx) = 766750.00 cm³

Momento de Plastificação (Mp)...= 191687.50 kN.cm

Força de Tração na Mesa (Tp)...= 613.40 kN

Diâmetro do Parafuso (Dp).....= 17.76 mm

3 - Dimensionamento pelo Método do Manual Brasileiro

CASO 1 - Dimensionamento para Alfa = 0.000

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm

Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 20.9 mm

Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 36 mm

Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 37.5 mm

Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 160 mm

Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 426 mm

Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.115385

Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.069582

CASO 2 - Dimensionamento para Alfa = 0.753

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm

Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 24.2 mm

Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 41 mm

Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 25.0 mm

Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 160 mm

Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 438 mm

Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.076923

Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.238464

CASO 3 - Dimensionamento para Alfa = 0.077

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm
 Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 20.9 mm
 Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 36 mm
 Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 31.5 mm
 Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 160 mm
 Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 426 mm
 Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.096923
 Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.069582

4 - Dimensionamento pelo Método de KRISHNAMURTHY

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 16.0 mm
 Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 17.6 mm
 Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 30 mm
 Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 22.4 mm
 Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 160 mm
 Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 414 mm
 Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.068923
 Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 0.900701

VS350X49

1 - Propriedades Geométricas

Área (A).....= 63.00 cm²
 Altura da Seção (H).....= 350 mm
 Espessura da Alma (Tw)....= 6.3 mm
 Largura da Mesa (Bf).....= 170 mm
 Espessura da Mesa (Tf)....= 12.5 mm
 Dimensão da Solda (Es)....= 5 mm
 Parâmetro Pi1 (Bf/H).....= 0.485714

Parâmetro Pi2 (Tf/H).....= 0.035714

Parâmetro Pi3 (Tw/H).....= 0.018000

2 - Plastificação da Seção

Módulo Resistente Plástico (Zx) = 883546.88 cm³

Momento de Plastificação (Mp)...= 220886.72 kN.cm

Força de Tração na Mesa (Tp)....= 654.48 kN

Diâmetro do Parafuso (Dp).....= 18.35 mm

3 - Dimensionamento pelo Método do Manual Brasileiro

CASO 1 - Dimensionamento para Alfa = 0.000

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm

Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 20.9 mm

Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 36 mm

Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 37.5 mm

Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 170 mm

Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 451 mm

Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.107143

Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.035472

CASO 2 - Dimensionamento para Alfa = 0.892

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm

Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 24.2 mm

Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 41 mm

Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 25.0 mm

Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 170 mm

Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 463 mm

Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.071429

Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.198967

CASO 3 - Dimensionamento para Alfa = 0.081

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 20.9 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 36 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 31.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 170 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 451 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.090000
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.035472

4 - Dimensionamento pelo Método de KRISHNAMURTHY

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 16.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 17.6 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 30 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 22.4 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 170 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 439 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.064000
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 0.871976

VS350X58

1 - Propriedades Geométricas

Área (A).....= 74.40 cm²
Altura da Seção (H).....= 350 mm
Espessura da Alma (Tw)....= 6.3 mm
Largura da Mesa (Bf).....= 170 mm

Espessura da Mesa (Tf)....= 16.0 mm
Dimensão da Solda (Es)....= 6 mm
Parâmetro Pi1 (Bf/H).....= 0.485714
Parâmetro Pi2 (Tf/H).....= 0.045714
Parâmetro Pi3 (Tw/H).....= 0.018000

2 - Plastificação da Seção

Módulo Resistente Plástico (Zx) = 1067750.25 cm³
Momento de Plastificação (Mp)...= 266937.56 kN.cm
Força de Tração na Mesa (Tp)....= 799.21 kN
Diâmetro do Parafuso (Dp).....= 20.28 mm

3 - Dimensionamento pelo Método do Manual Brasileiro

CASO 1 - Dimensionamento para Alfa = 0.000

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 24.2 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 41 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 45.0 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 170 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 470 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.128571
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.084985

CASO 2 - Dimensionamento para Alfa = 0.380

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 24.2 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 41 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 31.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 170 mm

Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 470 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.090000
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.084985

CASO 3 - Dimensionamento para Alfa = -.112

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 24.2 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 41 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 37.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 170 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 470 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.107143
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.084985

4 - Dimensionamento pelo Método de KRISHNAMURTHY

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 20.9 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 36 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 31.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 170 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 458 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.090000
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 0.937032

VS375X53

1 - Propriedades Geométricas

Área (A).....= 67.10 cm²
Altura da Seção (H).....= 375 mm

Espessura da Alma (T_w)....= 6.3 mm
Largura da Mesa (B_f).....= 180 mm
Espessura da Mesa (T_f)....= 12.5 mm
Dimensão da Solda (E_s)....= 5 mm
Parâmetro Pi_1 (B_f/H).....= 0.480000
Parâmetro Pi_2 (T_f/H).....= 0.033333
Parâmetro Pi_3 (T_w/H).....= 0.016800

2 - Plastificação da Seção

Módulo Resistente Plástico (Z_x) = 1008562.50 cm³
Momento de Plastificação (M_p)...= 252140.63 kN.cm
Força de Tração na Mesa (T_p)....= 695.56 kN
Diâmetro do Parafuso (D_p).....= 18.92 mm

3 - Dimensionamento pelo Método do Manual Brasileiro

CASO 1 - Dimensionamento para Alfa = 0.000

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm
Diâmetro Equivalente (D_{eq})..... = 20.9 mm
Diâmetro da Cabeça (D_{cab})..... = 36 mm
Espessura da Chapa de Topo (T_c) = 37.5 mm
Largura da Chapa de Topo (B_c).. = 180 mm
Altura da Chapa de Topo (H_c)... = 476 mm
Parâmetro Pi_4 (T_c/H)..... = 0.100000
Parâmetro Pi_5 (D/D_p)..... = 1.004428

CASO 2 - Dimensionamento para Alfa = 0.161

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm
Diâmetro Equivalente (D_{eq})..... = 24.2 mm
Diâmetro da Cabeça (D_{cab})..... = 41 mm
Espessura da Chapa de Topo (T_c) = 31.5 mm

Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 180 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 488 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.084000
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.163022

4 - Dimensionamento pelo Método de KRISHNAMURTHY

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 20.9 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 36 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 25.0 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 180 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 476 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.066667
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.004428

