



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE OURO PRETO - ESCOLA DE MINAS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL
PROGRAMA DE PÓS – GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL**

DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES VIGA-COLUNA COM CHAPA DE TOPO: MODELO DO EUROCODE 3

AUTOR: VICTOR PEREIRA ROMANO

**ORIENTADORES: Prof. Dr. Luiz Fernando Loureiro Ribeiro
Prof^a. Dr^a. Arlene Maria Sarmanho Freitas**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação do Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas da Universidade Federal de Ouro Preto, como parte integrante dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil, área de concentração: Estruturas.

Ouro Preto, fevereiro de 2001.

Romano, Victor Pereira.
R759d Dimensionamento de Ligações Viga-Coluna com
Chapa de Topo: Modelo do Eurocode 3 / Victor
Pereira Romano. Ouro preto: [s.m], 2001.

Dissertação (mestrado) – Universidade Federal de
Ouro Preto / Escola de Minas / Departamento de
Engenharia Civil.
Orientador: Luiz Fernando L. Ribeiro
1. Estruturas Metálicas. 2. Ligações 3. Chapa de Topo
II. Título

**Aos meus pais, Celso e Lucia,
à minha esposa, Rosana**

**“Pensar para acertar,
Calar para resistir,
Agir para vencer”**

AGRADECIMENTOS

Ao Professor Dr. Luiz Fernando Loureiro Ribeiro pela dedicação e orientação prestadas ao desenvolvimento deste trabalho.

À CAPES E FAPEMIG pela bolsa de estudos.

Aos professores do Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas, pelo enriquecimento pessoal e técnico adquirido durante o curso.

Agradecimentos muito especiais à Abdul Malik (The Steel Construction Institute) pela valiosa colaboração; e à Jan W. Stark da Technical University of Delft (Holanda).

Ao colega Geraldo Donizetti de Paula pelo auxílio durante a fase de revisão bibliográfica.

SUMÁRIO

Capítulo 1 - INTRODUÇÃO	1
Capítulo 2 - CONSIDERAÇÕES GERAIS	6
2.1 - Ligações Viga-Coluna com Chapa de Topo	6
2.2 - Classificação das Ligações	6
2.3 - Uma Nova Abordagem de Análise e Dimensionamento	9
2.4 - Análise Semi-Rígida e Conceito de Comprimento de Referência ..	11
2.5 - Filosofia do Método de Dimensionamento do Anexo J do	
EUROCODE 3	14
Capítulo 3 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	19
3.1 - Introdução à Teoria de Ligações “T-stub”	19
3.1.1 - Aplicabilidade da Teoria de Ligações “T-stub” às Ligações	
Viga-Coluna com Chapa de Topo	26
3.1.2 - A Aplicação da Teoria de Ligações “T-stub” na Determinação	
da Resistência do Flange do Pilar	28
3.1.2.1 - Comprimento Efetivo Resistente do Flange do	
Pilar	33
3.2 - Comportamento das Linhas de Parafusos Analisadas em Grupo	35

3.3 – Avaliação Teórica dos Componentes do Método de Dimensionamento	35
3.3.1 - Resistência da Zona Tracionada	36
3.3.1.1 - Resistência do flange do Pilar e da Chapa de Topo	36
3.3.1.2 - Forças de Alavanca	39
3.3.1.3 - Resistência dos Parafusos à Tração	40
3.3.1.4 - Resistência à Tração da Alma da Viga e do Pilar ...	40
3.3.1.5 - Distribuição Plástica das Forças	41
3.3.1.6 - Efeitos da Protensão e Geometria dos Parafusos na Resistência à Tração	42
3.3.1.7 - Dimensionamento das Soldas	44
3.3.2 - Resistência da Zona Comprimida	48
3.3.3 - Resistência da Zona de Cisalhamento	56
3.3.4 - Resistência ao Esforço Cortante Vertical	58
3.3.5 - Enrijecimento da Ligação	61
3.4 - Considerações Finais	65
Capítulo 4 - METODOLOGIA DE DIMENSIONAMENTO	66
4.1 - Resistência da Zona Tracionada	66
4.1.1 - Resistência Potencial das Linhas de Parafusos na Zona Tracionada	66
4.1.2 - Resistência dos Componentes	68
4.1.2.1 - Resistência à Flexão da Chapa de Topo e do Flange do Pilar	68
4.1.2.1.1 - Cálculo do Comprimento Efetivo dos Perfis “T” Equivalentes	71
4.1.2.2 - Resistência à Tração da Alma do Pilar e da Viga ...	80
4.1.3 - Verificação da Distribuição Plástica das Forças	82
4.2 - Resistência da Zona Comprimida	83
4.2.1 - Estado Limite Último de Esmagamento da Mesa da Viga ...	85
4.2.2 - Estado Limite Último de Esmagamento da Alma do Pilar ..	86
4.2.3 - Estado Limite Último de Flambagem da Alma do Pilar	87

4.3	- Resistência da Zona de Cisalhamento	89
4.4	- Cálculo do Momento Resistente	90
4.4.1	- Ligação Submetida a Momento Fletor e Força Cortante	91
4.4.2	- Ligação Submetida a Momento Fletor, Força Cortante e Força Axial de Compressão	92
4.4.3	- Ligação Submetida a Momento Fletor, Força Cortante e Força Axial de Tração	93
4.5	- Cálculo da Resistência ao Esforço Cortante Vertical	94
4.5.1	- Ligação Isenta de Força Normal	95
4.5.2	- Ligação Submetida à Esforço Axial de Tração	98
4.6	- Verificação das Soldas	100
4.6.1	- Solda Entre as Mesas da Viga e a Chapa de Topo	100
4.6.2	- Solda de Composição do Pilar	101
4.6.3	- Solda Entre a Alma da Viga e a Chapa de Topo	102
Capítulo 5 - MODELO DO EUROCODE 3 PARA AVALIAÇÃO DA RIGIDEZ DE LIGAÇÕES COM CHAPA DE TOPO		
		106
5.1	- Introdução	106
5.2	- Fundamentos do Método	107
5.3	- Determinação da Rigidez de Translação dos Componentes	111
5.3.1	- Alma do Pilar Sob Cisalhamento	111
5.3.2	- Alma do Pilar Sob Compressão	113
5.3.3	- Alma Tracionada do Pilar	114
5.3.4	- Flange do Pilar e Chapa de Topo Sob Flexão	116
5.3.5	- Parafusos Tracionados	119
Capítulo 6 - PROGRAMA COMPUTACIONAL DE DIMENSIONAMENTO E VERIFICAÇÃO		
6.1	- Introdução	123
6.2	- Descrição do Programa Computacional	124
6.2.1	- Módulo de Dimensionamento	126
6.2.2	- Módulo de Verificação	135

6.3 - Tabelas de Dimensionamento	138
6.3.1 - Critérios para Elaboração das Tabelas de Dimensionamento	140
6.3.2 - Exemplo de Utilização das Tabelas de Dimensionamento	143
6.4 - Considerações Finais	145
Capítulo 7 – COMPARAÇÃO DE RESULTADOS	146
7.1 - Considerações Iniciais	146
7.2 - Modelo de Dimensionamento do Manual Brasileiro	147
7.3 - Comparação dos Fundamentos Teóricos das Metodologias de Dimensionamento	149
7.4 - Aplicação da Metodologia de Dimensionamento e Comparação de Resultados	152
7.4.1 - Dimensionamento do Modelo 1 – Viga VS 250 x 37 e Pilar CVS 350 x 105	153
7.4.1.1 - Resistência Potencial das Linhas de Parafusos	154
A.1 - Linha 1	154
A.1.1 - Flexão do flange do Pilar	154
A.1.1.1 - Determinação do Comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente	154
A.1.1.2 - Momento de Cálculo do perfil “T” equivalente	154
A.1.1.3 - Capacidade Resistente à Tração dos Parafusos	154
A.1.1.4 - Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3	154
A.1.2 - Verificação da Tração na Alma do Pilar ...	155
A.1.3 - Flexão da Chapa de Topo	155
A.1.3.1 - Determinação do Comprimento do Perfil “T” Equivalente	155

A.1.3.2 - Momento de Cálculo do perfil “T” Equivalente	155
A.1.3.3 - Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3.....	155
A.2 - Linha 2	156
A.2.1 - Flexão do Flange do Pilar	156
A.2.1.1 - Determinação do Comprimento Efetivo do perfil “T” Equivalente	156
A.2.1.2 – Momento de Cálculo do perfil “T” Equivalente	156
A.2.1.3 - Capacidade Resistente à Tração dos Parafusos	156
A.2.1.4 - Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3	156
A.2.2 - Verificação da Tração na Alma do Pilar ...	156
A.2.3 – Flexão da Chapa de Topo	157
A.2.3.1 - Determinação do Fator Geométrico ” α ”	157
A.2.3.2 - Determinação do Comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente	157
A.2.3.3 - Momento de Cálculo do perfil “T” Equivalente	157
A.2.3.4 - Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3	157
A.2.4 – Verificação da Alma Tracionada da Viga .	157
A.3 - Linha 1 + 2	158
A.3.1 - Flexão do Flange do Pilar	158
A.3.1.1 - Determinação do Comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente	158
A.3.1.2 - Momento de Cálculo do Perfil “T” Equivalente	158

A.3.1.3 - Capacidade Resistente à Tração dos Parafusos	158
A.3.1.4 - Resistência Potencial Segundo os Modos 1, 2 e 3	158
A.3.2 - Verificação da Tração na Alma do Pilar ..	158
7.4.1.2 - Resistência Potencial das Linhas de Parafusos	159
7.4.1.3 - Resistência da Zona Comprimida	159
7.4.1.3.1 - Estado Limite Último de Esmagamento da Mesa da Viga	159
7.4.1.3.2 - Estado Limite Último de Esmagamento da Alma do Pilar	159
7.4.1.3.3 – Estado Limite Último de Flambagem da Alma do Pilar	159
7.4.1.4 - Resistência da Zona de Cisalhamento	160
7.4.1.5 - Cálculo do Momento Resistente	160
7.4.1.6 - Cálculo da Resistência ao Esforço Cortante Vertical.	160
7.4.1.7 - Verificação das Soldas	161
7.4.1.7.1 - Solda entre as Mesas da Viga e a Chapa de Topo	161
7.4.1.7.2 - Solda de Composição do Pilar	161
7.4.1.7.3 - Solda entre a Alma da Viga e a Chapa de Topo	162
7.4.2 - Dimensionamento do Modelo 2 – Viga VS 250 x 37 e Pilar CVS 350 x 105	163
7.4.2.1 - Resistência Potencial das Linhas de Parafusos	164
B.1 - Linha 1	164
B.1.1 - Flexão do flange do Pilar	164
B.1.1.1 - Determinação do comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente ...	164
B.1.1.2 - Momento de Cálculo do perfil “T” Equivalente	164

B.1.1.3 - Capacidade Resistente à Tração dos Parafusos	164
B.1.1.4 - Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3	164
B.1.2 – Verificação da Tração na Alma do Pilar ...	165
B.1.3 - Flexão da Chapa de Topo	165
B.1.3.1 - Determinação do Comprimento do Perfil “T” Equivalente	165
B.1.3.2 - Momento de Cálculo do Perfil “T” Equivalente	165
B.1.3.3 - Resistência Potencial Segundo os Modos 1, 2 e 3.....	165
B.2 - Linha 2	166
B.2.1 - Flexão do Flange do Pilar	166
B.2.1.1 - Determinação do Comprimento Efetivo do perfil “T” Equivalente	166
B.2.1.2 – Momento de Cálculo do perfil “T” Equivalente	166
B.2.1.3 - Capacidade Resistente à Tração dos Parafusos	166
B.2.1.4 - Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3	166
B.2.2 – Verificação da Tração na Alma do Pilar ...	166
B.2.3 – Flexão da Chapa de Topo	167
B.2.3.1 - Determinação do Fator Geométrico ” α ”	167
B.2.3.2 - Determinação do Comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente	167
B.2.3.3 - Momento de Cálculo do perfil “T” Equivalente	167
B.2.3.4 - Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3	167

B.2.4 – Verificação da Alma Tracionada da Viga .	167
B.3 - Linha 1 + 2	168
B.3.1 - Flexão do Flange do Pilar	168
B.3.1.1 - Determinação do Comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente	168
B.3.1.2 - Momento de Cálculo do Perfil “T” Equivalente	168
B.3.1.3 - Capacidade Resistente à Tração dos Parafusos	168
B.3.1.4 - Resistência Potencial Segundo os Modos 1, 2 e 3	168
B.3.2 - Tração na Alma do Pilar	168
7.4.2.2 - Resistência Potencial das Linhas de Parafusos	168
7.4.2.3 - Resistência da Zona Comprimida	169
7.4.2.3.1 - Estado Limite Último de Esmagamento da Mesa da Viga	169
7.4.2.3.2 - Estado Limite Último de Esmagamento da Alma do Pilar	169
7.4.2.3.3 - Estado Limite Último de Flambagem da Alma do Pilar	169
7.4.2.4 - Resistência da Zona de Cisalhamento	170
7.4.2.5 - Cálculo do Momento Resistente	170
7.4.2.6 - Cálculo da Resistência ao Esforço Cortante Vertical .	170
7.4.2.7 - Verificação das Soldas	170
7.4.2.7.1 - Solda entre as Mesas da Viga e a Chapa de Topo	171
7.4.2.7.2 - Solda de Composição do Pilar	171
7.4.2.7.3 - Solda entre a Alma da Viga e a Chapa de Topo	172
7.4.3 - Comparação com os Resultados do Método do Manual Brasileiro	173
7.4.4 - Determinação da Rigidez à Rotação para o Modelo 1	177

7.4.4.1 - Determinação da Rigidez de Translação dos	
Componentes	178
7.4.4.1.1 - Alma do Pilar sob Cisalhamento (k_1)	178
7.4.4.1.2 - Alma do Pilar sob Compressão (k_2)	178
7.4.4.1.3 - Alma Tracionada do Pilar ($k_{3,i}$)	179
7.4.4.1.4 - Flange do Pilar sob Flexão ($k_{4,i}$)	179
7.4.4.1.5 - Chapa de Topo sob Flexão ($k_{5,i}$)	180
7.4.4.1.6 – Parafusos Tracionados	180
7.4.4.2 - Determinação da Rigidez de Translação Efetiva	181
7.4.4.2.1 - Rigidez de Translação Efetiva da Linha de	
Parafusos 1	181
7.4.4.2.2 - Rigidez de Translação Efetiva da Linha de	
Parafusos 2	181
7.4.4.3 - Determinação da Rigidez de Translação Resultante .	182
7.4.3.3.1 - Cálculo de h_t	182
7.4.4.3.2 - Cálculo de k_t	182
7.4.4.4 - Rigidez à Rotação Inicial	183
7.4.4.5 – Comparação com Resultados Experimentais	183
7.5 - Principais Conclusões da Análise Experimental e Comparação de	
Resultados	185
Capítulo 8 - CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES.....	191
8.1 - Considerações sobre a Metodologia Empregada e sobre os	
Objetivos Alcançados	191
8.2 – Recomendações para o Dimensionamento de Ligações com Chapa	
de Topo	192
8.3 – Conclusões	193
8.3.1 – Metodologia de Dimensionamento do Manual Brasileiro x	
Metodologia do Anexo J do EUROCODE 3	193
8.3.2 – Modelo do Anexo J do EUROCODE 3 para avaliação da	
Rigidez à Rotação de Ligações com Chapa de Topo	196
8.3.3 – Comportamento do Modelo do EUROCODE 3 em Relação	
aos Resultados Experimentais	197

8.4 – Observações Finais e Sugestões para o prosseguimento da Linha de Pesquisa	198
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	201
ANEXO I - Tabelas de Dimensionamento	207
ANEXO II - Determinação do Comprimento Efetivo do Flange do Pilar	226
ANEXO III - Determinação Matemática do Valor de (α)	241
ANEXO IV - Dimensionamento do Modelo 3 – Viga VS 250 x 37 e Pilar CVS 350 x 105	244
ANEXO V - Dimensionamento dos Modelos 1, 2 e 3 Segundo o Método do Manual Brasileiro	256
ANEXO VI - Resultados do Dimensionamento dos Modelos 1, 2 e 3 – Programa Computacional	262
ANEXO VII - Resultados Experimentais do Protótipo CT1A-4	266

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	- Ligação com chapa de topo	6
Figura 2.2	- Classificação quanto à resistência	7
Figura 2.3	- Classificação quanto à rigidez.....	7
Figura 2.4	- Classificação quanto à ductilidade	8
Figura 2.5	- Diagrama momento x rotação – EUROCODE 3 (1993)	9
Figura 2.6	- Fluxograma da metodologia de análise e dimensionamento	10
Figura 2.7	- Vínculo semi-rígido	11
Figura 2.8	- Modelagem de nó semi-rígido	11
Figura 2.9	- Variação dos momentos na viga variando-se a rigidez da ligação .	12
Figura 2.10	- Teoria de viga (“beam line theory”)	12
Figura 2.11	- Zonas de verificação	15
Figura 2.12	- Perfil “T” equivalente para linha isolada	15
Figura 2.13	- Perfil “T” equivalente para linhas em grupo	16
Figura 2.14	- Verificações de resistência	17
Figura 3.1	- Ligação com chapa de topo em vigas	19
Figura 3.2	- Ligação viga-coluna com perfil ”T”	19
Figura 3.3	- Ligação “T-stub”	20
Figura 3.4	- Origem do efeito alavanca (“prying action”)	20
Figura 3.5	- Distribuição das forças na ligação	21
Figura 3.6	- Ensaios com ligações “T-stub” – Zoetemeijer e deBack (1972)	21
Figura 3.7	- Modos de colapso – Zoetemeijer e deBack (1972)	22
Figura 3.8	- Modelo de caracterização do modo 1	23