VS375X62

1 - Propriedades Geométricas

Área (A).....= 79.20 cm²
Altura da Seção (H).....= 375 mm
Espessura da Alma (Tw)....= 6.3 mm
Largura da Mesa (Bf).....= 180 mm
Espessura da Mesa (Tf)....= 16.0 mm
Dimensão da Solda (Es)....= 6 mm
Parâmetro Pi1 (Bf/H).....= 0.480000
Parâmetro Pi2 (Tf/H).....= 0.042667
Parâmetro Pi3 (Tw/H).....= 0.016800

2 - Plastificação da Seção

Módulo Resistente Plástico (Z_x) = 1219217.13 cm³
Momento de Plastificação (M_p)... = 304804.28 kN.cm
Força de Tração na Mesa (T_p)... = 849.04 kN
Diâmetro do Parafuso (D_p)..... = 20.90 mm

3 - Dimensionamento pelo Método do Manual Brasileiro

CASO 1 - Dimensionamento para Alfa = 0.000

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm
Diâmetro Equivalente (D_{eq})..... = 24.2 mm
Diâmetro da Cabeça (D_{cab})..... = 41 mm
Espessura da Chapa de Topo (T_c) = 45.0 mm
Largura da Chapa de Topo (B_c).. = 180 mm
Altura da Chapa de Topo (H_c)... = 495 mm
Parâmetro Pi_4 (T_c/H)..... = 0.120000
Parâmetro Pi_5 (D/D_p)..... = 1.052669

CASO 2 - Dimensionamento para Alfa = 0.485

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 25.0 mm
Diâmetro Equivalente (D_{eq})..... = 27.5 mm
Diâmetro da Cabeça (D_{cab})..... = 46 mm
Espessura da Chapa de Topo (T_c) = 31.5 mm
Largura da Chapa de Topo (B_c).. = 180 mm
Altura da Chapa de Topo (H_c)... = 507 mm
Parâmetro Pi_4 (T_c/H)..... = 0.084000
Parâmetro Pi_5 (D/D_p)..... = 1.196215

CASO 3 - Dimensionamento para Alfa = 0.085

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm
Diâmetro Equivalente (D_{eq})..... = 24.2 mm

Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 41 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 37.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 180 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 495 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.100000
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.052669

4 - Dimensionamento pelo Método de KRISHNAMURTHY

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 20.9 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 36 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 31.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 180 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 483 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.084000
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 0.909123

VS380X61

1 - Propriedades Geométricas

Área (A).....= 77.90 cm²
Altura da Seção (H).....= 380 mm
Espessura da Alma (Tw)....= 9.5 mm
Largura da Mesa (Bf).....= 140 mm
Espessura da Mesa (Tf)....= 16.0 mm
Dimensão da Solda (Es)....= 6 mm
Parâmetro Pi1 (Bf/H).....= 0.368421
Parâmetro Pi2 (Tf/H).....= 0.042105
Parâmetro Pi3 (Tw/H).....= 0.025000

2 - Plastificação da Seção

Módulo Resistente Plástico (Z_x) = 1102982.00 cm³
Momento de Plastificação (M_p)...= 275745.50 kN.cm
Força de Tração na Mesa (T_p)....= 757.54 kN
Diâmetro do Parafuso (D_p).....= 19.74 mm

3 - Dimensionamento pelo Método do Manual Brasileiro

CASO 1 - Dimensionamento para Alfa = 0.000

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm
Diâmetro Equivalente (D_{eq})..... = 24.2 mm
Diâmetro da Cabeça (D_{cab})..... = 41 mm
Espessura da Chapa de Topo (T_c) = 45.0 mm
Largura da Chapa de Topo (B_c).. = 158 mm
Altura da Chapa de Topo (H_c)... = 500 mm
Parâmetro Pi_4 (T_c/H)..... = 0.118421
Parâmetro Pi_5 (D/D_p)..... = 1.114427

CASO 2 - Dimensionamento para Alfa = 0.291

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm
Diâmetro Equivalente (D_{eq})..... = 24.2 mm
Diâmetro da Cabeça (D_{cab})..... = 41 mm
Espessura da Chapa de Topo (T_c) = 31.5 mm
Largura da Chapa de Topo (B_c).. = 158 mm
Altura da Chapa de Topo (H_c)... = 500 mm
Parâmetro Pi_4 (T_c/H)..... = 0.082895
Parâmetro Pi_5 (D/D_p)..... = 1.114427

CASO 3 - Dimensionamento para Alfa = 0.013

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 24.2 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 41 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 37.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 158 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 500 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.098684
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.114427

4 - Dimensionamento pelo Método de KRISHNAMURTHY

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 20.9 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 36 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 31.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 140 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 488 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.082895
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 0.962460

VS400X58

1 - Propriedades Geométricas

Área (A).....= 73.60 cm²
Altura da Seção (H).....= 400 mm
Espessura da Alma (Tw)....= 6.3 mm
Largura da Mesa (Bf).....= 200 mm
Espessura da Mesa (Tf)....= 12.5 mm
Dimensão da Solda (Es)....= 5 mm
Parâmetro Pi1 (Bf/H).....= 0.500000
Parâmetro Pi2 (Tf/H).....= 0.031250

Parâmetro Pi3 (Tw/H).....= 0.015750

2 - Plastificação da Seção

Módulo Resistente Plástico (Zx) = 1190234.38 cm³

Momento de Plastificação (Mp)...= 297558.59 kN.cm

Força de Tração na Mesa (Tp)...= 767.89 kN

Diâmetro do Parafuso (Dp).....= 19.88 mm

3 - Dimensionamento pelo Método do Manual Brasileiro

CASO 1 - Dimensionamento para Alfa = 0.000

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm

Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 24.2 mm

Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 41 mm

Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 37.5 mm

Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 200 mm

Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 513 mm

Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.093750

Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.106891

CASO 2 - Dimensionamento para Alfa = 0.313

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm

Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 24.2 mm

Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 41 mm

Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 31.5 mm

Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 200 mm

Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 513 mm

Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.078750

Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.106891

4 - Dimensionamento pelo Método de KRISHNAMURTHY

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 20.9 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 36 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 25.0 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 200 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 501 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.062500
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 0.955951

VS400X68

1 - Propriedades Geométricas

Área (A).....= 87.20 cm²
Altura da Seção (H).....= 400 mm
Espessura da Alma (Tw)....= 6.3 mm
Largura da Mesa (Bf).....= 200 mm
Espessura da Mesa (Tf)....= 16.0 mm
Dimensão da Solda (Es)....= 6 mm
Parâmetro Pi1 (Bf/H).....= 0.500000
Parâmetro Pi2 (Tf/H).....= 0.040000
Parâmetro Pi3 (Tw/H).....= 0.015750

2 - Plastificação da Seção

Módulo Resistente Plástico (Zx) = 1442092.75 cm³
Momento de Plastificação (Mp)...= 360523.19 kN.cm
Força de Tração na Mesa (Tp)....= 938.86 kN
Diâmetro do Parafuso (Dp).....= 21.98 mm

3 - Dimensionamento pelo Método do Manual Brasileiro

CASO 1 - Dimensionamento para Alfa = 0.000

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 24.2 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 41 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 45.0 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 200 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 520 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.112500
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.001046

CASO 2 - Dimensionamento para Alfa = 0.676

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 25.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 27.5 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 46 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 31.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 200 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 532 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.078750
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.137553

CASO 3 - Dimensionamento para Alfa = 0.089

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 25.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 27.5 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 46 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 37.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 200 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 532 mm

Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.093750
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.137553

4 - Dimensionamento pelo Método de KRISHNAMURTHY

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 24.2 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 41 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 31.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 200 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 520 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.078750
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.001046

VS450X60

1 - Propriedades Geométricas

Área (A).....= 76.80 cm²
Altura da Seção (H).....= 450 mm
Espessura da Alma (Tw)....= 6.3 mm
Largura da Mesa (Bf).....= 200 mm
Espessura da Mesa (Tf)....= 12.5 mm
Dimensão da Solda (Es)....= 5 mm
Parâmetro Pi1 (Bf/H).....= 0.444444
Parâmetro Pi2 (Tf/H).....= 0.027778
Parâmetro Pi3 (Tw/H).....= 0.014000

2 - Plastificação da Seção

Módulo Resistente Plástico (Zx) = 1378234.38 cm³
Momento de Plastificação (Mp)...= 344558.59 kN.cm

Força de Tração na Mesa (T_p)....= 787.56 kN
Diâmetro do Parafuso (D_p).....= 20.13 mm

3 - Dimensionamento pelo Método do Manual Brasileiro

CASO 1 - Dimensionamento para Alfa = 0.000

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm
Diâmetro Equivalente (D_{eq})..... = 24.2 mm
Diâmetro da Cabeça (D_{cab})..... = 41 mm
Espessura da Chapa de Topo (T_c) = 37.5 mm
Largura da Chapa de Topo (B_c).. = 200 mm
Altura da Chapa de Topo (H_c)... = 563 mm
Parâmetro Pi_4 (T_c/H)..... = 0.083333
Parâmetro Pi_5 (D/D_p)..... = 1.092981

CASO 2 - Dimensionamento para Alfa = 0.355

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm
Diâmetro Equivalente (D_{eq})..... = 24.2 mm
Diâmetro da Cabeça (D_{cab})..... = 41 mm
Espessura da Chapa de Topo (T_c) = 31.5 mm
Largura da Chapa de Topo (B_c).. = 200 mm
Altura da Chapa de Topo (H_c)... = 563 mm
Parâmetro Pi_4 (T_c/H)..... = 0.070000
Parâmetro Pi_5 (D/D_p)..... = 1.092981

4 - Dimensionamento pelo Método de KRISHNAMURTHY

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 19.0 mm
Diâmetro Equivalente (D_{eq})..... = 20.9 mm
Diâmetro da Cabeça (D_{cab})..... = 36 mm
Espessura da Chapa de Topo (T_c) = 25.0 mm
Largura da Chapa de Topo (B_c).. = 200 mm

Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 551 mm

Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.055556

Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 0.943938

VS450X71

1 - Propriedades Geométricas

Área (A).....= 90.30 cm²

Altura da Seção (H).....= 450 mm

Espessura da Alma (Tw)....= 6.3 mm

Largura da Mesa (Bf).....= 200 mm

Espessura da Mesa (Tf)....= 16.0 mm

Dimensão da Solda (Es)....= 6 mm

Parâmetro Pi1 (Bf/H).....= 0.444444

Parâmetro Pi2 (Tf/H).....= 0.035556

Parâmetro Pi3 (Tw/H).....= 0.014000

2 - Plastificação da Seção

Módulo Resistente Plástico (Zx) = 1663990.25 cm³

Momento de Plastificação (Mp)...= 415997.56 kN.cm

Força de Tração na Mesa (Tp)....= 958.52 kN

Diâmetro do Parafuso (Dp).....= 22.21 mm

3 - Dimensionamento pelo Método do Manual Brasileiro

CASO 1 - Dimensionamento para Alfa = 0.000

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 25.0 mm

Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 27.5 mm

Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 46 mm

Espessura da Chapa de Topo (T_c) = 45.0 mm
Largura da Chapa de Topo (B_c).. = 200 mm
Altura da Chapa de Topo (H_c)... = 582 mm
Parâmetro Pi_4 (T_c/H)..... = 0.100000
Parâmetro Pi_5 (D/D_p)..... = 1.125828

CASO 2 - Dimensionamento para Alfa = 0.715

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 25.0 mm
Diâmetro Equivalente (D_{eq})..... = 27.5 mm
Diâmetro da Cabeça (D_{cab})..... = 46 mm
Espessura da Chapa de Topo (T_c) = 31.5 mm
Largura da Chapa de Topo (B_c).. = 200 mm
Altura da Chapa de Topo (H_c)... = 582 mm
Parâmetro Pi_4 (T_c/H)..... = 0.070000
Parâmetro Pi_5 (D/D_p)..... = 1.125828

CASO 3 - Dimensionamento para Alfa = 0.119

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 25.0 mm
Diâmetro Equivalente (D_{eq})..... = 27.5 mm
Diâmetro da Cabeça (D_{cab})..... = 46 mm
Espessura da Chapa de Topo (T_c) = 37.5 mm
Largura da Chapa de Topo (B_c).. = 200 mm
Altura da Chapa de Topo (H_c)... = 582 mm
Parâmetro Pi_4 (T_c/H)..... = 0.083333
Parâmetro Pi_5 (D/D_p)..... = 1.125828

4 - Dimensionamento pelo Método de KRISHNAMURTHY

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm
Diâmetro Equivalente (D_{eq})..... = 24.2 mm
Diâmetro da Cabeça (D_{cab})..... = 41 mm

Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 31.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 200 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 570 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.070000
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 0.990729

VS500X73

1 - Propriedades Geométricas

Área (A).....= 92.40 cm²
Altura da Seção (H).....= 500 mm
Espessura da Alma (Tw)....= 6.3 mm
Largura da Mesa (Bf).....= 250 mm
Espessura da Mesa (Tf)....= 12.5 mm
Dimensão da Solda (Es)....= 5 mm
Parâmetro Pi1 (Bf/H).....= 0.500000
Parâmetro Pi2 (Tf/H).....= 0.025000
Parâmetro Pi3 (Tw/H).....= 0.012600

2 - Plastificação da Seção

Módulo Resistente Plástico (Zx) = 1878796.88 cm³
Momento de Plastificação (Mp)...= 469699.22 kN.cm
Força de Tração na Mesa (Tp)....= 963.49 kN
Diâmetro do Parafuso (Dp).....= 22.26 mm

3 - Dimensionamento pelo Método do Manual Brasileiro

CASO 1 - Dimensionamento para Alfa = 0.000

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 25.0 mm

Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 27.5 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 46 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 45.0 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 250 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 625 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.090000
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.122923

CASO 2 - Dimensionamento para Alfa = 0.726

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 25.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 27.5 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 46 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 31.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 250 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 625 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.063000
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.122923

CASO 3 - Dimensionamento para Alfa = 0.126

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 25.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 27.5 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 46 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 37.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 250 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 625 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.075000
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.122923

4 - Dimensionamento pelo Método de KRISHNAMURTHY

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm

Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 24.2 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 41 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 31.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 250 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 613 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.063000
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 0.988172

VS500X86

1 - Propriedades Geométricas

Área (A).....= 109.50 cm²
Altura da Seção (H).....= 500 mm
Espessura da Alma (Tw)....= 6.3 mm
Largura da Mesa (Bf).....= 250 mm
Espessura da Mesa (Tf)....= 16.0 mm
Dimensão da Solda (Es)....= 6 mm
Parâmetro Pi1 (Bf/H).....= 0.500000
Parâmetro Pi2 (Tf/H).....= 0.032000
Parâmetro Pi3 (Tw/H).....= 0.012600

2 - Plastificação da Seção

Módulo Resistente Plástico (Zx) = 2280962.75 cm³
Momento de Plastificação (Mp)...= 570240.69 kN.cm
Força de Tração na Mesa (Tp)....= 1178.18 kN
Diâmetro do Parafuso (Dp).....= 24.62 mm

3 - Dimensionamento pelo Método do Manual Brasileiro

CASO 1 - Dimensionamento para Alfa = 0.000

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 25.0 mm

Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 27.5 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 46 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 45.0 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 250 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 632 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.090000
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.015468

CASO 2 - Dimensionamento para Alfa = 0.446

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 28.5 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 31.3 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 51 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 37.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 250 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 646 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.075000
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 1.157633

4 - Dimensionamento pelo Método de KRISHNAMURTHY

Diâmetro do Parafuso (D)..... = 22.0 mm
Diâmetro Equivalente (Deq)..... = 24.2 mm
Diâmetro da Cabeça (Dcab)..... = 41 mm
Espessura da Chapa de Topo (Tc) = 31.5 mm
Largura da Chapa de Topo (Bc).. = 250 mm
Altura da Chapa de Topo (Hc)... = 620 mm
Parâmetro Pi4 (Tc/H)..... = 0.063000
Parâmetro Pi5 (D/Dp)..... = 0.893612

ANEXO

V

**Arquivo de dados
para o
Programa LUSAS**

—

Apresenta-se, neste anexo, a estrutura dos arquivos de dados gerados pelo sistema SALCT (Sistema de Análise de Ligações com Chapa de Topo) para processamento através do programa LUSAS.

No sub-diretório LUSAS, é apresentado o arquivo de dados CT1-AB1.Dat, compactado com o nome CT1-AB1.ZIP correspondente ao modelo de ligação com chapa de topo de 31,5 mm de espessura e parafusos de 16 mm de espessura.

As três primeiras linhas dos arquivos, reproduzidas abaixo, correspondem aos comandos gerais da análise:

```
PROBLEM TITLE VS250X37 - Dp = 16 Tc = 31.5  
UNITS kN mm  
OPTION 62 87  
C
```

A primeira linha dos arquivos de dados, após o comando “PROBLEM TITLE”, contém todas as informações necessárias para a identificação do modelo analisado, tais como tipo de viga, o diâmetro dos parafusos e a espessura da chapa de topo (as linhas iniciadas pela letra “C” são linhas de comentários).

O comando UNITS é utilizado para informação das unidades a serem utilizadas no problema, no caso kN para força e mm para comprimento, e o comando OPTION indica as características da análise a ser realizada.

No caso deste trabalho, a opção 62 indica que a análise não-linear não deve ser interrompida se forem encontrados pivôs negativos e a opção 87 indica o tipo de análise não-linearidade geométrica a ser utilizada (no caso, não linearidade geométrica Lagrangiana total).

O primeiro bloco de dados é composto pela indicação da incidência (topologia) dos elementos finitos utilizados, identificados por um nome alfanumérico (JNT4, para os elementos de junta utilizados, HX8 para os elementos tridimensionais com 8 pontos nodais e PN6 para os elementos com 6 pontos nodais).

```
JNT4 ELEMENT TOPOLOGY
FIRST  1  1  2  6 6421
INC    1  6  6  6  1 457
...
HX8 ELEMENT TOPOLOGY
FIRST 458 68 69 75 74 2 3 9 8
INC   1  1  1  1  1  1  1  1  1  4
INC   4  6  6  6  6  6  6  6  6 10
INC  40 66 66 66 66 66 66 66 66 2
```

O primeiro dos blocos de dados reproduzidos acima indica, na primeira linha, a incidência do elemento de junta nº 1 formado pelos pontos nodais de números 1, 2, 6 e 6421 e, na segunda linha, os incrementos da numeração dos elementos e dos pontos nodais para a geração automática de 457 elementos.

Analogamente, para os elementos HX8, o segundo bloco indica que o primeiro desses elementos terá o número 458, gerando-se 80 (4 x 10 x 2) novos elementos de acordo com os incrementos fornecidos nas linhas iniciadas com a palavra-chave INC.