Figura 3.9	- Modelo de caracterização do modo 2	24
Figura 3.10	- Modelo de caracterização do modo 3	25
Figura 3.11	- Impossível das forças de alavanca nas ligações com planos tracionados perpendiculares entre si	26
Figura 3.12	- Deformações no flange do pilar e no flange do perfil “T”	27
Figura 3.13	- Posição das forças de alavanca quando o flange do perfil “T” possui maior rigidez em relação ao flange do pilar	27
Figura 3.14	- Posição das forças de alavanca quando o flange do pilar possui maior rigidez em relação ao flange do perfil “T”	27
Figura 3.15	- Distribuição ótima das forças de alavanca	28
Figura 3.16	- Charneira plástica no flange do pilar	29
Figura 3.17	- Mecanismo de colapso A	29
Figura 3.18	- Mecanismo de colapso B	30
Figura 3.19	- Modelo analítico para o mecanismo de colapso A	30
Figura 3.20	- Modelo analítico para o mecanismo de colapso B	31
Figura 3.21	- Equilíbrio de momentos de uma parte do flange do pilar	35
Figura 3.22	- Flexão da chapa de topo e do flange do pilar	36
Figura 3.23	- Configuração de charneira plástica no flange do pilar e perfil “T” equivalente	37
Figura 3.24	- Configuração de charneira plástica na extensão da chapa de topo e perfil “T” equivalente	37
Figura 3.25	- Estado limite determinado pelo escoamento da alma do pilar	41
Figura 3.26	- Influência da rigidez dos parafusos	43
Figura 3.27	- Modelo de Jaspert e Maquoi (1995)	43
Figura 3.28	- Desenvolvimento de membrana	45
Figura 3.29	- Comparação da curva momento x rotação da ligação com a curva momento x rotação de uma viga – Zoetemeijer (1990)	45
Figura 3.30	- Ruptura da solda entre a mesa tracionada e a chapa de topo	46
Figura 3.31	- Tensões atuantes na solda de composição dos pilares de perfis soldados	47
Figura 3.32	- Espriamento das tensões na região comprimida – NBR 8800 (1986)	48

Figura 3.33	- Dispersão das tensões de compressão transmitidas pela mesa da viga (Anexo J – EUROCODE 3)	49
Figura 3.34	- Colapso por flambagem local da alma	50
Figura 3.35	- Modelo para determinação da resistência à flambagem da alma do pilar (Anexo J – EUROCODE 3)	51
Figura 3.36	- Ensaio com ligação viga-coluna com chapa de topo –Bose, Youngson e Wang (1996)	52
Figura 3.37	- Flambagem da alma do pilar em ensaio com ligação com chapa de topo – Bose, Youngson e Wang (1996)	53
Figura 3.38	- Enrijecimento da alma do pilar utilizando-se placas suplementares de alma	62
Figura 3.39	- Soldas adicionais para garantir a continuidade entre a alma do pilar e a placa suplementar	63
Figura 4.1	- Resistência potencial das linhas de parafusos	67
Figura 4.2	- Etapas de cálculo para determinação das forças nos parafusos ...	67
Figura 4.3	- Geometria da ligação	70
Figura 4.4	- Valores de α para linha de parafusos em região enrijecida	75
Figura 4.5	- Linha de parafusos influenciada pelo bordo livre do flange do pilar	76
Figura 4.6	- Linha de parafusos na extensão da chapa de topo “escoamento em dupla curvatura”	76
Figura 4.7	- Largura efetiva da alma da viga, ou do pilar, resistente à tração .	81
Figura 4.8	- Distribuição plástica das forças	83
Figura 4.9	- Determinação da resistência da mesa da viga quanto ao esmagamento	85
Figura 4.10	- Dispersão das tensões para verificação do esmagamento da alma do pilar	86
Figura 4.11	- Dispersão das tensões para verificação da flambagem da alma do pilar	88
Figura 4.12	- Variação do coeficiente de flambagem local em relação ao índice de esbeltez do painel de alma	88
Figura 4.13	- Equilíbrio horizontal em ligação isenta de solicitações axiais	91

Figura 4.14	- Equilíbrio horizontal em ligação solicitada por força axial de compressão	93
Figura 4.15	- Determinação do momento fletor modificado (M_{mod})	94
Figura 4.16	- Base do mecanismo resistente	95
Figura 4.17	- Entalhe construtivo da alma da viga	103
Figura 4.18	- Verificação da solda entre a alma da viga e a chapa de topo	104
Figura 5.1	- Componentes da ligação	107
Figura 5.2	- Modelo para avaliação da rigidez rotacional da ligação	107
Figura 5.3	- Procedimento de avaliação da rigidez resultante	108
Figura 5.4	- Determinação da rigidez de translação resultante	109
Figura 5.5	- Diagrama momento x rotação – EUROCODE 3 (1993)	110
Figura 5.6	- Deformações da alma do pilar quando submetida à forças de cisalhamento	112
Figura 5.7	- Deformação do painel de alma do pilar quando submetido a forças de compressão	113
Figura 5.8	- Deformações na alma do pilar geradas pelas forças de tração	115
Figura 5.9	- Deformações elásticas no perfil “T”	117
Figura 5.10	- Deformações elásticas nos parafusos	119
Figura 6.1	- Fluxograma simplificado do programa de dimensionamento e verificação	124
Figura 6.2	- Tela de apresentação do programa	125
Figura 6.3	- Dados gerais do projeto	125
Figura 6.4	- Formulário de caracterização das propriedades dos materiais da ligação	126
Figura 6.5	- Formulário de caracterização da configuração geométrica da ligação	127
Figura 6.6	- Caracterização da geometria da ligação	127
Figura 6.7	- Verificação da espessura da solda de composição do pilar em relação aos limites máximo e mínimo	129
Figura 6.8	- Geometria da chapa de topo – distâncias mínimas	129
Figura 6.9	- Verificação das distâncias mínimas	130
Figura 6.10	- Verificação da geometria	131
Figura 6.11	- Fator geométrico alfa (α)	132

Figura 6.12	- Planilha de resultados do dimensionamento	133
Figura 6.13	- Verificação das soldas	133
Figura 6.14	- Verificação das soldas – mensagem de falha	134
Figura 6.15	- Opções para saída de dados	134
Figura 6.16	- Programa de Dimensionamento – relatório Final	135
Figura 6.17	- Informações necessárias para geração do arquivo de dados	135
Figura 6.18	- Entrada de dados – esforços solicitantes	136
Figura 6.19	- Verificação do equilíbrio de forças horizontais	137
Figura 6.20	- Resultados do módulo de verificação	137
Figura 6.21	- Tabela de dimensionamento para as vigas	138
Figura 6.22	- Tabela de dimensionamento para os pilares	139
Figura 6.23	- Determinação de b_{wc} para as tabelas de pilares	142
Figura 6.24	- Detalhe esquemático do exemplo de dimensionamento	144
Figura 7.1	- Modelo adotado pelo Manual Brasileiro	147
Figura 7.2	- Avaliação da rigidez à rotação - rigidez à translação efetiva das linhas de parafusos	181
Figura 7.3	- Avaliação da rigidez à rotação - rigidez à translação resultante da região tracionada	182
Figura 7.4	- Configuração do protótipo CT1A-1 ($t_{ch}=31,5$ mm e $\phi=16$ mm) após o colapso – Ribeiro (1998)	186
Figura 7.5	- Configuração do protótipo CT1A-4 ($t_{ch}=22,4$ mm e $\phi=16$ mm) após o colapso – Ribeiro (1998)	187
Figura 7.6	- Configuração do protótipo CT1B-6 ($t_{ch}=19,0$ mm e $\phi=19$ mm) após o colapso – Ribeiro (1998)	189
Figura A.II.1	- Charneira plástica no flange do pilar	227
Figura A.II.2	- Modelo analítico para o mecanismo de colapso A	228
Figura A.II.3	- Rotação da linha de escoamento 5	230
Figura A.II.4	- Diferença entre $\frac{6m + 8n'}{\sqrt{3 + \frac{4n'}{m}}}$ e $4m + 1,25n'$ para valores práticos de m e n'	234
Figura A.II.5	- Modelo analítico para o mecanismo de colapso B	235

Figura A.II.6 - Diferenças entre $2\sqrt{7m^2 + 12mn' + 4n'^2}$ e $5,5m + 4n'$ para valores práticos de m e n'	240
Figura A.VI.1 - Resultados do dimensionamento do modelo 1 segundo o programa computacional	263
Figura A.VI.2 - Resultados do dimensionamento do modelo 2 segundo o programa computacional	264
Figura A.VI.3 - Resultados do dimensionamento do modelo 3 segundo o programa computacional	265
Figura A.VII.1 - Resultados experimentais do protótipo CT1A-4 – Rigidez à Rotação e Momento Fletor	269

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1	- Verificações de resistência	17
Tabela 4.1	- Comprimento equivalente para linhas de parafusos atuando isoladas – BCSA/SCI (1996)	72
Tabela 4.2	- Comprimento equivalente para linhas de parafusos atuando isoladas – BCSA/SCI (1996)	73
Tabela 4.3	- Comprimento efetivo para linhas de parafusos atuando isoladas	78
Tabela 4.4	- Comprimento efetivo para linhas de parafusos atuando em conjunto	79
Tabela 4.5	- Exemplos de determinação do comprimento efetivo dos perfis “T” equivalentes – BCSA/SCI (1996)	80
Tabela 4.6	- Exemplos de determinação da largura efetiva resistente à tração da alma do pilar e da viga.....	82
Tabela 4.7	- Valores de ξ em função da configuração geométrica e da disposição do carregamento	90
Tabela 5.1	- Componentes do modelo de avaliação da rigidez à rotação	108
Tabela 5.2	- Largura efetiva $b_{eff,wt}$ para determinação de $k_{3,i}$	116
Tabela 5.3	- Comprimento efetivo dos perfis “T” equivalentes para linhas no flange do pilar	118
Tabela 5.4	- Comprimento efetivo dos perfis “T” equivalentes para linhas na chapa de topo	118

Tabela 6.1	- Diâmetro dos parafusos correspondentes às espessuras de chapa	141
Tabela 6.2	- Espessura da solda entre a mesa da viga e a chapa de topo	141
Tabela 6.3	- Espessura da solda entre a alma da viga e a chapa de topo	142
Tabela 6.4	- Forças de tração nas linhas de parafusos	144
Tabela 7.1	- Resultados do dimensionamento da região tracionada - modelo 1	159
Tabela 7.2	- Resultados do dimensionamento da região tracionada - modelo 2	169
Tabela 7.3	- Resultados do dimensionamento do modelo 2, considerando-se apenas a contribuição da chapa de topo	174
Tabela 7.4	- Resultados do dimensionamento do modelo 1, considerando-se apenas a contribuição da chapa de topo	175
Tabela 7.5	- Resultados do dimensionamento do modelo 3, considerando-se apenas a contribuição da chapa de topo	176
Tabela 7.6	- Resultados do dimensionamento do modelo 2, considerando-se a presença de enrijecedores	186
Tabela 7.7	- Resultados do dimensionamento do modelo 1, considerando-se a presença de enrijecedores	187
Tabela 7.8	- Resultados do dimensionamento do modelo 1 - resistência potencial da linha 1	188
Tabela 7.9	- Resultados do dimensionamento do modelo 3, considerando-se a presença de enrijecedores	188
Tabela 7.10	- Resultados do dimensionamento do modelo 3 - resistência potencial da linha 2	190
Tabela 8.1	- Forças nas linhas de parafusos para os modelos segundo o dimensionamento pelos métodos do Anexo J do EUROCODE 3 e do Manual Brasileiro	194
Tabela 8.2	- Capacidade resistente ao momento fletor dos modelos segundo os métodos do Anexo J e do Manual Brasileiro	194

Tabela 8.3	– Momento fletor resistente determinado a partir de	
	$M_{j,Rd} = \sum F_{Ri} \cdot (h_v - t_{fv})$	195
Tabela 8.4	– Colapso da ligação segundo a metodologia de dimensionamento	
	apresentada neste trabalho e segundo resultados experimentais .	197
Tabela A.III.1	- Valor dos coeficientes para as fórmulas F3, F4, F5 e F6	243
Tabela A.IV.1	- Resultados do dimensionamento da região tracionada	251
Tabela A.V.1	- Resumo do dimensionamento	258
Tabela A.VII.1	- Resultados experimentais	267
Tabela A.VII.2	- Resultados experimentais: protótipo CT1A-4 – Santos et al.	
	(1999)	268

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	- Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISC	- American Institute of Steel Construction
ASTM	- American Society for Testing and Materials
BCSA	- British Constructional Steel Association
BSI	- British Standard Institute
ECSC	- European Community of Steel Construction
SCI	- Steel Construction Institute
SCDL	- Sistema Computacional para Dimensionamento de Ligações

LISTA DE SÍMBOLOS

- A** - área da seção transversal
- A_{MB}** - área teórica da face de fusão
- A_w** - área efetiva da solda
- A_p** - área da seção transversal dos parafusos
- a** - distância entre os enrijecedores
- distância entre linhas de parafusos – Zoetemeijer (1974)
- b** - comprimento do flange do perfil “ T ” – ZOETMEIJER (1974)
- b_{eff}** - largura efetiva da alma do pilar
- b_{eff,wt}** - largura efetiva resistente da alma do pilar ou da alma da viga
- b₁** - comprimento resistente ao esmagamento considerando-se uma dispersão de 45° através da chapa de topo (BS 5950 e BCSA/SCI)
- b_{fv}** - largura do flange da viga
- b_{fc}** - largura do flange da coluna
- b_{ch}** - largura da chapa de topo
- d** - altura livre entre os flanges
- do** - diâmetro dos furos para as soldas complementares
- d_p** - diâmetro dos parafusos
- e₁** - espessura das porcas
- distância do centro dos furos para as soldas complementares à extremidade da placa suplementar paralela ao flange do pilar
- e₂** - espessura da cabeça dos parafusos

- distância do centro do furo para solda complementar, inferior e superior, à extremidade paralela a mesa da viga
- e_v** - distância do centro do parafuso à extremidade da chapa de topo paralela a alma da viga
- e_c** - distância do centro do parafuso à extremidade do flange da coluna
- e_x** - distância do centro do parafuso à extremidade superior da chapa de topo;
- E** - módulo de elasticidade longitudinal
- $F_{c,Rd}$** - resistência da região comprimida (Anexo J – EUROCODE 3)
- f_y** - tensão de escoamento do aço do pilar, da viga ou da chapa de topo
- F_p** - capacidade resistente à tração dos parafusos = $F_p = \phi_t \cdot 0,75 \cdot A_p \cdot f_{up}$;
- f_w** - resistência mínima à tração do metal da solda
- $f_{y,c}$** - tensão de escoamento do pilar
- $f_{y,ch}$** - tensão de escoamento da chapa de topo
- $f_{y,v}$** - tensão de escoamento da viga
- f_{up}** - tensão última à tração do material dos parafusos
- F_c** - capacidade resistente da região comprimida
- F_t** - força de tração última de uma ligação “T-stub”
- força de tração que solicita o parafuso (EUROCODE 3)
- F_s** - força cortante que solicita os parafusos (EUROCODE 3)
- F_v** - força cortante que solicita a alma do pilar
- g** - distância horizontal entre os parafusos
- h_c** - altura da seção transversal do pilar
- h_i** - distância da linha de parafusos ao centro de rotação da ligação
- h_v** - altura da seção transversal da viga
- I** - momento de inércia da seção do pilar em relação ao eixo perpendicular à alma;
- I_v** - inércia da seção transversal da viga
- k_c** - fator de flambagem por cisalhamento
- $k_{eff,i}$** - rigidez de translação efetiva de uma linha de parafusos
- k_t** - rigidez de translação resultante