Os elementos podem ainda ser gerados um a um, bastando para isso a identificação do tipo de elemento, seguida pelo comando ELEMENT TOPOLOGY, indicando-se, na linha imediatamente a seguir, o número do elemento e a sequência de pontos nodais.

O comando SOLUTION ORDER, posicionado imediatamente após o bloco de incidência dos elementos, indica a ordem de solução do sistema de equações, selecionando o tipo de otimização a ser empregada.

O bloco de dados relativos às coordenadas dos pontos nodais é identificado pelo comando NODE COORDINATES, seguido da indicação das coordenadas X, Y e Z do ponto, podendo-se fazer a geração automática,

como mostrado abaixo, para 2 pontos nodais (incluindo o inicial), com incremento de 12,5 para a coordenada na direção Y, e para 3 pontos nodais com incremento -8 na direção Z.

```
NODE COORDINATES
FIRST  1  0.000  0.000  326.500
INC    6  0.000  12.500  0.000  2
INC   66  0.000  0.000  -8.000  3
```

São fornecidas, a seguir, as informações relativas ao comportamento não-linear dos elementos de junta e dos materiais utilizados (por grupos), como já mencionado no capítulo 5, de acordo com os comandos reproduzidos abaixo:

```
JOINT PROPERTIES NONLINEAR 33 3
1 1.0E10 0.00 0.00 0.00 0.00 0.00 0.00 0.00 ...
  0.0001 0.00 0.00 0.00 0.00 0.00 0.00 0.00 ...
  0.0001 0.00 0.00 0.00 0.00 0.00 0.00 0.00
2 0.0001 0.00 0.00 0.00 0.00 0.00 0.00 0.00 ...
  1.0E10 0.00 0.00 0.00 0.00 0.00 0.00 0.00 ...
  1.0E10 0.00 0.00 0.00 0.00 0.00 0.00 0.00
...
MATERIAL PROPERTIES
C Material 3 = Parafusos
3 205.0000 0.30 0.00 0.00 0.00 0.00 0.00
...
PLASTIC DEFINITION
STRESS POTENTIAL VON_MISES
7
YIELD STRESS
7 0.63500
HARDENING CURVE HARDENING_GRADIENT 1
7 11.8931 0.016902
```

As propriedades são relacionadas aos elementos finitos através do comando MATERIAL ASSIGNMENTS, cuja sintaxe atribui, a cada elemento (ou conjunto de elementos), as propriedades físicas de um determinado tipo de material:

```
MATERIAL ASSIGNMENTS
  1  457  1  1
458 2129 1  4  0  8
```

2130 2669 1 5 0 9

No exemplo acima, aos elementos de número 1 a 457, com incremento unitário de numeração, são atribuídas as propriedades do material representado pelo tipo 1, enquanto aos elementos de número 458 a 2129, também com incremento unitário de numeração, são atribuídas as propriedades do material tipo 4, cujas propriedades de plasticidade estão indicadas no grupo 8 (o “zero” indica que não há referência a propriedades ortotrópicas).

O programa LUSAS permite que sejam impostas condições de compatibilidade de deslocamentos, através do comando

```
CONSTRAINT EQUATION
EQUATION 0.0
3613 0 0 3 1.0
3616 0 0 3 -1.0
```

representando que $(1,0) \times W_{3613} + (-1,0) \times W_{3616} = 0$, onde W_{3613} e W_{3616} representam, respectivamente, os deslocamentos (na direção 3 global) dos pontos 3613 e 3616, ou seja, foi imposta a condição de mesmo deslocamento, na direção mencionada, para esses pontos.

Os vínculos externos da estrutura a ser analisada são identificados pelo comando

```
SUPPORT NODES
1 2737 6 R R R
62 260 66 F R F
```

indicando que os pontos nodais de números 1 a 2737, com incremento 6 de numeração, têm todos os seus possíveis deslocamentos restringidos (R), enquanto os elementos 62 a 260, com incremento 66, estão liberados (F = free) para deslocamentos nas direções X e Z e restringidos para deslocamentos na direção Y.

O comando LOAD CASE TITLE, identifica o título dos casos de carregamento impostos à estrutura, cujos tipos, em função também do tipo

de elemento finito utilizado são indicados por conjuntos de letras.

Nas estruturas analisadas neste trabalho, o carregamento foi introduzido através de forças concentradas identificadas por “CL” identificando-se os pontos nodais de aplicação das forças e suas componentes nas direções do sistema global de referência, como mostrado no exemplo abaixo, onde os três primeiros números referem-se à numeração dos pontos nodais (primeiro e último) do grupo e ao incremento da numeração, enquanto os três últimos números de cada linha indicam os valores das componentes nas direções X, Y e Z, respectivamente:

```
CL
5923 5935 1 -6.5385 0 0
6089 6101 1 -6.5385 0 0
6255 6267 1 -6.5385 0 0
```

Os comandos seguintes são referentes às opções de saída de resultados de elementos (ELEMENT OUTPUT) e de pontos nodais (NODE OUTPUT), sendo possível selecionar tanto os resultados quanto os elementos e pontos nodais de interesse, bem como eliminar-se todas as saídas de resultados, trabalhando-se apenas com o pós-processador gráfico do sistema.

O comando NONLINEAR CONTROL, identifica um bloco de sub-comandos que têm a função de exercer o controle do desenvolvimento da análise, propiciando formas de incrementação do carregamento, controle do número de iterações, estabelecimento de valores e parâmetros de convergência e fixação de limites para a execução da análise (controle da duração em termos do número de incrementos do carregamento ou do valor total do mesmo.

ANEXO

VI

**Resultados
dos
Ensaio**

Este anexo apresenta, de forma detalhada, a correspondência entre os pontos instrumentados dos protótipos ensaiados (transdutores de deslocamento, extensômetros elétricos de resistência e rosetas) com os canais de aquisição de dados, de forma a possibilitar a correta identificação e possível utilização dos resultados experimentais obtidos neste trabalho.

Este trabalho é complementado pelo diretório EXPERIM, com os sub-diretórios PRELIM e PROTOT.

O sub-diretório EXPERIM\PRELIM apresenta o arquivo compactado PRL-XLS.ZIP, que contém 3 arquivos de planilha eletrônica, correspondentes aos resultados dos ensaios preliminares dos protótipos com ligações com cantoneiras de alma, completamente soldadas e com chapa de topo (vigas VS 350x58).