- k_{wc}** - coeficiente redutor que considera os efeitos desfavoráveis à resistência, causados pelas tensões longitudinais de compressão provenientes do esforço normal e momento fletor que solicitam o pilar (ECSC-1997)
- K_v** - rigidez da viga
- L_{eff}** - comprimento efetivo do perfil “T” equivalente
- $L_{eff,ini}$** - comprimento efetivo do perfil “T” equivalente no regime elástico
- L_p** - comprimento de pega adicionado de um comprimento obtido da soma da metade da espessura da cabeça dos parafusos e metade da espessura das porcas

$$= t_{ch} + t_{fc} + \frac{1}{2}(e_1 + e_2);$$
- L_v** - distância livre entre os apoios de uma viga
- L_{wt}** - comprimento de solda resistente à tração
- L_{wv}** - comprimento de solda resistente ao cisalhamento
- m** - distância do centro do parafuso à face da alma da viga ou do perfil “T” – ZOETMEIJER (1974)
- m_v** - distância efetiva do centro do parafuso à face da alma da viga
- m_c** - distância efetiva do centro do parafuso à face da alma do pilar
- m_x** - distância efetiva do centro do parafuso à face superior da mesa tracionada da viga
- m_p** - momento de plastificação por unidade de comprimento
- M_F** - momento de extremidade
- $M_{c,Rd}$** - momento resistente da viga
- $M_{j,Sd}$** - momento fletor que solicita a ligação atuante
- M_{mod}** - momento fletor modificado
- M_n** - momento nominal do perfil “T” equivalente = $L_{eff} \cdot t^2 \cdot f_y / 5,33$;
- $M_{j,Rd}$** - momento resistente da ligação
- M_v** - momento na viga
- M_{pl}** - momento de plastificação da seção transversal
- M_p** - momento de plastificação de um perfil “T” – ZOETMEIJER (1974)

$$= b \cdot t^2 \cdot f_y / 4$$
- $N_{j,Sd}$** - esforço normal que solicita a ligação
- n** - distância do centro do parafuso à borda da chapa de topo, paralela a alma da viga ou do perfil “T” – ZOETMEIJER (1974)

- n_c** - distância efetiva do centro do parafuso à borda do flange do pilar ou da chapa de topo
- n_v** - distância efetiva do centro do parafuso à borda do flange do pilar ou da chapa de topo
- n_x** - menor valor entre e_x e $1,25m_x$;
- n_1** - comprimento resistente obtido a partir de uma dispersão de 45° a partir do flange ao eixo da coluna – SCI/BCSA (1996)
- n_2** - comprimento resistente obtido a partir de um espraçamento de 1:2.5 através do flange da coluna – SCI/BCSA (1996)
- p** - distância entre os furos, para as soldas complementares, intermediários
- P_{bb}** - tensão resistente ao esmagamento do parafuso (BS 5950)
- P_{bs}** - tensão resistente ao esmagamento do material do furo (BS5950)
- P_c** - tensão crítica de flambagem (BS 5950- Apêndice C)
- P_e** - tensão crítica para flambagem de “Euler” (BS 5950)
- P_y** - tensão resistente para o aço (BS 5950)
- P_s** - tensão resistente ao cisalhamento (BS 5950)
- P_t** - tensão resistente à tração (BS 5950)
- P_{bb}** - resistência do parafuso ao esmagamento (BS 5950)
- P_{bs}** - resistência do furo ao esmagamento
- P_c** - resistência da zona comprimida – SCI/BCSA (1996)
- $P_{e,fv}$** - resistência à compressão da mesa da viga
- $P_{e,wc}$** - resistência da alma do pilar ao esmagamento
- $P_{fl,wc}$** - resistência da alma do pilar à flambagem
- P_{fv}** - capacidade resistente da mesa da viga à compressão (ECSC-1997)
- P_v** - resistência do painel de alma do pilar ao cisalhamento
- P_t** - resistência do parafusos à tração (EUROCODE 3 e BS 5950)
- P_r** - potencial resistente de um linha de parafusos ou grupo de parafusos
- P_s** - resistência do parafusos ao corte (EUROCODE 3 e BS 5950)
- Q** - força de alavanca (“prying actions”)
- momento estático da mesa do pilar em relação ao eixo perpendicular à alma
- r** - raio de giração em relação ao eixo de flexão
- $R_{w,Rd}$** - resistência da alma à flambagem por compressão (EUROCODE 3)
- $S_{j,ini}$** - rigidez inicial da ligação

S_j	- rigidez secante da ligação = $S_{j,ini} / 2$
S_j'	- rigidez no regime inelástico
s_{wf}	- espessura da solda entre as mesas da viga e a chapa de topo
s_{wc}	- espessura da solda de composição do pilar
s_{ww}	- espessura da solda entre a alma da viga e a chapa de topo
t	- espessura do flange do pilar ou da chapa de topo - espessura do flange de um perfil "T"
t_b	- espessura da mesa da viga (NBR 8800 – 1986)
t_{ch}	- espessura da chapa de topo
t_{fc}	- espessura do flange da coluna
t_{fv}	- espessura do flange da viga
t_{wc}	- espessura da alma da coluna
t_{wv}	- espessura da alma da viga
U_f	- tensão última resistente do parafuso - BS 5950
$V_{ba,Rd}$	- resistência à flambagem da alma do pilar ao cisalhamento
$V_{j,Sd}$	- força cortante que solicita a ligação
$V_{j,Rd}$	- resistência da ligação ao esforço cortante vertical
X	- distância do centro dos parafusos a face superior da mesa da viga
Y_f	- tensão de escoamento do parafuso – BS 5950
α	- fator de imperfeição (EUROCODE 3) = 0,49
β_A	- coeficiente redutor que considera a flambagem local (EUROCODE 3) $= A_{eff} / A$
ϵ_t	- deformação por tração
χ	- coeficiente que considera a flambagem por flexão (EUROCODE 3)
λ	- índice de esbeltez do elemento
$\bar{\lambda}$	- esbeltez adimensional (EUROCODE 3)
λ_1	- índice de esbeltez para $\sigma_{cr} = f_y$
λ_o	- esbeltez adimensional (BS 5950)
$\bar{\lambda}_{wv}$	- índice de esbeltez da alma quando considera-se a flambagem por cisalhamento

- λ_{wc} - esbeltez do painel de alma do pilar
- θ - rotação da linha elástica
- θ_j - rotação da ligação
- $\phi_t N_n$ - capacidade resistente à tração da mesa da viga (NBR 8800)
- η - fator de “Perry”
- ρ_c - coeficiente redutor que considera os efeitos desfavoráveis à resistência, causados pelas tensões de cisalhamento na alma do pilar geradas pela força cortante (ECSC-1997)
- ρ_{wc} - coeficiente de flambagem da alma do pilar
- σ_c - tensão de compressão
- σ_p - tensão de tração no parafuso
- τ_{ba} - tensão crítica de flambagem por cisalhamento
- τ_v - tensões de cisalhamento
- γ - deformações por cisalhamento
- γ_{MO} - coeficiente de segurança parcial para o aço (EUROCODE 3) = 1,1

RESUMO

ROMANO, V. P. (2001). Dimensionamento de ligações viga-coluna com chapa de topo: Modelo do EUROCODE 3. Ouro Preto. 1v. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Ouro Preto.

Este trabalho apresenta o modelo proposto pelo Anexo J do EUROCODE 3, para o dimensionamento de ligações parafusadas com chapa de topo e para a determinação da sua rigidez à rotação. Faz-se a análise do embasamento teórico e das verificações propostas comparando-as às recomendações da NBR 8800 (1986). Compara-se o modelo de dimensionamento em relação à fundamentação teórica do modelo de dimensionamento apresentado pelo Manual Brasileiro de Construção Metálica. Em particular avalia-se a veracidade do modelo de dimensionamento apresentado, utilizando-se resultados experimentais conhecidos. Finalmente apresentam-se as conclusões obtidas bem como tabelas de dimensionamento para vigas e pilares elaboradas a partir de um programa computacional, segundo a metodologia de dimensionamento apresentada.

Palavras-chave: Estruturas metálicas, Ligações parafusadas, Chapa de topo, Análise semi-rígida

ABSTRACT

ROMANO, V. P. (2001). Design of beam to column connections with extend end plate: EUROCODE 3 model. Ouro Preto. 1v. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Ouro Preto.

This work presents the proposed model of Annex J of EUROCODE 3, to design of bolted connections with extended end plate and to determination of its rotation stiffness. It's analysed the background theory and the proposed verification. Comparisons are made between design model and the Brazilian Standard (NBR 8800) recommendations. It's also compared the Annex J model in relation to background theory of Brazilian Manual of Steel Construction model. Special attention is paid to evaluate the behaviour of the presented model using experimental results already knew. Finally, the remarks and conclusion are presented. It's also presented design tables for beams and columns and a computational program obtained by Annex J model.

Key-words: Steel Structures, Bolted Connections, Extended end plate, Semi-rigid approach

Capítulo 1

INTRODUÇÃO

A análise estrutural convencional pressupõe a estrutura como sendo um conjunto de barras unidimensionais interligadas entre si, sendo prática comum considerar as suas ligações viga-coluna como pontos nodais de comportamentos extremos ora rígidos, ora rotulados.

No primeiro caso assume-se que a ligação possui suficiente resistência e rigidez à flexão, e a análise estrutural é executada idealizando-se que tais pontos nodais mantêm a continuidade rotacional e que a rotação relativa entre os elementos conectados é completamente impedida.

No segundo caso, a análise é executada idealizando-se que os pontos nodais do sistema estrutural não mantêm a continuidade rotacional, e a estrutura deve ser concebida junto a um eficiente sistema de contraventamento, cuja principal função é absorver as forças horizontais, originárias por exemplo das ações do vento, diminuindo assim a sua deslocabilidade.

Estas considerações permitem procedimentos mais simples de cálculo, mas na grande maioria das vezes, negligenciam o verdadeiro comportamento rotacional das ligações e muitas vezes conduzem a excessos no detalhamento da ligação. Há uma gama de possibilidades e tipos de ligações, mas os projetistas, por falta de ferramentas de cálculo mais adequadas, são forçados a conduzir a análise nestes dois extremos.

Introduzido em uma nova abordagem na análise e no dimensionamento das estruturas metálicas, a consideração do comportamento semi-rígido das estruturas, por meio da adoção de ligações com comportamento intermediário àqueles descritos

anteriormente (ligações semi-rígidas), tornou-se uma questão estrategicamente ligada à busca de estruturas mais econômicas e otimizadas.

A rigidez rotacional e a resistência à flexão de uma ligação viga-coluna influenciam significativamente a resposta estrutural das estruturas de aço, afetando sua deformabilidade e a sua capacidade de resistir aos carregamentos.

Dependendo do tipo de análise estrutural a ser executada, diferentes graus de sofisticação devem ser atingidos na modelagem do comportamento das ligações. A análise elástica global usualmente requer apenas o conhecimento da rigidez rotacional, podendo ser esta a rigidez inicial ou tangente, dependendo do nível de carregamento e do nível de qualidade do modelo estrutural. Por outro lado, a análise plástica exige invariavelmente o conhecimento do momento resistente, e da capacidade de rotação ('ductilidade') da ligação.

São muitos os benefícios da consideração do comportamento semi-rígido das ligações. As estruturas indeslocáveis são comumente dimensionadas considerando-se suas ligações rotuladas, no entanto, a consideração do comportamento semi-rígido de suas ligações, proporciona redução na altura das vigas e no contraventamento. Já as estruturas deslocáveis, têm sido dimensionadas considerando-se suas ligações completamente rígidas, mas as análises demonstram que a consideração do comportamento semi-rígido de suas ligações, converte-se em benefícios como a redução na complexidade do detalhamento da ligação, tendo-se em ambos os casos uma redução no custo da estrutura.

A consideração do comportamento semi-rígido das ligações na análise de estruturas deslocáveis, pode no entanto, acarretar na necessidade de aumento na seção dos pilares para o controle dos efeitos de segunda ordem. Anderson, Colson e Jaspert (1995) afirmam que estudos demonstram que poucas mudanças são necessárias, e que a comparação de custos de fabricação e montagem, demonstra uma redução média de 20% no custo total (materiais, fabricação e montagem) nas estruturas onde considerou-se o comportamento semi-rígido das ligações.

Por esta razão, normas como o EUROCODE 3 (1993) possibilitam a consideração do comportamento semi-rígido das ligações, fornecendo regras simplificadas para a determinação da rigidez rotacional e do momento resistente destas.

Soma-se ao que foi abordado anteriormente, o fato de que a utilização das ligações com chapa de topo no Brasil é rara, seja pela predominância de outros tipos de

ligações (soldada, cantoneira de alma), ou pelo sentimento de que os métodos existentes conduzem a resultados não satisfatórios.

A experiência e recentes pesquisas vêm mostrando que o método do Manual Brasileiro apresenta-se obsoleto frente às necessidades dos projetistas e o método do AISC tem apresentado resultados aparentemente conservadores.

O método apresentado pelo EUROCODE-3 (1993) demonstra ser bastante completo, extremamente dinâmico e didático, qualificando certamente sua utilização no Brasil.

Do que foi apresentado acima advém a necessidade do conhecimento profundo e detalhado do modelo de dimensionamento, adequando-o principalmente, às recomendações da NBR 8800 e às características construtivas nacionais, para eventual recomendação de utilização, principalmente quando considera-se sua aparente complexidade.

Dentre os objetivos deste trabalho pode-se salientar: a apresentação do modelo de dimensionamento de ligações viga-coluna proposto pelo Anexo J do EUROCODE 3, a análise do embasamento teórico e das verificações propostas, a comparação com as recomendações da NBR 8800, a comparação de resultados entre o método proposto pelo Anexo J do EUROCODE 3 e o método de dimensionamento do Manual Brasileiro de Construção Metálica.

Objetiva-se também a sistematização do cálculo através de um programa computacional de dimensionamento possibilitando-se assim, a elaboração de tabelas de dimensionamento contendo a capacidade resistente de combinações viga-coluna constituídas por perfis soldados padronizados pela ABNT .

Como ponto de partida para o desenvolvimento deste trabalho, o capítulo 2 é dedicado à apresentação de **Considerações Gerais** pertinentes ao tema, abordando-se: definições iniciais; aspectos relativos à classificação das ligações quanto à sua resistência, rigidez e capacidade de rotação; conceitos associados à consideração do comportamento semi-rígido das ligações na análise da estrutura e uma introdução à filosofia de dimensionamento adotada pelo Anexo J do EUROCODE 3.

Após a introdução destas considerações gerais, o capítulo 3 apresenta uma extensa **Revisão Bibliográfica**, objetivando-se a análise do embasamento teórico e das verificações propostas, uma vez que o método de dimensionamento é resultado de extensivas pesquisas, sendo inovador em alguns aspectos.

O capítulo 3 inicialmente descreve a teoria de dimensionamento de ligações “T-stubs” apresentada por Zoetemeijer e deBack (1972), base para a determinação da resistência da região tracionada da ligação, e os mecanismos baseados em observações experimentais que possibilitaram a extensão da sua aplicação para os elementos tracionados da ligação (chapa de topo e o flange do pilar).

Apresenta-se, ainda uma avaliação teórica detalhada de cada componente de relevância do método de dimensionamento, fundamentada em recomendações do Anexo J do EUROCODE 3, do BS 5950, da NBR 8800, do SCI/BCSA e de trabalhos de pesquisa.

O capítulo 4, **Metodologia de Dimensionamento**, descreve pormenorizadamente a metodologia de dimensionamento, tratando detalhadamente cada etapa do método, buscando-se sua adequação às recomendações da NBR 8800 e às características construtivas nacionais.

O capítulo 5, **Modelo do Eurocode 3 para Avaliação da Rigidez de Ligações com Chapa de Topo**, vem complementar o tema principal relativo ao dimensionamento de ligações com chapa de topo, apresentando-se ferramentas que possibilitam a determinação de sua rigidez à flexão, possibilitando-se alguma sofisticação à análise das estruturas através de programas computacionais convencionais.

O capítulo 6, intitulado **Programa Computacional de Dimensionamento**, apresenta o programa computacional “SCDL”, implementado em Visual Basic e desenvolvido segundo a metodologia de dimensionamento apresentada no capítulo 4.

A parte final deste trabalho é constituída pelos capítulos 7 e 8, cujos os objetivos são, respectivamente, estabelecer **Comparações de Resultados** entre o Método do Manual Brasileiro e o método proposto pelo Anexo J do EUROCODE 3 e a apresentação das **Conclusões e Recomendações Finais**.

Como complementação, além das referências bibliográficas, são incluídos anexos relativos:

- (i) às tabelas de dimensionamento para vigas (série VS) e para pilares (séries CS e CVS);
- (ii) à determinação do comprimento efetivo do flange do pilar;
- (iii) à determinação matemática do valor de “ α ” para linhas de parafusos em regiões enrijecidas;

- (iv) ao dimensionamento do modelo 3 segundo a metodologia apresentada neste trabalho;
- (v) ao dimensionamento dos modelos 1, 2 e 3 segundo o método do Manual Brasileiro;
- (vi) ao dimensionamento dos modelos 1, 2 e 3 segundo o programa computacional;
- (vii) aos resultados experimentais do protótipo CT1A-4, obtidos por Ribeiro (1998).

Finalizando este capítulo, é necessário frisar que, em termos de linguagem técnica, como salientou Ribeiro (1998), a expressão “ligação viga-coluna” não é a mais adequada, mas foi adotada também neste trabalho por tratar-se de expressão já consagrada na literatura especializada.

Por fim, espera-se, ao final do trabalho, o completo entendimento de uma metodologia de cálculo consistente e totalmente em acordo com as normas vigentes, possibilitando o uso mais frequente deste tipo de ligação nas edificações projetadas com estruturas de aço no Brasil.

Capítulo 2

CONSIDERAÇÕES GERAIS

2.1 Ligações Viga-Coluna com Chapa de Topo

Este tipo de ligação é constituído por uma chapa, soldada à extremidade da viga e parafusada ao flange do pilar, transmitindo-se o momento fletor através da combinação de parafusos tracionados e da compressão da mesa oposta (figura 2.1). É conceituada como ligação “momento resistente” tendo, na grande maioria das configurações geométricas, um comportamento semi-rígido quanto à sua rigidez à rotação, e parcialmente resistente quanto à sua resistência ao momento fletor.