Em todas as planilhas, a primeira coluna refere-se à numeração da leitura (“record”) efetuada pelo equipamento de aquisição automática de dados, e a coluna seguinte, identificada como “Chan 0” (canal zero), corresponde ao valor fornecido pela célula de carga, acoplada ao atuador hidráulico responsável pela introdução do carregamento dos protótipos.

Cada uma das colunas corresponde a um dos canais de leitura de dados para os extensômetros, transdutores de deslocamento e rosetas (3 canais por roseta).

Para todos os protótipos da fase experimental preliminar, como mostrado na figura A-1.1, os transdutores de deslocamento correspondem aos canais 31 a 46, dos quais os canais 32, 33, 43 e 44 correspondem aos transdutores utilizados para a observação da verticalidade dos deslocamentos do pilar dos protótipos, como relatado no capítulo 7.

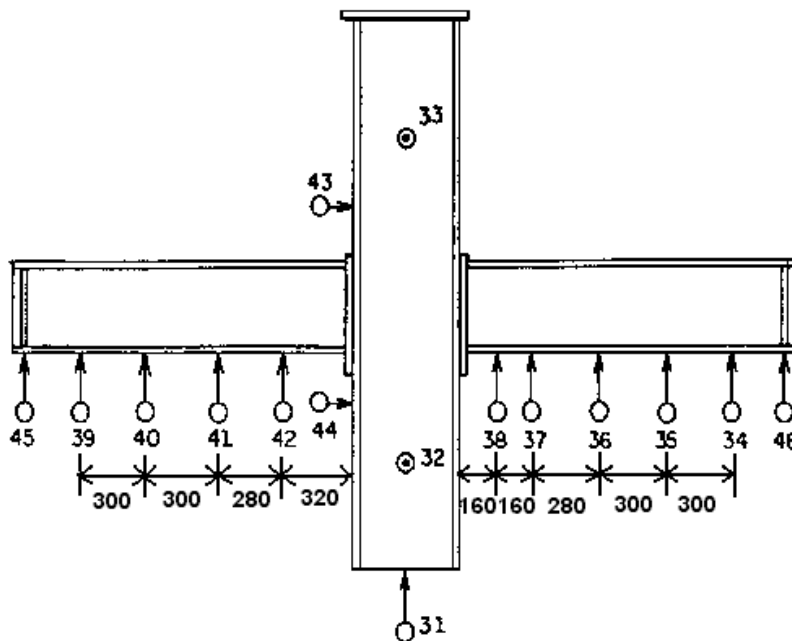


Figura A-1.1: Posicionamento dos transdutores de deslocamento

Os canais 1 a 12 correspondem aos extensômetros das 4 rosetas instaladas na alma da viga, a uma distância $H/2$ da face do pilar como representado na figura A-1.2a, com numeração crescente para os extensômetros dispostos na vertical, a 45° e na horizontal.

Os extensômetros colocados nas mesas superior e inferior da viga estão indicados na figura A-1.2b, indicando-se entre parênteses a numeração correspondente aos extensômetros da mesa inferior.

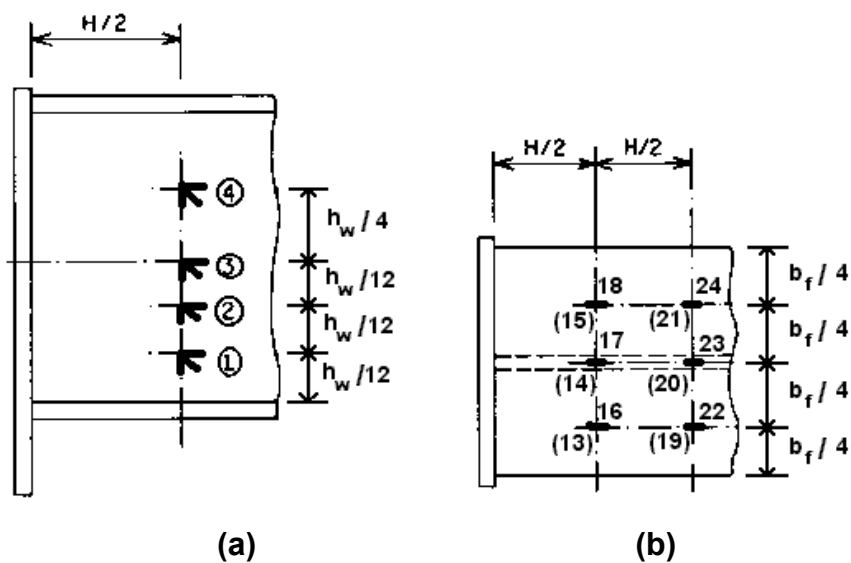


Figura A-1.2: Rosetas na alma e extensômetros nas mesas da viga

Na outra viga dos protótipos também foram instalados extensômetros, a uma distância $H/2$ do pilar, correspondentes aos canais 25 a 27, na mesa inferior e 28 a 30 na mesa superior.

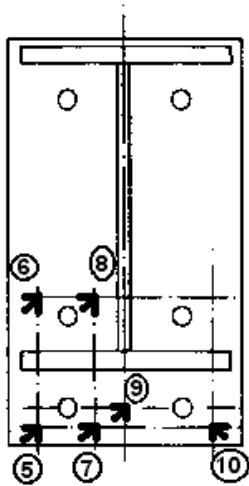


Figura A-1.3: Rosetas na chapa de topo

Para o protótipo CT2-C, com chapa de topo, foram

instaladas rosetas na chapa de topo, como representado na figura A-1.3, cujos extensômetros correspondem aos canais 47 a 64., numerados na mesma ordem mencionada (vertical, 45° e horizontal).

Para cada roseta, as planilhas eletrônicas apresentam 5 colunas de resultados, correspondentes aos valores máximos e mínimos das tensões e deformações e do ângulo da direção principal.

O sub-diretório EXPERIM\PROTOT, apresenta 4 arquivos compactados, correspondentes às planilhas que contém os resultados dos ensaios dos protótipos com ligações com cantoneira de alma (CA-XLS.ZIP), completamente soldadas (CS-XLS.ZIP) e das duas séries de protótipos com chapa de topo (CT1-XLS.ZIP e CT2-XLS.ZIP).

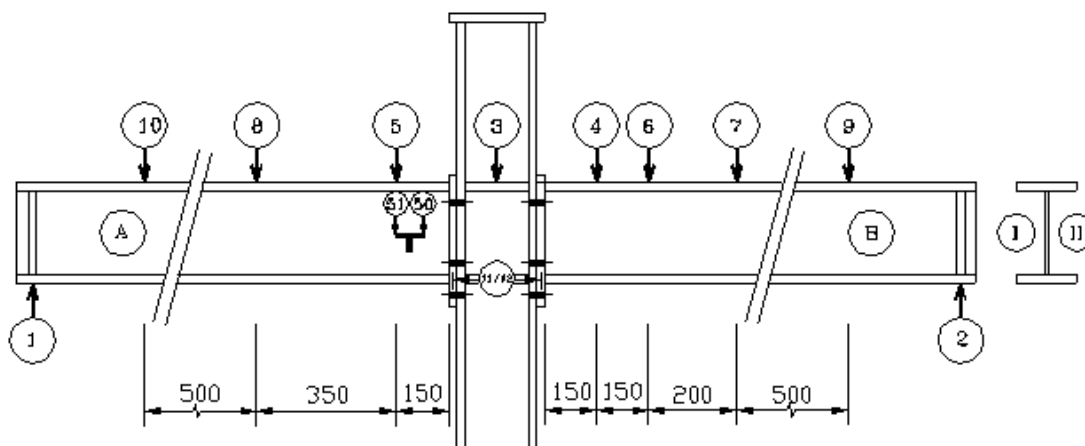


Figura A-1.4: Posicionamento dos transdutores (Grupo 1)

As figuras A-1.4 e A-1.5 apresentam, respectivamente para os protótipos dos grupos 1 e 2, o posicionamento dos transdutores de deslocamento e a correspondente numeração dos canais de aquisição de dados, sendo a disposição apresentada na figura A-1.5 também utilizada para os protótipos, de ambas as séries, com ligações completamente soldadas e com cantoneira de alma.

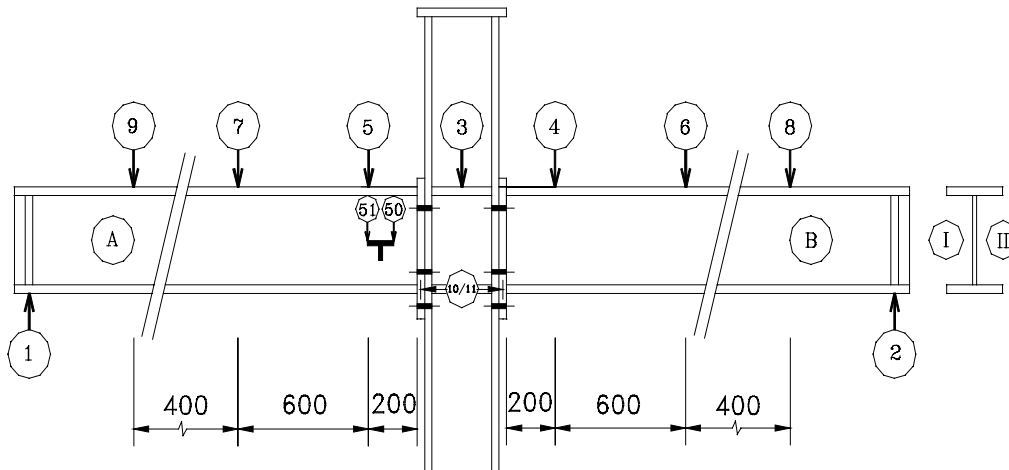


Figura A-1.5: Posicionamento dos transdutores (Grupo 2)

As exceções relativas aos transdutores de deslocamento mostrados na figura A-1.5 são:

- não foram utilizados os transdutores correspondentes aos canais 10 e 11 nos protótipos de ligações completamente soldadas e de ligações com cantoneiras de alma;
- não foram utilizados os transdutores correspondentes aos canais 50 e 51 nos protótipos com ligações com cantoneiras de alma.

No caso específico da planilha correspondente ao protótipo CA2-B, são apresentadas colunas identificadas como canais 3a, 4a e 5a, correspondentes aos canais 3, 4 e 5, utilizados na fase final do ensaio em decorrência do término do curso de deslocamento dos respectivos transdutores.

As planilhas apresentam um segundo bloco de resultados, também relativos aos canais correspondentes aos transdutores de deslocamento

posicionados no pilar e nas vigas, onde são calculados os deslocamentos verticais corrigidos, em função dos deslocamentos verificados através dos transdutores posicionados sob os apoios dos protótipos (canais 1 e 2).

Para os protótipos de ligações completamente soldadas, as planilhas apresentam ainda, juntamente com os deslocamentos corrigidos, o cálculo da “rotação da viga” obtida dividindo-se o deslocamento vertical do pilar dos protótipos pela distância da face do flange do pilar ao apoio.

As planilhas de resultados dos protótipos com chapa de topo apresentam um terceiro bloco de resultados, contendo os deslocamentos relativos da chapa de topo em relação ao flange do pilar, bem como os valores das rotações da chapa, calculadas para o afastamento chapa/pilar, e da viga, calculadas como no caso das ligações completamente soldadas.

A correspondência entre os canais de aquisição de dados e os extensômetros e rosetas sofreu algumas alterações, quando são comparados os protótipos de ligações completamente soldadas com os de ligações com chapa de topo, principalmente em função de algumas modificações efetuadas na instrumentação dos protótipos das duas séries (VS 250x37 e VS 350x58) e devido ao fato de terem sido reservados alguns canais para a aquisição dos resultados dos extensômetros instalados nos parafusos de alguns protótipos.

Para melhor identificação dos extensômetros e rosetas, bem como dos canais relativos aos parafusos instrumentados, as planilhas de resultados dos protótipos com ligações completamente soldadas e com chapa de topo.

Nas mesas superior e inferior de uma das vigas (lado B, figura A-1.4 e A-1.5) foram instalados extensômetros nas seções distantes $H/2$ e H da face do flange do pilar ou da face da chapa de topo, enquanto no lado A (figura A-1.4 e A-1.5) foram instalados extensômetros apenas na seção H (em alguns casos apenas na mesa superior).