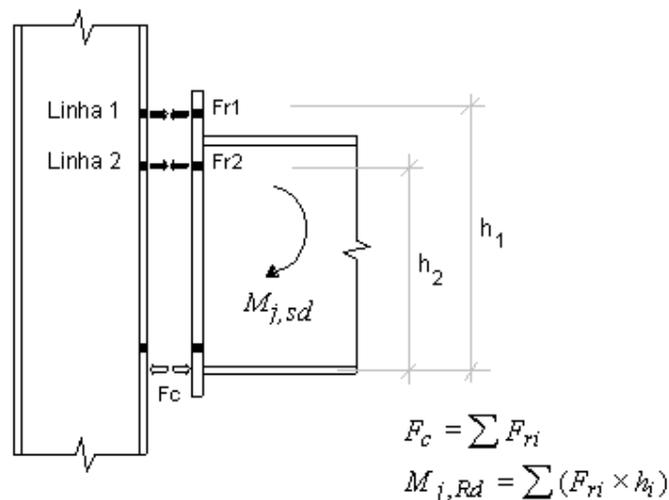


Figura 2. 1 – Ligação com chapa de topo

2.2 Classificação das Ligações

No contexto de uma nova abordagem de análise e dimensionamento de estruturas metálicas sabe-se que não é suficiente, em todas as situações, considerar-se

que a ligação é adequada apenas por ser capaz de resistir aos esforços solicitantes. É fato que o comportamento mecânico das ligações influi sensivelmente na distribuição dos esforços e deslocamentos das estruturas, tornando-se portanto essencial o conhecimento da rigidez e da capacidade de rotação da ligação.

As ligações podem ser classificadas quanto à sua resistência, rigidez e capacidade de rotação. Quanto à resistência pode-se classificá-las como: completamente resistentes, parcialmente resistentes ou rotuladas (figura 2.2). Considerando-se a rigidez à rotação, são classificadas como: rígidas, semi-rígidas ou rotuladas (figura 2.3) e, finalmente, quanto à capacidade de rotação conceituam-se como: dúcteis e não-dúcteis (figura 2.4).

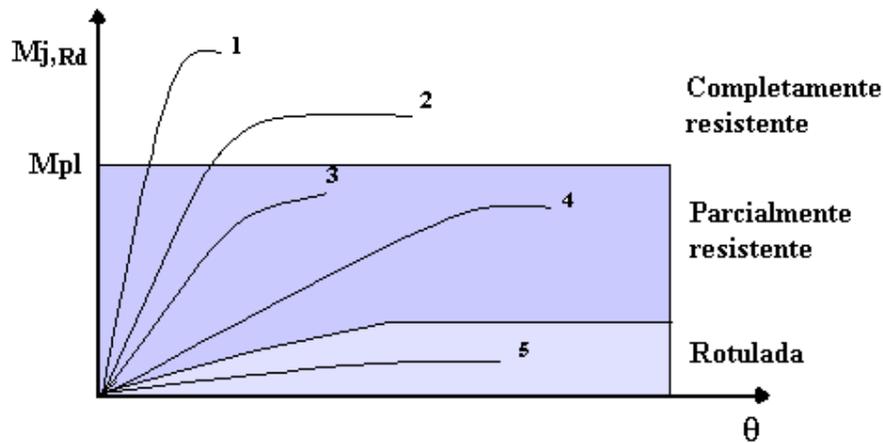


Figura 2. 2 – Classificação quanto à resistência

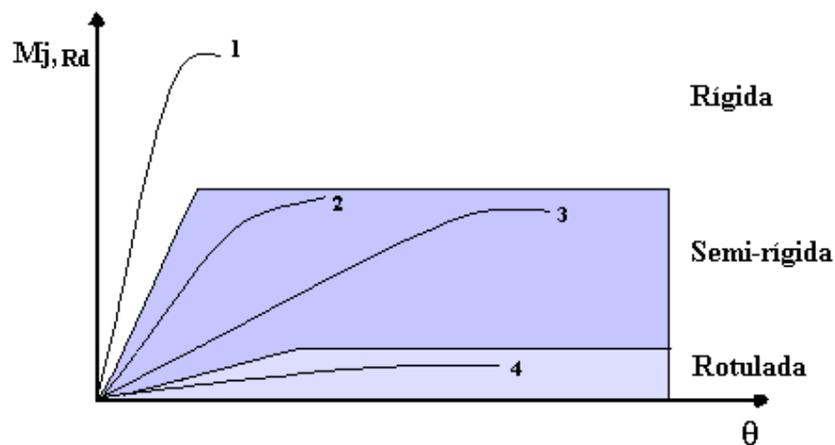


Figura 2. 3 – Classificação quanto à rigidez

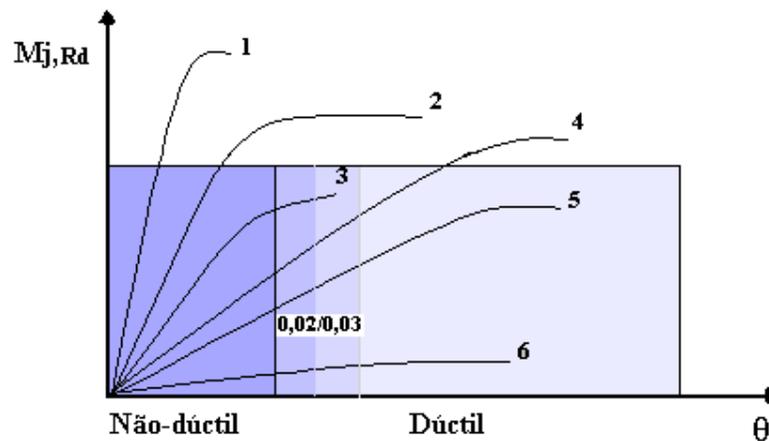


Figura 2. 4 - Classificação quanto à ductilidade

Introduz-se aqui um conceito pouco familiar, o da ductilidade da ligação, que representa a sua capacidade de girar plasticamente, retendo ainda considerável capacidade de resistir aos esforços solicitantes.

O EUROCODE 3, em seu Anexo J, estabelece as seguintes condições: a ligação será completamente resistente se o seu momento resistente ($M_{j,Rd}$) for maior ou igual ao momento de plastificação da viga ou maior que duas vezes o momento de plastificação do pilar adjacente.

Quanto à rigidez das ligações o EUROCODE 3 (1993) estabelece os seguintes limites:

(a) para estruturas indeslocáveis

Rígida para $S_{j,ini} \geq 8 EI_v/L_v$

Semi-rígida para $0,5 EI_v/L_v < S_{j,ini} < 8 EI_v/L_v$

Rotuladas para $S_{j,ini} \leq 0,5 EI_v/L_v$

(b) para estruturas deslocáveis

Rígida para $S_{j,ini} \geq 25 EI_v/L_v$

Semi-rígida para $0,5 EI_v/L_v < S_{j,ini} < 25 EI_v/L_v$

Rotuladas para $S_{j,ini} \leq 0,5 EI_v/L_v$

onde $S_{j,ini}$ é a rigidez inicial da ligação (figura 2.5).

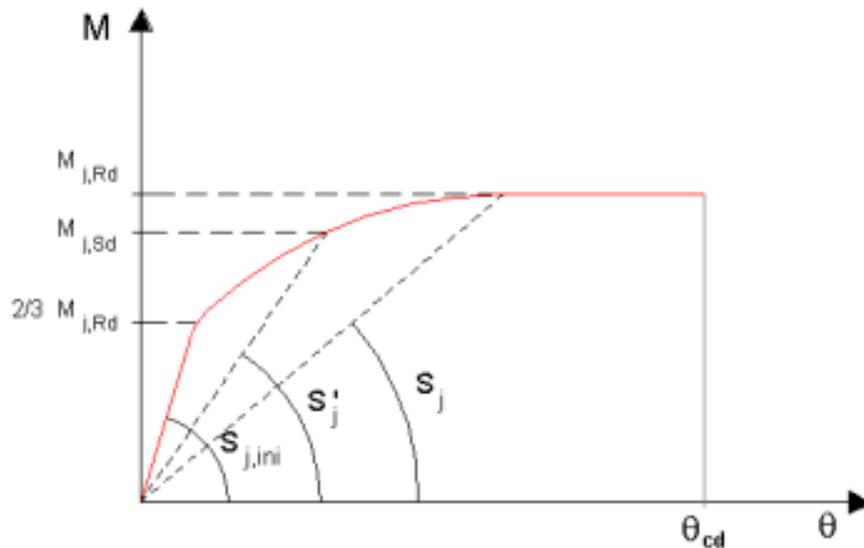


Figura 2. 5 - Diagrama momento x rotação - EUROCODE 3 (1993)

Quanto à capacidade de rotação, o BCSA/SCI (1996) estabelece que a rotação θ_{cd} limite entre a ductilidade e a não-ductilidade de uma ligação (figura 2.4), varia entre 0,02 e 0,03 rad.

2.3 Uma Nova Abordagem de Análise e Dimensionamento

Nesta nova abordagem de análise e dimensionamento, a análise global da estrutura deve necessariamente incluir o real comportamento da ligação (figura 2.6).

A concepção da estrutura é feita buscando-se atender os requisitos do projeto arquitetônico, a utilização da edificação e requisitos de fabricação e montagem. A modelagem da estrutura converte as reais propriedades dos elementos às propriedades requeridas na análise.

Na fase de pré-dimensionamento define-se a tipologia da ligação, a sua configuração e a dimensão de seus componentes (espessura de chapas, diâmetro de parafusos) atendendo necessariamente os critérios admitidos na concepção estrutural, determinando-se em seguida as suas propriedades mecânicas (rigidez rotacional, momento resistente).

Caracterizadas as propriedades mecânicas da ligação é possível avaliar, como apresenta-se a seguir, a influência do comportamento da ligação na distribuição dos esforços. Os conceitos apresentados auxiliam a avaliação do comportamento rotacional das ligações podendo-se concluir que, caso a caso, estas podem distintamente ser admitidas como: rotuladas, semi-rígidas ou rígidas.

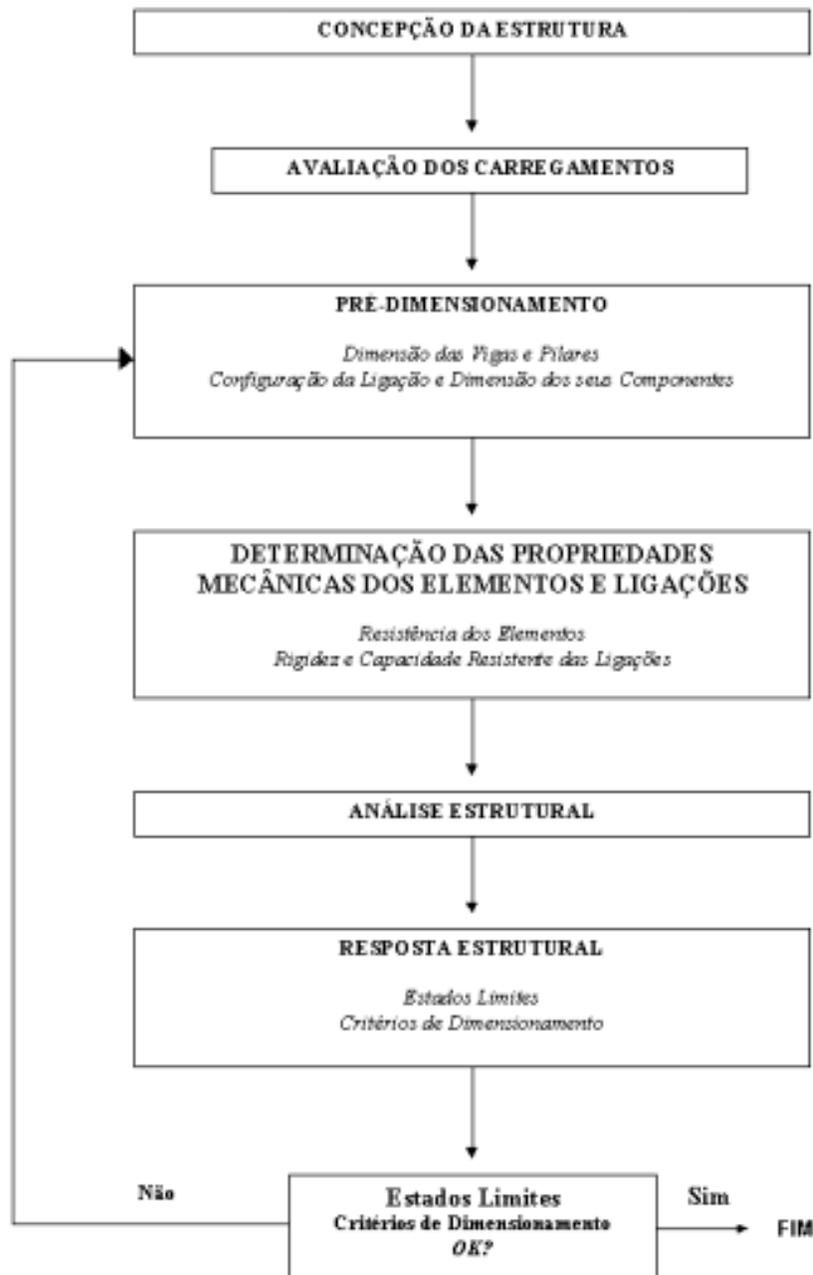


Figura 2. 6 – Fluxograma da metodologia de análise e dimensionamento

2.4 Análise Semi-Rígida e Conceito de Comprimento Referência

A rigidez de uma ligação, na análise estrutural, é um meio de obter-se indicações da importância do seu comportamento na resposta global da estrutura e, o mais importante, indica se a consideração dada às ligações (rígida, semi-rígida ou rotulada), na análise estrutural, condiz com o comportamento real da ligação.

Se a ligação, definidas a sua configuração e geometria, possui um comportamento semi-rígido mas, na análise estrutural, seu comportamento foi considerado rígido, dois procedimentos corretivos podem ser feitos. O primeiro seria a modificação da configuração da ligação, objetivando seu enrijecimento, e o outro seria a execução de uma nova análise estrutural considerando-se o comportamento semi-rígido da ligação no modelo estrutural.

O comportamento semi-rígido da ligação é inserido na análise estrutural modelando-se a sua rigidez S_j por meio de elementos de mola (figura 2.7), ou com elementos de inércia I_j (figura 2.8).

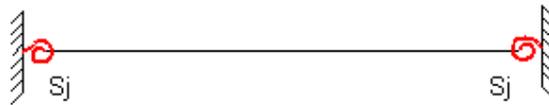


Figura 2. 7 – Vínculo semi-rígido

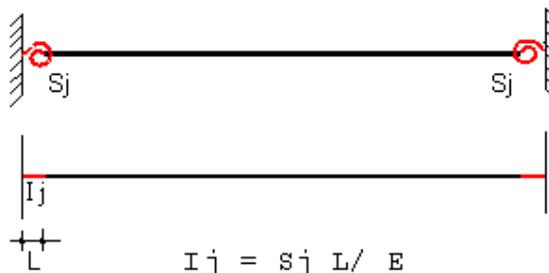


Figura 2. 8 – Modelagem de nó semi-rígido

Anderson, Colson e Jaspart (1995), afirmam que existe um valor ideal para a rigidez da ligação (figura 2.9), correspondente à igualdade dos momentos na viga e na

ligação. Segundo os citados autores, para uma viga isolada, a rigidez da ligação $S_j = 3K_v$, onde K_v é a rigidez da viga, produz o balanço dos momentos na viga (M_v) e na ligação (M_j).

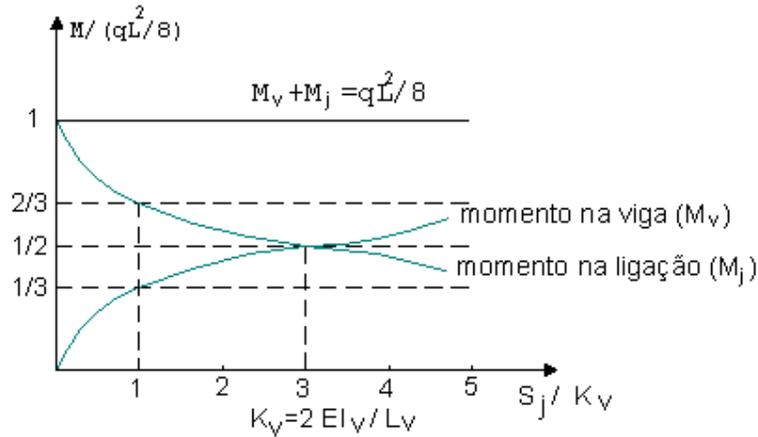


Figura 2.9 – Variação dos momentos na viga variando-se a rigidez da ligação

Para classificar-se uma ligação como rígida, semi-rígida ou rotulada introduz-se o conceito de “comprimento referência”, apresentado a seguir.

A teoria de viga (“beam line theory”), permite a obtenção de 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 (figura 2.10).

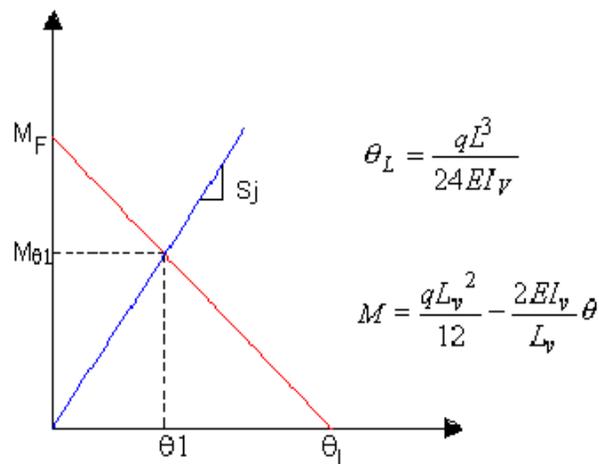


Figura 2.10 – Teoria de viga (“beam line theory”)

Para uma viga bi-engastada (suportes rígidos) sob carregamento uniforme q tem-se os momentos de extremidade $M_F = q \cdot L^2 / 12$. Porém, ao considerar que a ligação não se comporta como perfeitamente rígida, permitindo uma rotação de extremidade θ , obtém-se uma redução do momento fletor de extremidade $M_\theta = 2EI_v \cdot \theta / L_v$.

Assim, tem-se a seguinte relação $M-\theta$ para uma viga com extremidades semi-rígidas submetida a um carregamento uniforme q :

$$M = M_F - M_\theta = \frac{qL_v^2}{12} - \frac{2EI_v}{L_v} \theta \quad \text{II.1}$$

Admitindo-se uma relação linear para o momento desenvolvido na ligação, e considerando-se S_j como a sua rigidez à rotação tem-se:

$$M = S_j \cdot \theta \quad \text{II.2}$$

$$\theta = \frac{M}{S_j} \quad \text{II.3}$$

Substituindo-se θ na primeira relação, após arranjos matemáticos, obtém-se:

$$M = \frac{qL^2}{12} \times \frac{S_j}{S_j + \frac{2EI_v}{L_v}} \quad \text{II.4}$$

A equação II.4 demonstra a influência da rigidez da ligação no valor dos momentos de extremidade. Para uma viga com ligações que apresentam alta rigidez rotacional comparada à sua rigidez, tem-se um comportamento semelhante ao de uma viga com extremidades completamente rígidas. Já para a situação onde a rigidez rotacional da ligação é pequena comparada à rigidez da viga, tem-se um comportamento similar ao de uma viga com extremidades rotuladas.

Considerando-se uma viga de seção transversal constante, onde a rigidez varia diretamente com o seu comprimento (L_v) pode-se deduzir que, tendo-se os nós de extremidade rigidez rotacional S_j :

- quando a viga possui grande vão (viga muito flexível), os nós tendem a comportar-se como totalmente rígidos;

- quando a viga possui pequeno vão (viga pouco flexível), os nós tendem a comportar-se como rotulados;

A partir dos limites estabelecidos pelo Anexo J do EUROCODE 3 (1993) para a classificação de uma ligação quanto à sua rigidez, pode-se definir:

(a) para estruturas deslocáveis

$$L_{v,b,1} = 8 EI_v/S_j$$

$$L_{v,b,2} = 0,5 EI_v/S_j$$

(b) para estruturas indeslocáveis

$$L_{v,u,1} = 25 EI_v/S_j$$

$$L_{v,u,2} = 0,5 EI_v/S_j$$

Onde $L_{v,b,1}$ e $L_{v,u,1}$ são os limites para o comprimento da viga, a partir do qual considera-se a ligação como rígida, e $L_{v,b,2}$ e $L_{v,u,2}$ são os limites para o comprimento da viga, a partir do qual considera-se a ligação como semi-rígida.

Assim se L_v for maior que $L_{v,b,1}$ para estruturas indeslocáveis ou $L_{v,u,1}$ para estruturas deslocáveis a ligação pode ser considerada rígida, sendo considerada semi-rígida em caso contrário. Sob o mesmo raciocínio, se L_v for menor que $L_{v,b,2}$ para estruturas indeslocáveis ou $L_{v,u,2}$ para estruturas deslocáveis considera-se a ligação como rotulada.

2.5 Filosofia do Método de Dimensionamento do Anexo J do EUROCODE 3

O modelo de dimensionamento apresentado pelo Anexo J do EUROCODE 3, também denominado “component method”, baseia-se essencialmente na distribuição plástica das forças de tração nas linhas de parafusos. Isto significa que a força em qualquer linha é determinada por sua resistência potencial, e não somente por seu braço de alavanca em relação ao centro de rotação, característica da tradicional distribuição triangular. Considera-se, assim, que as linhas em regiões enrijecidas, tal como regiões próximas às mesas de vigas ou a enrijecedores, resistem a maiores parcelas de força.

A essência do método está no conceito de que a resposta da ligação é determinada pelas propriedades mecânicas dos seus componentes básicos, considerando-a não como um todo, mas como uma série de elementos básicos, estando

estes distribuídos em 3 regiões distintas: zona tracionada, zona comprimida e zona de cisalhamento (figura 2.11).

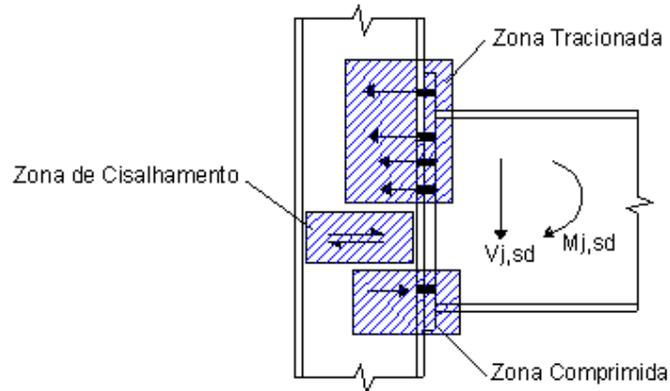


Figura 2. 11 – Zonas de verificação

Assim como nos métodos já consagrados, o modelo também dá prioridade aos parafusos mais afastados que, mecanicamente, resistem a maiores parcelas de força de tração.

Um dos grandes diferenciais do método está no fato de que, ao invés de arbitrariamente alocar a força em cada linha pela distribuição triangular, o método considera cada lado da conexão separadamente, fazendo-se uma precisa alocação das forças baseada na capacidade resistente de cada componente.

A grande inovação apresentada pelo método está na verificação da flexão da chapa de topo e do flange do pilar pois baseia-se na substituição da complexa configuração de charneiras plásticas que ocorrem em torno dos parafusos por perfis “T” equivalentes (“equivalent T-stub”) (figuras 2.12 e 2.13).

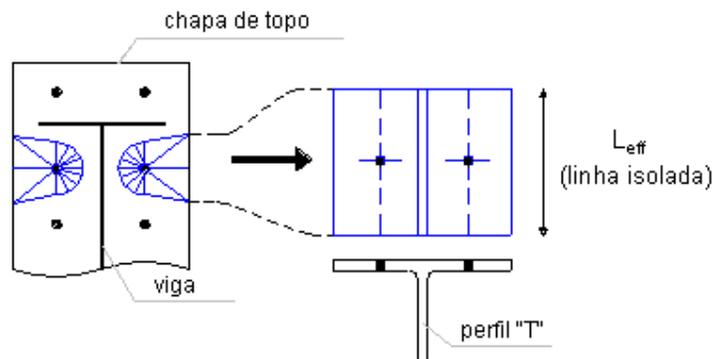


Figura 2. 12 – Perfil “T” equivalente para linha isolada

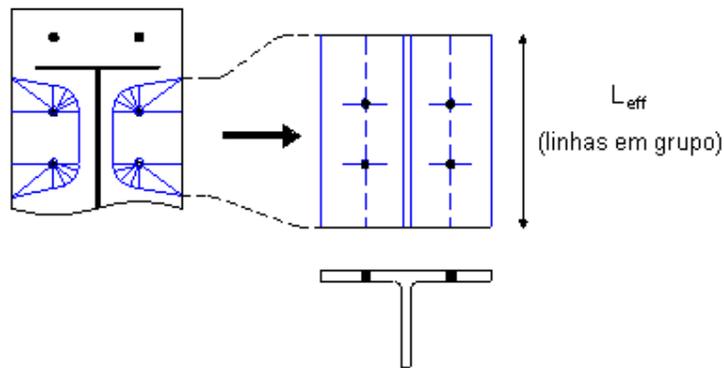


Figura 2.13 – Perfil “T” equivalente para linhas em grupo

O método é resultado de extensivas pesquisas na Europa, bem como de um período de aplicações práticas em construções com estruturas metálicas na Holanda.

A metodologia de dimensionamento consiste na determinação da resistência dos componentes da ligação que, como salientado acima, estão distribuídos em regiões distintas.

Na região tracionada, determina-se a resistência potencial à tração de cada linha de parafusos. Como será visto mais detalhadamente, tais resistências potenciais são determinadas pela resistência à flexão da chapa de topo, do flange do pilar e pela resistência à tração da alma do pilar e da viga. Inseridos nesses três estados limites, estão outras verificações apresentadas na figura 2.14 e detalhadas na tabela 2.1.

Para a região comprimida, faz-se necessária a determinação da sua resistência, a qual é limitada por 3 possíveis modos de colapso: esmagamento da alma do pilar, flambagem da alma do pilar e esmagamento da mesa da viga.

Para efetivar o mecanismo resistente, é de suma importância a determinação da resistência ao cisalhamento do painel da alma do pilar, tornando possível a atuação do binário tração - compressão.

Calculadas as resistências da zona tracionada, comprimida e de cisalhamento, estabelece-se o equilíbrio horizontal das forças, considerando-se sempre a possível presença de esforços normais adjacentes à ligação.

Determinadas as forças finais em cada linha de parafusos, determina-se o momento resistente pelo somatório do produto das forças em cada linha por sua respectiva distância ao centro de rotação, admitindo-se este situado no plano médio da mesa comprimida da viga.

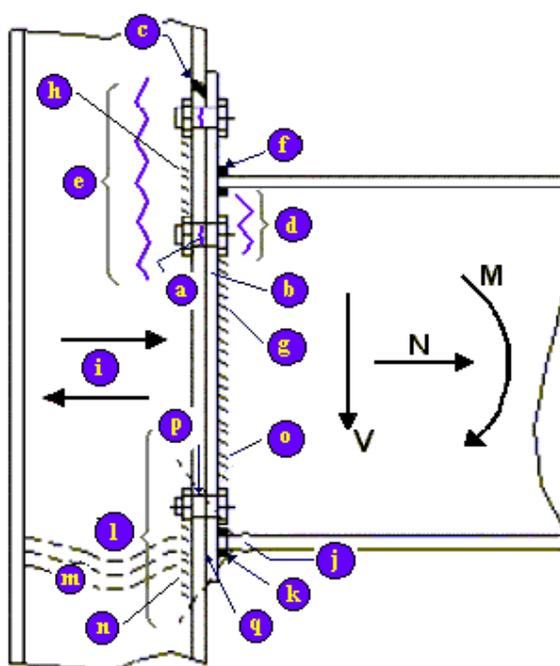


Figura 2. 14 – Verificações de resistência

Tabela 2. 1 – Verificações de resistência

Região	Referência	Verificação
Tencionada	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 da viga /chapa de topo
	g	Solda alma da viga / chapa de topo
	h	Solda de composição do pilar
Cisalhamento Horizontal	i	Cisalhamento do painel da alma do pilar
Comprimida	j	Compressão da mesa da viga
	l	Solda mesa da viga/chapa de topo
	l	Esmagamento da alma do pilar
	m	Flambagem da alma do pilar
	n	Solda de composição do pilar
Cisalhamento Vertical	o	Solda alma da viga/chapa de topo
	p	Cisalhamento dos parafusos
	q	Pressão de contato (flange ou chapa)

Para a determinação da capacidade resistente da ligação são necessárias as verificações apresentadas na tabela 2.1.

No próximo capítulo apresenta-se a revisão bibliográfica, contendo a evolução das pesquisas que constituem as origens da metodologia de dimensionamento apresentada pelo Anexo J do EUROCODE 3 (1993), expondo-se os elementos pesquisados de maneira clara e concisa. Também faz-se a avaliação dos diversos componentes de relevância do método de dimensionamento, fundamentando-se o desenvolvimento dos capítulos subsequentes.

Capítulo 3

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 Introdução à Teoria de Ligações “T-stub”

As estruturas de aço, frequentemente, possuem ligações com parafusos submetidos a forças de tração produzidas por ações externas. As figuras abaixo exemplificam estas ligações. Na ligação da figura 3.1 os parafusos próximos à mesa inferior são solicitados à tração, enquanto que, na ligação da figura 3.2 os parafusos submetidos a este tipo de esforço são os localizados próximos à mesa superior.

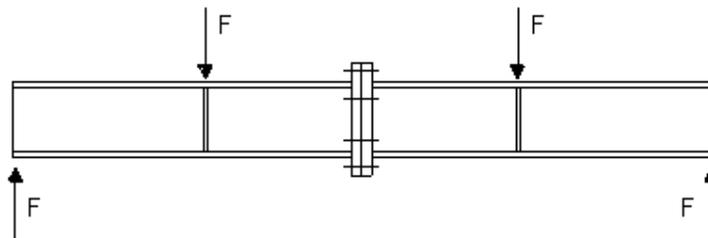


Figura 3. 1 – Ligação com chapa de topo em vigas

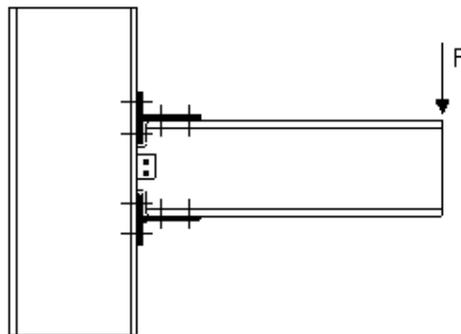


Figura 3. 2 – Ligação viga-coluna com perfil “T”

Dentre os mais consagrados modelos de dimensionamento existentes, pode-se destacar o modelo simplificado da figura 3.3, denominado “T-stub connection”.

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 das vigas ao flange do pilar (figura 3.2).

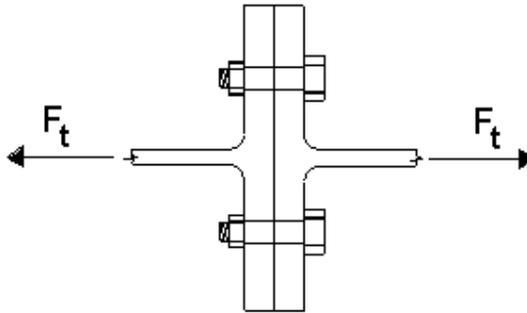


Figura 3.3 – Ligação “T-stub”

Intuitivamente, pode-se considerar que a força de tração em cada parafuso seja $F_t/2$, mas o carregamento externo pode, dependendo das características geométricas dos elementos conectados, ocasionar a flexão do flange do perfil “T” como demonstrado na figura 3.4.

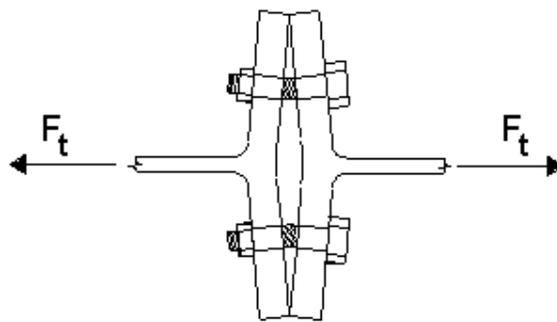


Figura 3.4 – Origem do efeito alavanca (“prying action”)

Esta flexão faz com que os flanges exerçam forças de equilíbrio interno, dando origem às denominadas forças de alavanca Q (“prying forces”). Assim pode-se concluir que, para o equilíbrio de forças, os parafusos não podem estar submetidos apenas às solicitações decorrentes das forças externas, mas também às forças de alavanca Q , provenientes da flexão dos flanges dos perfis “T” (figura 3.5).

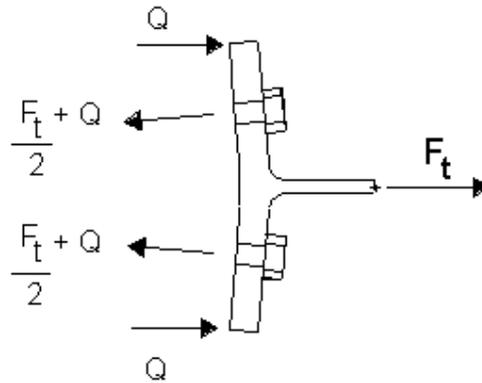


Figura 3. 5 – Distribuição das forças na ligação

O modelo de dimensionamento para as ligações “T-stub”, foi apresentado inicialmente por Zoetemeijer e deBack (1972), no qual considerou-se a possível formação de rótulas plásticas na interseção flange/alma e na linha de parafusos do flange do perfil “T”.