O posicionamento dos extensômetros colocados nas mesas das vigas (lado B) dos protótipos de ligações completamente soldadas e com chapa de topo é similar ao apresentado na figura A-1.2b, mas com numeração dos

canais de aquisição indicada em cada planilha eletrônica de resultados.

Quanto às rosetas na seção transversal da alma, distante $H/2$ da face do flange do pilar (ligações completamente soldadas) ou da face da chapa de topo, a disposição é semelhante à apresentada na figura A-1.2a, exceto:

- no caso dos protótipos de ligações completamente soldadas, para os as rosetas da alma (números 1, 2 e 3), foram posicionadas, respectivamente, a $H_w/6$, $2H_w/3$ e $5H_w/6$ da face interna da mesa comprimida das vigas;
- nos protótipos da série B dos grupo 1 e 2 (CT1B-i e CT2B-i, $i = 1,6$), apenas 3 rosetas foram utilizadas na alma da viga, identicamente posicionadas às dos protótipos de ligações completamente soldadas;
- nos protótipos da série B dos grupo 1 e 2 (CT1B-i e CT2B-i, $i = 1,6$), alma da viga foi instrumentada com apenas 3 rosetas, instaladas nas mesmas posições das rosetas utilizadas nos protótipos de ligações completamente soldadas;

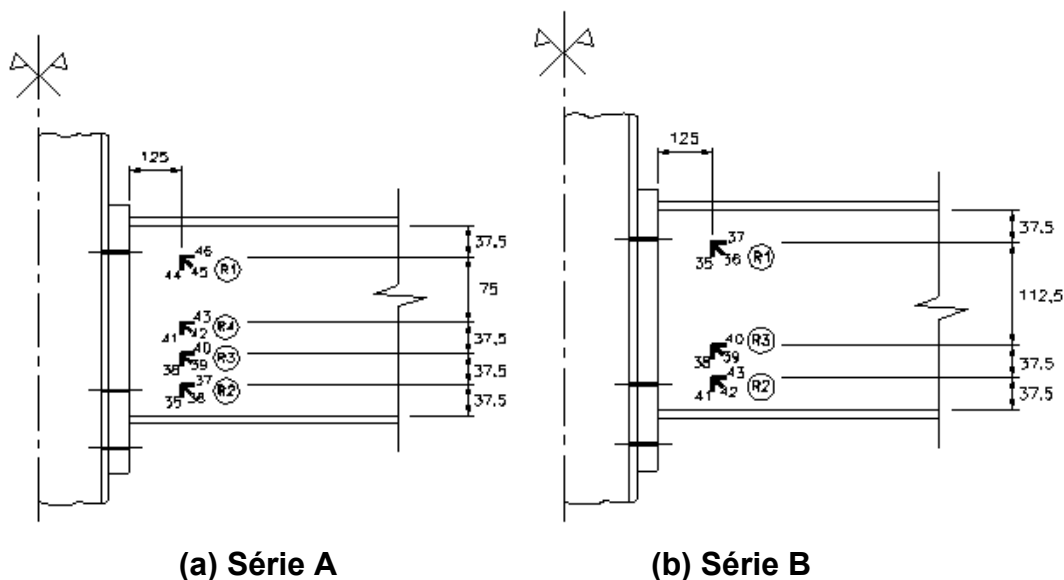


Figura A-1.6 – Rosetas na alma das vigas

O posicionamento das rosetas na alma das vigas (seção $H/2$) é apresentado na figura A-1.6, para as duas séries dos protótipos dos dois

grupos (VS 250x37 e VS 350x58).

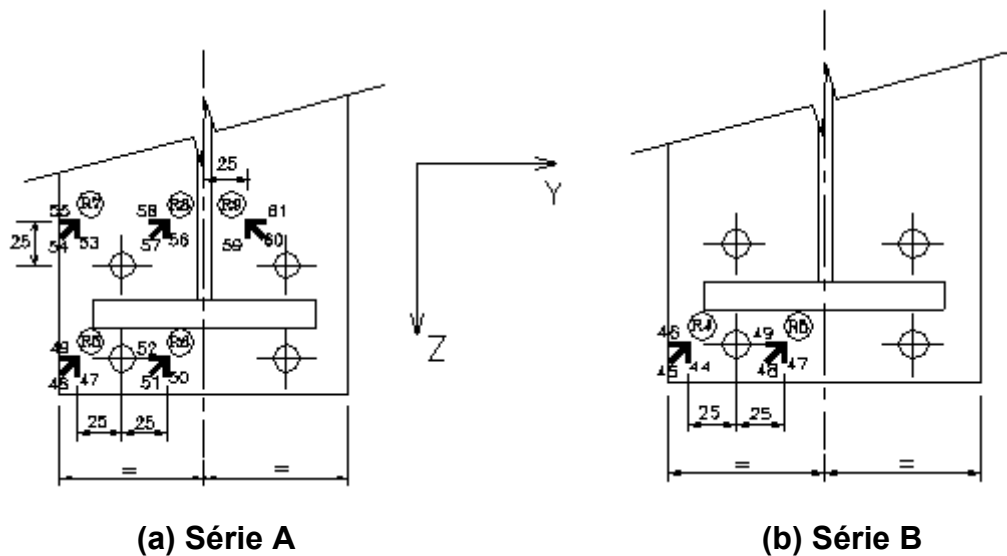


Figura A-1.7 – Rosetas nas chapas de topo

Quanto às rosetas instaladas nas chapas de topo, a figura A-1.7 apresenta o posicionamento das mesmas para as duas séries de ambos os grupos de protótipos ensaiados, observando-se que foram utilizadas apenas 2 rosetas para os protótipos da série B.

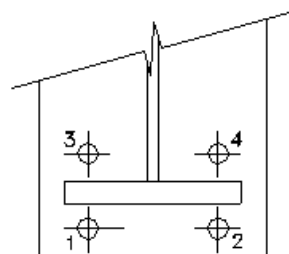


Figura A-1.8 – Posicionamento dos parafusos instrumentados

Os parafusos instrumentados foram ligados aos canais 12 a 15, identificando-se seu posicionamento pela figura A-1.8 e pelo rótulo PI (parafuso instrumentado), seguido pelo número da posição e pela identificação da viga (A ou B) nas planilhas eletrônicas referentes aos protótipos CT1B-1, CT1B-3, CT1B-4 e CT1B-5.