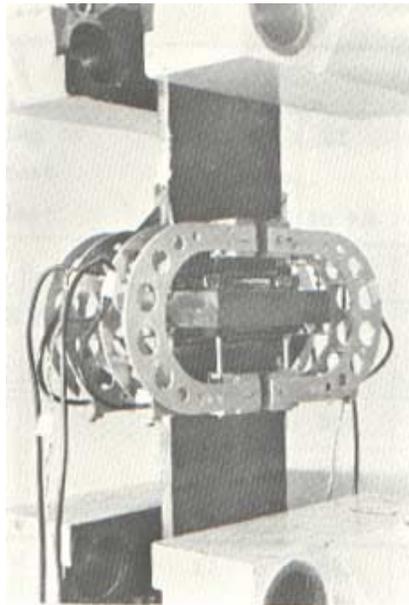


Figura 3. 6 – Ensaio com as ligações “T-stub” - Zoetemeijer e deBack (1972)

Segundo esses autores, ensaios com diversas configurações (figura 3.6) demonstram a ocorrência de 3 diferentes modos de colapso, representados na figura 3.7:

- **Modo 1**, a força de alavanca Q atinge seu valor máximo e causa a formação da rótula plástica na linha de parafusos;
- **Modo 2**, considera a formação da rótula plástica na interseção flange/alma do perfil “T” e simultânea ruptura dos parafusos;
- **Modo 3**, não considera a existência das forças de alavanca, ocorrendo colapso pela ruptura isolada dos parafusos;

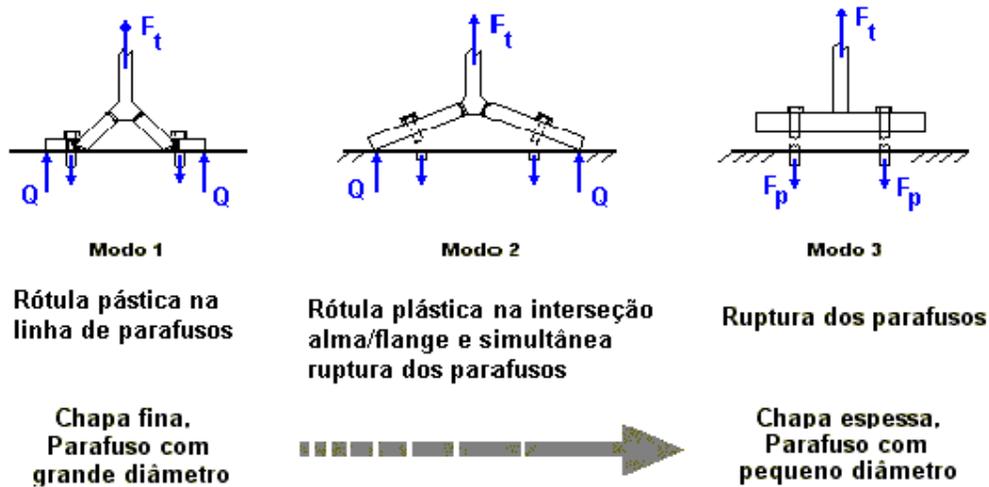


Figura 3. 7 – Modos de colapso – Zoetemeijer e deBack (1972)

A seguir são apresentados detalhadamente, as considerações e análises de Zoetemeijer e deBack (1972) que possibilitaram a obtenção de fórmulas para a determinação da capacidade máxima da ligação “T-stub”, respectivamente para os 3 modos de colapso.

Modo 1 – Formação da rótula plástica na linha de parafusos.

Neste modo de colapso, a espessura do flange do perfil “T” é o fator determinante. Admite-se que a força de alavanca atinge seu valor máximo ($Q_{máx}$), com a formação da rótula plástica na linha de parafusos. Desta maneira, tomando-se apenas um lado da ligação, tem-se (figura 3.8):

$$Q_{máx} \times n = M'_p$$

III.1

$$Q_{m\acute{a}x} = \frac{M'_p}{n} \quad \text{III.2}$$

Por equilíbro de momentos tem-se:

$$\frac{F_t}{2} \times m - Q_{m\acute{a}x} \times n - M_p = 0 \quad \text{III.3}$$

$$\frac{F_t}{2} \times m - \frac{M'_p}{n} \times n - M_p = 0 \quad \text{III.4}$$

$$\frac{F_t}{2} = \frac{2M_p}{m} \quad \text{III.5}$$

Onde:

F_t = força de tração última da ligação;

$M_p = M'_p$ = momento de plastificação do flange do perfil ‘T’ = $b \cdot t^2 \cdot f_y / 4$;

t = espessura do flange do perfil ‘T’;

b = comprimento do flange do perfil ‘T’;

Assim considerando-se os dois lados da ligação tem-se:

$$F_t = \frac{F_t}{2} + \frac{F_t}{2} = \frac{4M_p}{m} \quad \text{III.6}$$

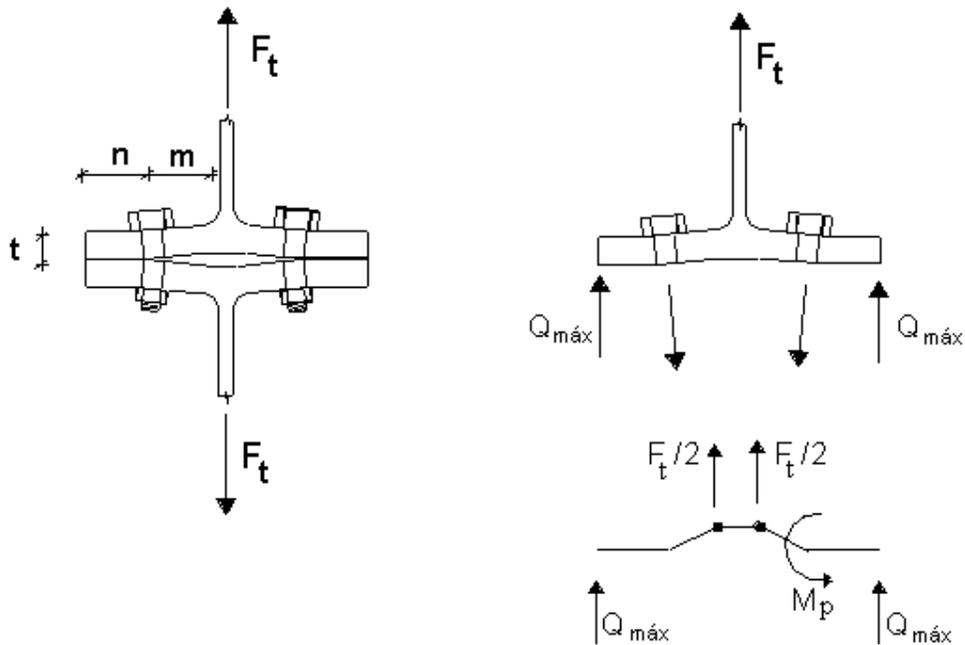


Figura 3. 8 - Modelo de caracterização do modo 1

Modo 2 – Formação de rótula plástica na interseção flange/alma do perfil “T” com simultânea ruptura dos parafusos.

Neste modo de colapso, o fator preponderante, é a capacidade última dos parafusos. Considera-se a formação da rótula plástica na interseção flange/alma do perfil “T” antes da ruptura dos parafusos, não sendo admitida a possibilidade de formação de rótula plástica na linha de parafusos, ou esta ocorre simultaneamente à ruptura dos parafusos. Assim, tomando-se apenas um lado da ligação, por equilíbrio vertical tem-se (figura 3.9):

$$\frac{F_t}{2} = F_p - Q \quad \text{III.7}$$

$$Q = F_p - \frac{F_t}{2} \quad \text{III.8}$$

onde:

F_p = força de tração última dos parafusos;

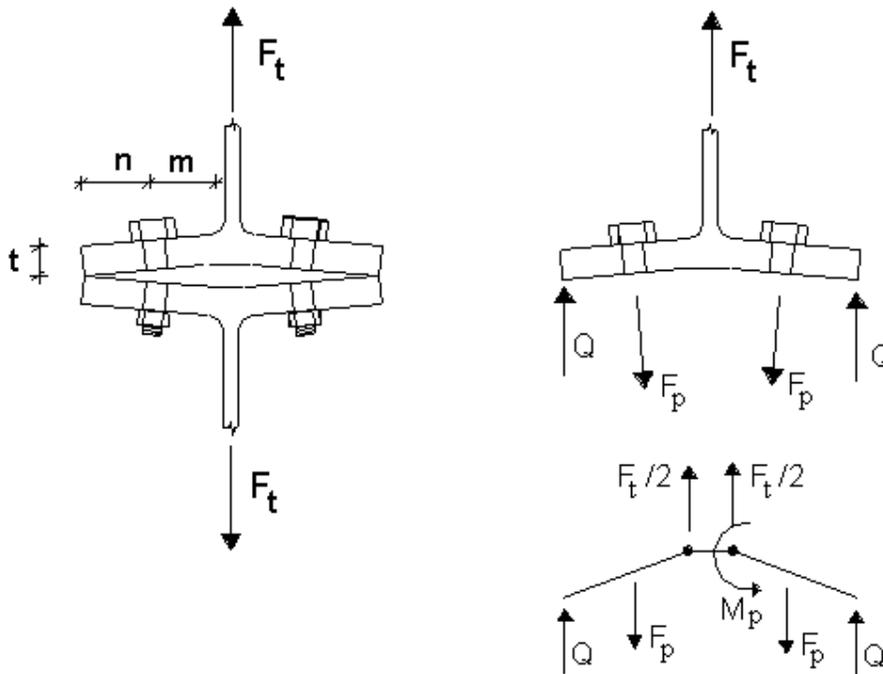


Figura 3. 9 – Modelo de caracterização do modo 2

Por equilíbrio de momentos fletores tem-se:

$$\frac{F_t}{2} \times m - Q \times n = M_p \quad \text{III.9}$$

$$\frac{F_t}{2} \times m - (F_p - \frac{F_t}{2}) \times n = M_p \quad \text{III.10}$$

$$\frac{F_t}{2} \times (m + n) = M_p + n \times F_p \quad \text{III.11}$$

$$\frac{F_t}{2} = \frac{M_p + n \times F_p}{m + n} \quad \text{III.12}$$

Considerando os dois lados da ligação tem-se:

$$F_t = \frac{2M_p + n \times \sum F_p}{m + n} \quad \text{III.13}$$

Modo 3 – Colapso dos parafusos

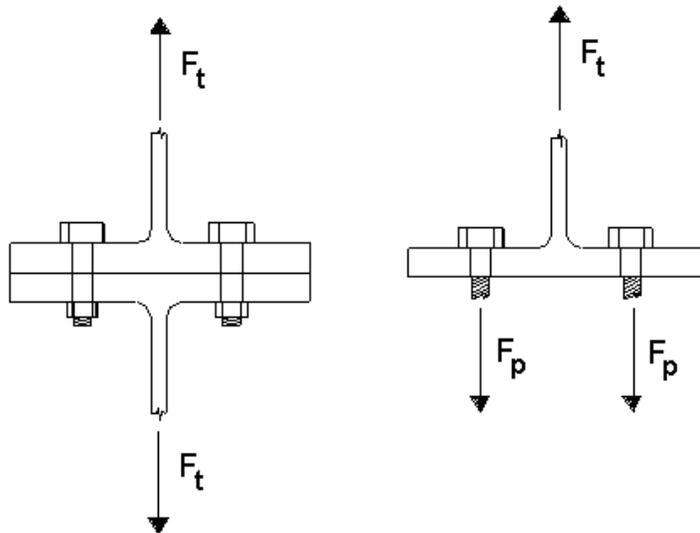


Figura 3. 10 - Modelo de caracterização do modo 3

Neste mecanismo, o fator determinante, é a grande rigidez do flange do perfil “T” em relação à capacidade resistente dos parafusos. Não é considerada a formação de rótula plástica na interseção flange/alma do perfil “T”. Analogamente aos mecanismos anteriores para um lado da ligação tem-se (figura 3.10):

$$\frac{F_t}{2} = F_p \quad \text{III.14}$$

Considerando os dois lados da ligação tem-se:

$$F_t = \sum F_p \quad \text{III.15}$$

3.1.1 Aplicabilidade da Teoria de Ligações “T-stub” às Ligações Viga-Coluna com Chapa de Topo

A aplicação da teoria de ligações “T-stub”, apresentada em 3.1, às ligações viga-coluna (com chapa de topo, com perfis “T”), requer algumas considerações e avaliações.

Segundo Zoetemeijer e deBack (1972) ao contrário das ligações “T-stub”, as ligações viga-coluna com chapa de topo possuem planos tracionados (mesa da viga, alma do pilar) perpendiculares entre si, não sendo possível a formação de forças de alavanca Q_1 (flange do perfil “T”) e Q_2 (flange do pilar) independentes entre si (figura 3.11), impedidas pelas deformações que ocorrem no flange do perfil “T” e no flange do pilar (figura 3.12).

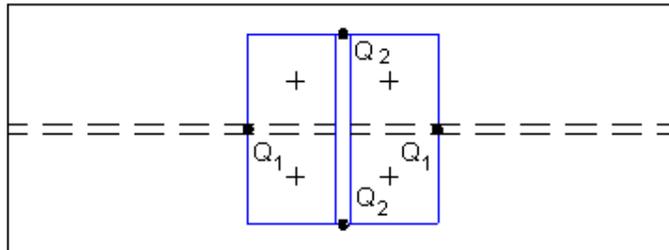


Figura 3. 11 – Posição impossível das forças de alavanca nas ligações com planos tracionados perpendiculares entre si.

Os citados autores consideram que, nesta situação, desenvolve-se sistema de forças de alavanca simétricas, cada uma equivalente a $Q/2$, como mostram as figuras 3.13 e 3.14.

A situação ilustrada na figura 3.13 ocorre quando o flange do pilar possui rigidez à flexão inferior à rigidez do flange do perfil “T”, enquanto a situação ilustrada

pela figura 3.14 ocorre quando o flange do pilar possui rigidez à flexão maior que a rigidez do flange do perfil “T”.

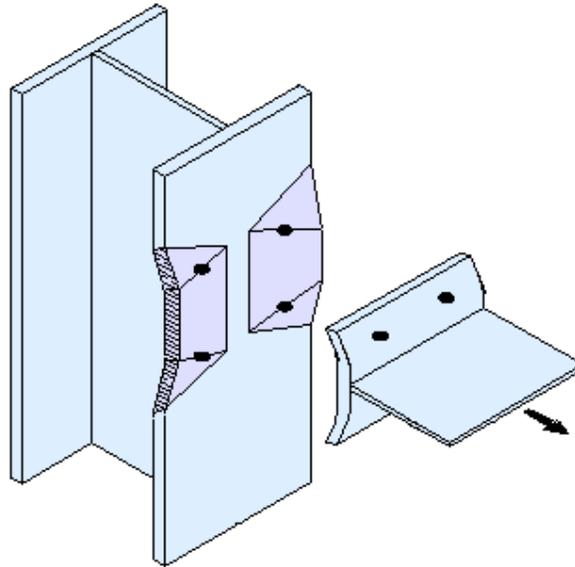


Figura 3. 12 – Deformações no flange do pilar e do flange do perfil “T”

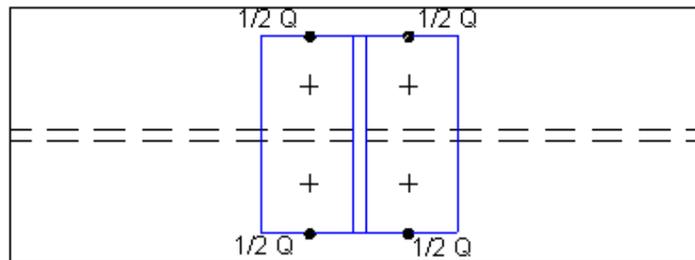


Figura 3. 13 – Posição das forças de alavanca quando o flange do perfil “T” possui maior rigidez em relação ao flange do pilar.

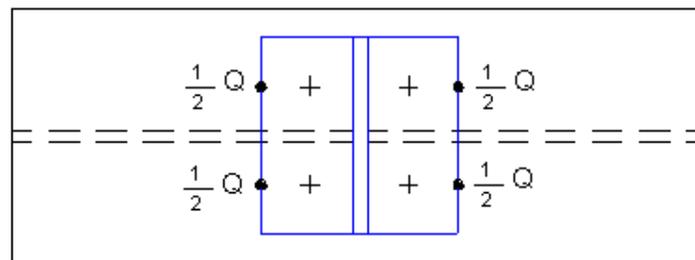


Figura 3. 14 - Posição das forças de alavanca quando o flange do pilar possui maior rigidez em relação ao flange do perfil “T”.

Os autores ressaltam ainda que uma distribuição ótima das forças de alavanca (figura 3.15) somente desenvolve-se quando ambos os flanges, do pilar e do perfil “T”, possuem igual rigidez à flexão.

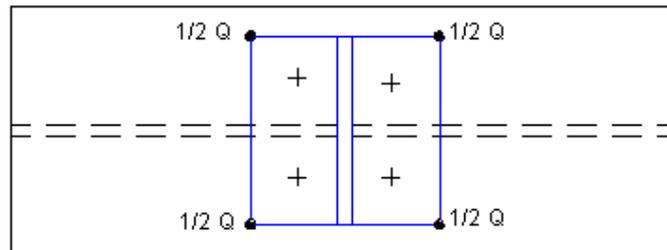


Figura 3. 15 – Distribuição ótima das forças de alavanca

Em resumo, Zoetemeijer e deBack (1972) afirmam que, sendo diferentes as deformações dos flanges, altera-se a posição das forças de alavanca, não sendo possível prever-se antecipadamente, se o mecanismo plástico forma-se primeiramente no flange do pilar ou no flange do perfil “T” e que, para estas situações, deve-se calcular, separadamente, a força máxima de tração para cada flange, tomando-se a capacidade da ligação como o menor valor da força calculada.

3.1.2 A Aplicação da Teoria de Ligações “T-stub” na Determinação da Resistência do Flange do Pilar.

Como salientado em 3.1.1, a teoria de ligações “T-stub”, pode efetivamente ser aplicada na determinação da resistência à tração do flange do pilar nas ligações (com chapa de topo, com perfis “T”). No entanto, Zoetemeijer (1974) estabelece ser necessária a determinação do comprimento efetivo resistente do flange do pilar, que representa o comprimento do flange de um perfil “T” (“T-stub”) sem enrijecimento, o qual transmite o mesmo esforço de tração que a região do flange do pilar em questão.

Segundo o citado autor, testes com ligações de perfis “T” parafusados ao flange de perfis “I” (figura 3.16), têm mostrado mecanismos de colapso, A e B, muito semelhantes aos modos de colapso 1 e 2 previstos para as ligações “T-stub” (figuras 3.17 e 3.18).



Figura 3. 16 – Charneira plástica no flange do pilar

No mecanismo de colapso A, semelhante ao modo 1, as forças de alavanca atingem seu valor máximo ocasionando a formação da rótula plástica na linha de parafusos.

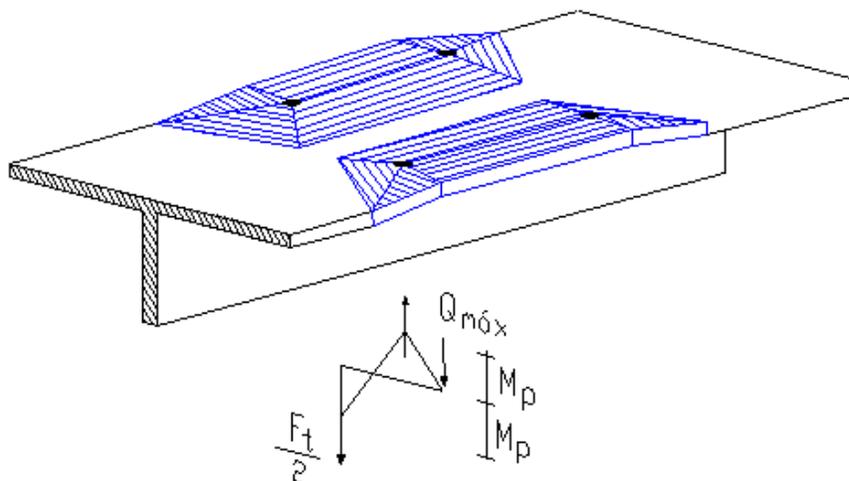


Figura 3. 17 – Mecanismo de colapso A

Para o mecanismo de colapso B, de comportamento similar ao modo 2 das ligações “T-stub”, a formação da rótula plástica ocorre na interseção flange/alma, com a simultânea ruptura dos parafusos.

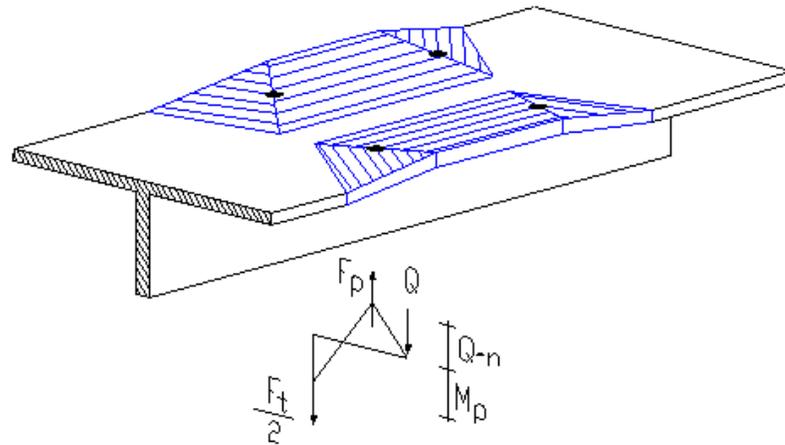


Figura 3. 18 - Mecanismo de colapso B

A partir da configuração de charneira plástica observada nos ensaios (figura 3.16), Zoetemeijer (1974) analisa os mecanismos de colapso A e B e, a partir de modelos analíticos (figuras 3.19 e 3.20), determina a capacidade resistente à tração para o flange de um pilar.

A solução do problema consiste, portanto, em determinar-se o valor das variáveis α e β (figuras 3.19 e 3.20) que conduzem à menor capacidade de tração para os modos de colapso A e B, respectivamente.

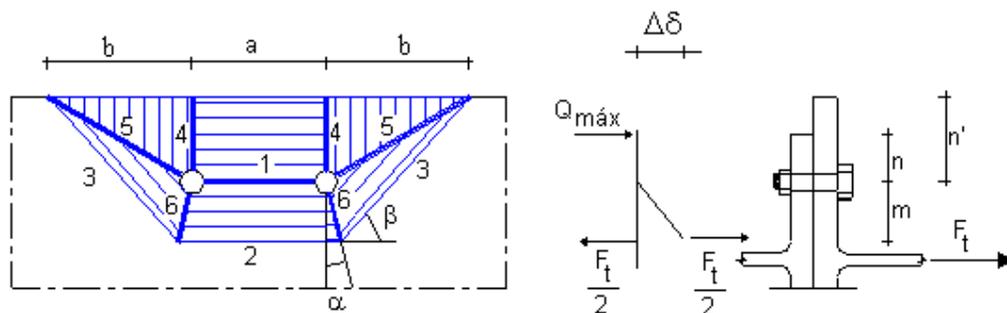


Figura 3. 19 - Modelo analítico para o mecanismo de colapso A

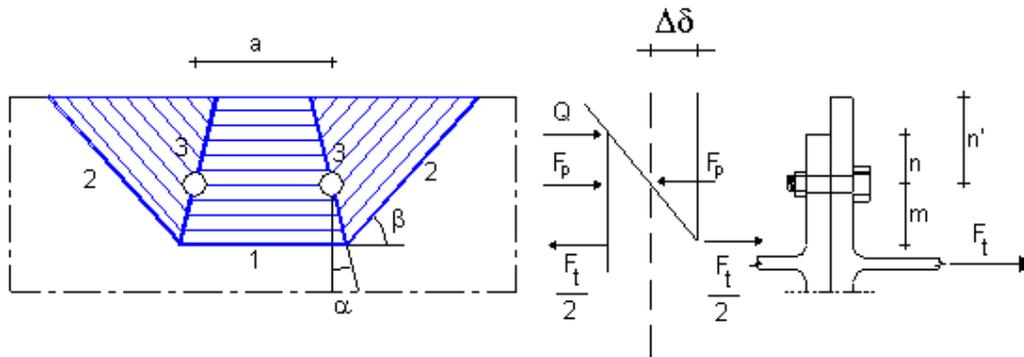


Figura 3. 20 - Modelo analítico para o mecanismo de colapso B

O citado autor, partindo do princípio da igualdade entre a energia interna de deformação (ΔE) e o trabalho efetuado pela força externa (ΔT), obtém a capacidade resistente à tração para o flange de um pilar, segundo os mecanismos de colapso A e B como apresentado a seguir.

Para a determinação da energia de deformação total ($\sum \Delta E_i$), considera-se que a energia de deformação para cada linha de escoamento (“yield line”), é determinada pela multiplicação de seu momento de plastificação por sua respectiva rotação, sendo o momento de plastificação, por sua vez, determinado a partir do produto de seu comprimento, pelo momento de plastificação por unidade de comprimento m_p .

A equação (III.16) apresenta a energia de deformação total, relativa ao modo de colapso A, considerando-se as 6 linhas de escoamento e a equação (III.17) apresenta o trabalho efetuado pela força externa F_t .

$$\sum_{i=1}^6 \Delta E_i = 2 \cdot \left\{ \frac{a}{m} + \frac{m+n'}{m} \cdot \frac{\cos \alpha}{\sin \beta \cdot \cos(\beta - \alpha)} + \left[\operatorname{tg} \alpha + \cot g \beta + \frac{\sin \beta}{\cos \alpha \cdot \cos(\beta - \alpha)} \right] \right\} \cdot \Delta \delta \cdot m_p \quad \text{III.16}$$

$$\Delta T = \frac{F_t}{2} \cdot \Delta \delta \quad \text{III.17}$$

Assim, considerando-se $\Delta E = \Delta T$ obtém-se:

$$\frac{F_t}{2} \cdot \Delta\delta = 2 \cdot \left\{ \begin{array}{l} \frac{a}{m} + \frac{m+n'}{m} \cdot \frac{\cos\alpha}{\text{sen}\beta \cdot \cos(\beta-\alpha)} \\ + \text{tg}\alpha + \cot g\beta + \frac{\text{sen}\beta}{\cos\alpha \cdot \cos(\beta-\alpha)} \end{array} \right\} \cdot \Delta\delta \cdot m_p \quad \text{III.18}$$

Como pode-se concluir da equação (III.18), minimizar F_t implica minimizar a parcela à direita da igualdade. Sendo tal parcela função de α e β , para determinar-se o valor mínimo de F_t , as seguintes condições devem ser satisfeitas:

$$\frac{\partial \sum_{i=1}^6 \Delta E_i}{\partial \alpha} = 0 \quad \text{III.19}$$

$$\frac{\partial \sum_{i=1}^6 \Delta E_i}{\partial \beta} = 0 \quad \text{III.20}$$

Desenvolvendo-se as equações III.19 e III.20 obtém-se:

$$\cos\beta = \frac{1}{2 \cdot \sqrt{\frac{m+n'}{m}}} \quad \text{III.21}$$

$$\text{sen}\beta = \sqrt{1 - \frac{m}{4 \cdot (m+n')}} \quad \text{III.22}$$

$$\cos\alpha = \frac{\sqrt{4m^2 + 4mn' - m^2}}{2m + 2n'} \quad \text{III.23}$$

$$\text{sen}\alpha = \frac{\sqrt{4mn' + 4n'^2 + m^2}}{2m + 2n'} \quad \text{III.24}$$

Desta maneira, levando-se estas últimas 4 equações a III.18, obtém-se:

$$F_t \cdot m = 4 \cdot \left(a + \frac{6m + 8n'}{\sqrt{3 + \frac{4n'}{m}}} \right) \cdot m_p \quad \text{III.25}$$

Segundo Zoetemeijer (1974), para valores práticos de m e n' a equação III.25 pode ser considerada, aproximadamente, como:

$$F_t \cdot m = 4 \cdot (a + 4m + 1,25n') \cdot m_p \quad \text{III.26}$$

Procedendo-se de maneira similar, o citado autor, também determina a capacidade resistente à tração segundo o mecanismo de colapso B, obtendo:

$$F_t = \frac{2 \cdot (a + 5,5m + 4n') \cdot m_p + n \cdot \sum F_p}{m + n'} \quad \text{III.27}$$

O Anexo II contém o desenvolvimento apresentado acima, em sua totalidade, considerando-se todos os passos e aproximações que possibilitaram a obtenção da capacidade máxima do flange de um pilar segundo os mecanismos A e B.

Como pode-se observar nas equações III.26 e III.27, comparando-as com as equações III.6 e III.13, os componentes que multiplicam m_p (momento de plastificação por unidade de comprimento) podem ser definidos como os comprimentos efetivos para os modos de colapso A e B.

Apresenta-se a seguir a análise que deu origem ao valor do comprimento efetivo resistente para propósitos de dimensionamento.

3.1.2.1 Comprimento Efetivo Resistente do Flange do Pilar

Segundo Zoetemeijer (1974) o valor do comprimento efetivo depende fundamentalmente do valor da força de alavanca Q , sendo portanto necessário determinar a sua contribuição.

Comparando-se as equações III.6 e III.26 e as equações III.13 e III.27, conclui-se que $M_p + M_p' = 2(a + 4m + 1,25n') \cdot m_p$ e que $M_p = (a + 5,5m + 4n') \cdot m_p$.

A influência da força de alavanca $Q_{máx}$ em $M_p + M_p'$ pode ser avaliada pela análise do equilíbrio de uma parte do flange do pilar, considerando-se as linhas de escoamento 1 e 5 e o bordo livre e desconsiderando-se a transmissão de esforços de torção e forças cortantes (figura 3.21).

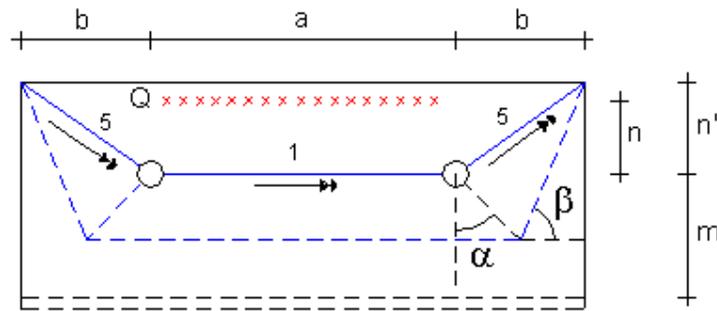


Figura 3. 21 – Equilíbrio de momentos de uma parte do flange do pilar

O equilíbrio de momentos requer que:

$$Q_{m\acute{a}x} \cdot n = m_p \cdot a + 2m_p \cdot b \quad \text{III.28}$$

Onde:

$$b = m \cdot \tan \alpha + \frac{m + n'}{\sen \beta} \quad \text{III.29}$$

Substituindo-se III.22, III.23 e III.24 em III.29 tem-se:

$$b = \frac{m^2 + 2mn' + 2 \cdot (m + n') \cdot \sqrt{m^2 + mn'}}{\sqrt{3m^2 + 4mn'}} \quad \text{III.30}$$

Assim substituindo-se III.30 em III.28 obtém-se:

$$Q_{m\acute{a}x} \cdot n = \left(a + 2 \cdot \frac{m^2 + 2mn' + 2 \cdot (m + n') \cdot \sqrt{m^2 + mn'}}{\sqrt{3m^2 + 4mn'}} \right) \cdot m_p \quad \text{III.31}$$

Segundo Zoetemeijer (1974) para valores práticos de m e n' a equação III.31 pode ser, aproximadamente, tomada como:

$$Q_{m\acute{a}x} \cdot n = (a + 4m + 2,5n') \cdot m_p \quad \text{III.32}$$

Desta maneira, sendo $Q_{m\acute{a}x} \cdot n = M_p'$ e $M_p + M_p' = 2 \cdot (a + 4m + 1,25n') \cdot m_p$, então, para o mecanismo de colapso A, tem-se $M_p = (a + 4m) \cdot m_p$.

Portanto, para propósitos de dimensionamento, a determinação do comprimento efetivo a ser utilizado na aplicação da teoria de ligações “T-stub” para a determinação da resistência do flange do pilar, requer a análise de duas considerações:

- Considerar $M_p = (a + 5,5m + 4n') \cdot m_p$ (comprimento efetivo = $a + 5,5m + 4n'$) implica admitir um pequeno fator de segurança contra a ruptura dos parafusos.
- Considerar $M_p = (a + 4m) \cdot m_p$ (comprimento efetivo = $a + 4m$) implica admitir um grande fator de segurança contra a ruptura dos parafusos.

Assim, para propósitos de dimensionamento, o citado autor recomenda a consideração do comprimento efetivo igual a $(a + 4m + 1,25n')$, afirmando que este valor tem conduzido a resultados satisfatórios quando comparado a resultados experimentais.

3.2 Comportamento das Linhas de Parafusos Analisadas em Grupo

Em um dos seus mais recentes trabalhos Zoetemeijer (1990) afirma que, de acordo com testes realizados, as charneiras plásticas desenvolvem-se primeiramente nas linhas próximas a regiões enrijecidas. Se outra linha de parafusos é adicionada, as charneiras plásticas estendem-se, mas a força na primeira linha permanece a mesma. Este efeito é avaliado em testes, realizados pelo próprio Zoetemeijer (1981).

Segundo Zoetemeijer (1990), dependendo das características geométricas da ligação, esta linha adicional pode estar contida nos limites da charneira plástica da linha proponente, e em conseqüência, não apresentar capacidade de desenvolver sua máxima capacidade resistente.

O autor, justificado pelo exposto acima, ressalta então a importância de avaliar-se o comportamento das linhas de parafusos, atuando isoladamente e em um grupo de linhas de parafusos, no dimensionamento de ligação com chapa de topo .

3.3 Avaliação Teórica dos Componentes do Método de Dimensionamento

A seguir apresenta-se uma avaliação teórica de alguns aspectos de relevância do método de dimensionamento apresentado pelo Anexo J do EUROCODE 3 (1993), com o objetivo de avaliar o embasamento teórico de algumas verificações e estabelecer comparações com as recomendações do SCI/BCSA (1996), do ECSC – EUROPEAN

COMMISSION OF STEEL CONSTRUCTION (1997), avaliações experimentais e com as prescrições da NBR 8800 (1986).

3.3.1 Resistência da Zona Tracionada

3.3.1.1 Resistência do Flange do Pilar e da Chapa de Topo

O Anexo J do EUROCODE 3, item J.3.3.(1), determina que a resistência à flexão do flange do pilar e da chapa de topo (figura 3.22) seja calculada a partir da resistência de perfis “T” equivalentes. A análise dos modelos de colapso apresentados demonstra que estes são baseados no modelo de dimensionamento de ligações “T-stub” analisado anteriormente, proposto por Zoetemeijer e deBack (1972).

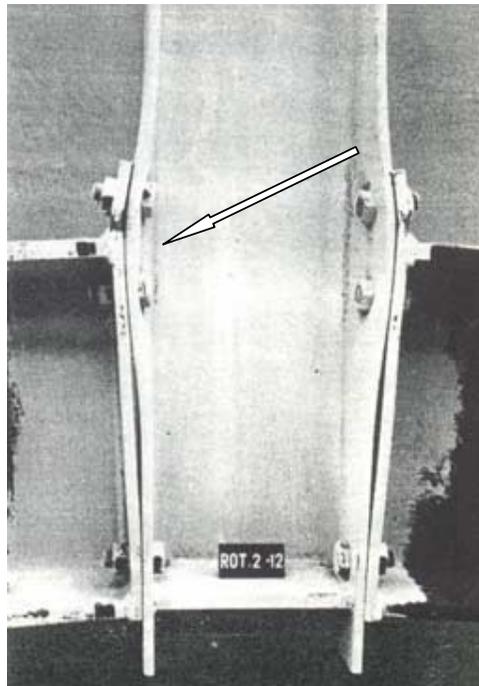


Figura 3. 22 – Flexão da chapa de topo e do flange do pilar

A análise da resistência do flange do pilar e da chapa de topo, segundo as recomendações do Anexo J do EUROCODE 3 (1993) representa um dos aspectos mais importantes do método, pois insere o conceito de perfil “T” equivalente (figuras 3.23 e 3.24) com comprimento efetivo determinado a partir das diferentes configurações de charneiras plásticas.

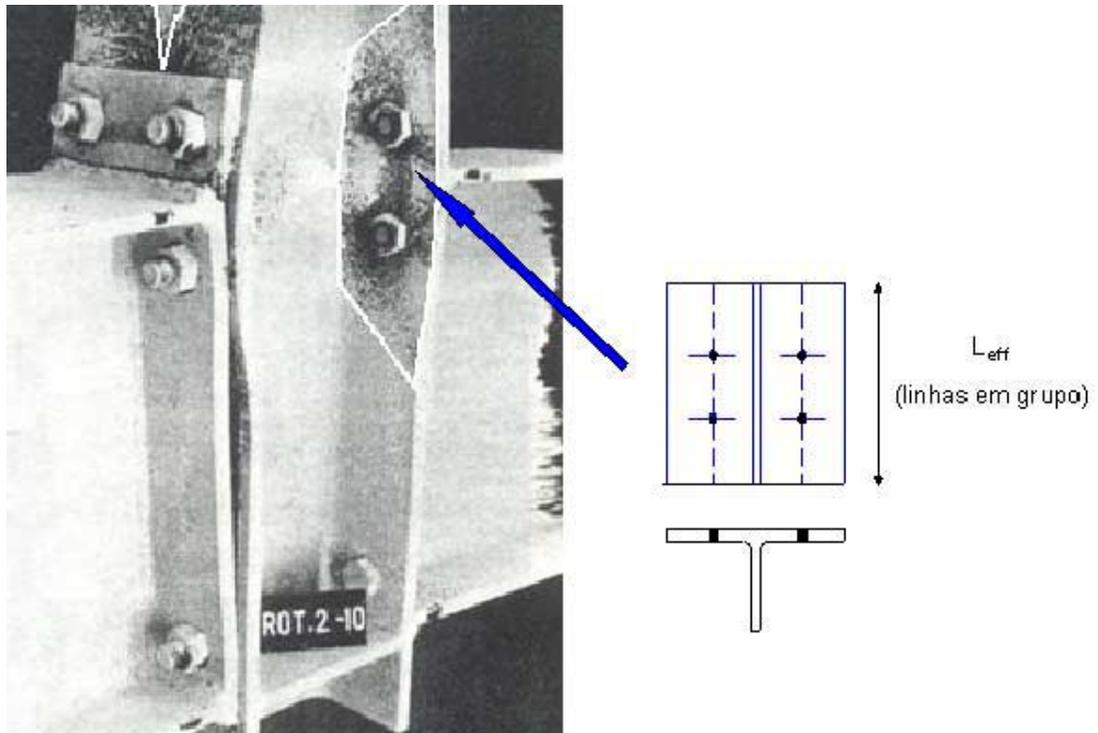


Figura 3. 23 – Configuração de charneira plástica no flange do pilar e perfil “T” equivalente

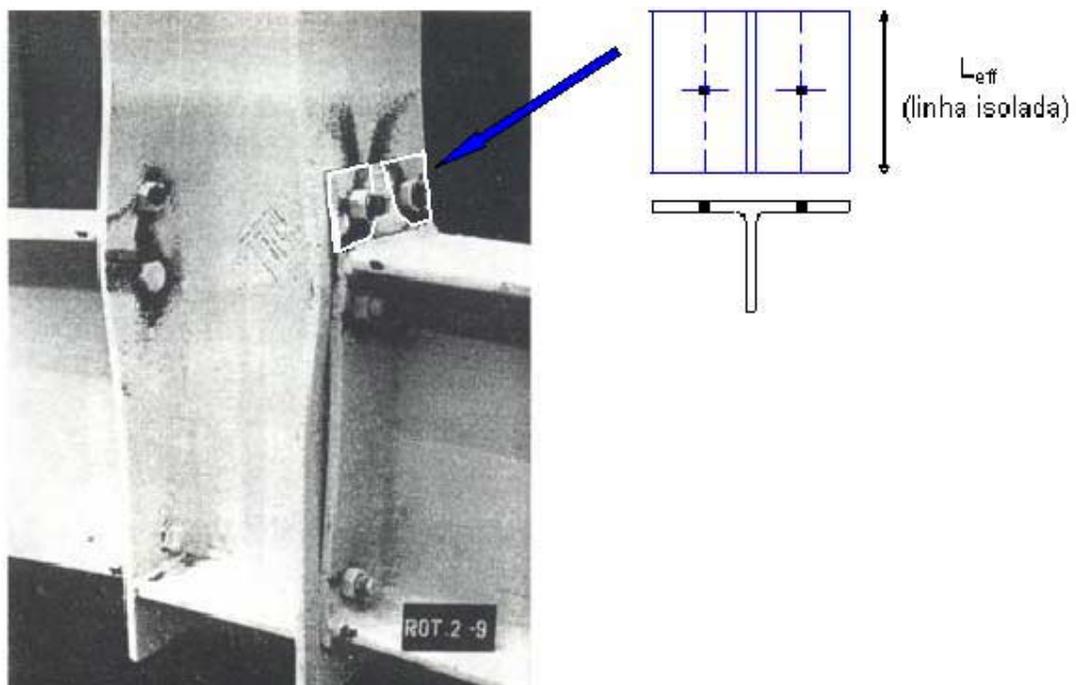


Figura 3. 24 - Configuração de charneira plástica na extensão da chapa de topo e perfil “T” equivalente

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

David Brown (1996) ressalta que não há relação direta entre o comprimento real da charneira plástica e o comprimento efetivo do perfil “T” e que as configurações de charneiras plásticas, no qual baseiam-se as fórmulas para o cálculo do comprimento efetivo dos perfis “T” equivalentes, foram observadas experimentalmente.

Ainda em relação ao conceito de perfis “T” equivalentes, utilizados na determinação da capacidade resistente das linhas de parafusos, mais especificamente com relação aos comprimentos efetivos de tais perfis “T” previstos pelo Anexo J do EUROCODE 3 (1993), o BCSA/SCI (1996), em seu apêndice II, estabelece algumas observações a respeito das configurações de charneiras plásticas adotadas pelo Anexo J do EUROCODE 3 (1993).

A citada publicação ressalta que existem diversos aspectos insatisfatórios na maneira como são calculados esses comprimentos efetivos. Segundo tal publicação a configuração de charneira plástica circular, claramente, não admite a presença de forças de alavanca e não possibilita comparação com a teoria de ligações “T-stub”, da qual originaram-se as expressões para os modos de colapso 1 e 2 e que teria sido mais simples e, menos confuso, considerar-se esta configuração de charneira plástica como um modo de colapso distinto dos modos 1 e 2.

Outro aspecto insatisfatório diz respeito à determinação do comprimento efetivo de linhas de parafusos adjacentes a enrijecedores, as quais dependem, diretamente, de fatores geométricos caracterizados por um fator α que, segundo o BCSA/SCI (1993), é artificialmente limitado a 2π .

Segundo a publicação citada acima, existem também algumas configurações de charneiras plásticas que foram desconsideradas pelo Anexo J. Desta maneira o BCSA/SCI (1996) apresenta tabelas contendo as diversas configurações de charneiras plásticas e seus respectivos comprimentos equivalentes. Estas tabelas são apresentadas no capítulo 4 e adotadas neste trabalho como componentes da metodologia de dimensionamento.

O Anexo J do EUROCODE 3 (1993) item J.3.4.1.(3), baseado em pesquisas de Munter e Zoetemeijer (1984), prescreve um fator de redução no momento de

plastificação (M_p) do perfil “T” equivalente para o flange do pilar, de modo a considerar um decréscimo na resistência, quando a tensão normal no flange, originária das cargas axiais e de flexão do pilar, excede determinados limites.

A partir da suspeita de que, devido às consideráveis deformações do flange do pilar, as tensões axiais poderiam influir adversamente na resistência da zona tracionada, Munter e Zoetemeijer (1984), objetivando investigar esta influência, executaram ensaios com intuito de obter fatores que indicassem a magnitude desta influência. Concluem que, em situações onde o nível de tensões axiais no flange do pilar é maior que 70% da tensão de escoamento do material, há um decréscimo na resistência à tração do flange do pilar.

No entanto o SCI/BSCA (1996) desconsidera esta redução, justificando que seus efeitos são secundários, considerando desnecessária a sua aplicabilidade.

3.3.1.2 Forças de Alavanca

A avaliação das forças de alavanca, certamente presentes no desenvolvimento do mecanismo resistente das ligações com chapa de topo, tem sido uma grande dificuldade na avaliação da resistência deste tipo de ligação, pois seu valor depende diretamente da geometria da ligação, podendo variar de 0% a 40% da força no parafuso.

Ribeiro (1998) faz a avaliação de vários modelos, que apresentam diferentes abordagens para as forças de alavanca. Para propósitos de dimensionamento o SCI/BCSA (1996), seguindo o BS 5950 (1990), considera que as forças de alavanca representam 20% das forças nos parafusos.

Packer e Morris (1979) também basearam seus estudos na hipótese de similaridade do comportamento das ligações com chapa de topo com o das ligações com perfis “T”, contudo, os citados autores recomendam um acréscimo de 33% na força a ser resistida por parafuso a fim de considerar-se as forças de alavanca.

A teoria de “T-stub” apresentada por Zoetemeijer e deBack (1972), no qual baseia-se o modelo de dimensionamento apresentado pelo Anexo J do EUROCODE 3, possibilita a avaliação do momento resistente de ligações com chapa de topo sem que, necessariamente, tenha-se que determinar explicitamente as forças de alavanca Q , estando estas implícitas nas equações (III.6, III.13), como apresentado em 3.1.

3.3.1.3 Resistência dos Parafusos à Tração

A determinação da capacidade resistente à tração dos parafusos (F_p), representa um ponto de extrema importância na determinação da capacidade resistente à tração das linhas de parafusos (F_t), pois esta, como observa-se nas equações (III.6) e (III.15) depende diretamente da capacidade resistente à tração dos parafusos para os modos 2 e 3. Desta maneira, é estratégica a avaliação da capacidade resistente à tração dos parafusos (F_p), dentro de critérios isentos de incertezas, buscando utilizar ao máximo o seu potencial resistente.

Segundo Abdul Malik do Steel Construction Institute, que gentilmente contribuiu com este trabalho respondendo, todas as dúvidas que surgiram ao longo da pesquisa, as forças de alavanca já são consideradas implicitamente nos mecanismos de colapso, portanto é logicamente possível omitir a redução devido à presença de forças de alavanca, na determinação da capacidade resistente dos parafusos.

3.3.1.4 Resistência à Tração da Alma da Viga e do Pilar

O Anexo J do EUROCODE 3, item J.3.4.6.(2), estabelece que o comprimento resistente para a verificação do escoamento da alma tracionada da viga e do pilar (figura 3.25), deve ser baseado no mesmo comprimento efetivo (L_{eff}) dos perfis “T” equivalentes utilizados para a determinação da resistência à tração do flange do pilar e da chapa de topo.

O SCI/BCSA (1996) substituiu esta verificação pelo cálculo do comprimento efetivo resistente da alma da viga e do pilar, baseado no espraçamento máximo de 60° das tensões, partindo-se dos parafusos em direção ao plano médio da alma da viga e do pilar, justificando que a distância do centro dos parafusos à borda, exerce uma importante influência no comprimento efetivo dos “perfis T” equivalentes, mas pode ser secundária no comportamento da alma do pilar e da viga à tração.

Esta recomendação parece ser coerente e em concordância com o exposto em 3.1.2.1, onde mostrou-se que o comprimento efetivo do perfil “T” representando o flange do pilar depende intimamente do valor da força de alavanca, possibilitando afirmar-se que o comprimento efetivo está diretamente ligado à rigidez do flange do perfil.

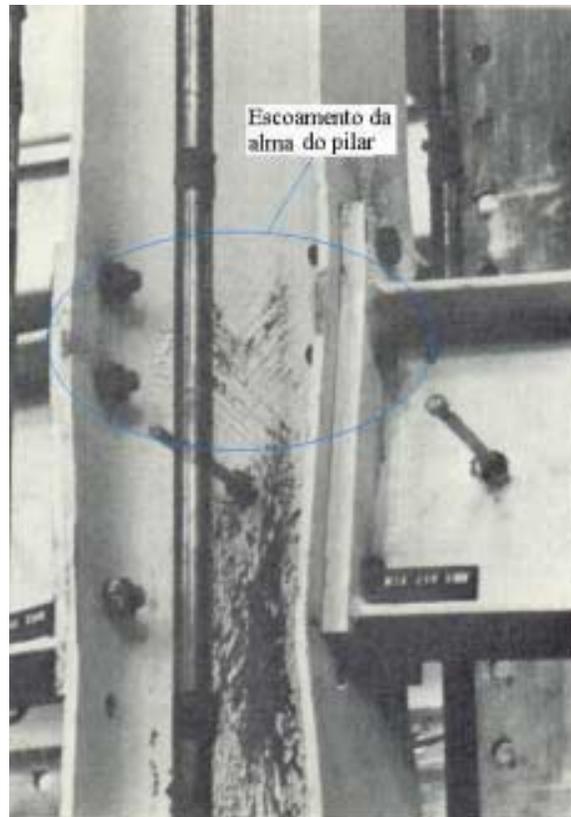


Figura 3.25 – Estado limite determinado pelo escoamento da alma do pilar.

3.3.1.5 Distribuição Plástica das Forças

Com o intuito de controlar a distribuição plástica das forças, o Anexo J do EUROCODE 3 (1993) procedimento J.3.1(4) limita a força de qualquer linha de parafusos a 1,8 vezes a capacidade última dos parafusos F_p , exceto para o caso de ligação completamente resistente. A partir desta recomendação, o EUROCODE 3 (1993) objetiva limitar a espessura da chapa de topo e do flange do pilar em relação a resistência dos parafusos, procurando-se evitar situações onde os parafusos externos entram em colapso antes que os parafusos internos desenvolvam completamente sua contribuição à distribuição plástica das forças, o que representa um impasse para muitas, se não todas as ligações práticas, segundo o SCI/BCSA (1996).

A referida publicação, com o mesmo objetivo, impõe a distribuição triangular das forças onde a espessura, tanto do flange do pilar quanto da chapa de topo, são maiores que espessuras limites, cujas fórmulas são baseadas na pesquisa de Horne e Morris (1981).

Os citados autores, avaliando experimentalmente o comportamento de diversas configurações de ligações com chapa de topo, concluem que obtém-se um comportamento ideal da ligação admitindo-se espessura da chapa de topo como:

$$t_p = \sqrt{\frac{F_t \cdot m}{p_{yb} \cdot B}} \quad \text{III.33}$$

Onde:

F_t = força de tração transmitida pela mesa da viga;

p_{yb} = tensão de escoamento do material;

B = largura da chapa de topo;

m = distância do centro dos parafusos a mesa da viga.

3.3.1.6 Efeitos da Protensão e da Geometria dos Parafusos na Resistência à Tração

Jaspart e Maquoi (1995) consideram que refinamentos podem ser introduzidos no modelo de perfis “T” (“T-stub”), adotado pelo Anexo J do EUROCODE 3, com o intuito de aprimorar a resistência à tração fornecida quando ocorre o modo de colapso 1. Segundo os citados autores, estas alterações não influem significativamente nos resultados para os modos 2 e 3.

O modelo original de Zoetemeijer e deBack (1972) considera as forças nos parafusos como cargas pontuais, desconsiderando a eventual influência do tamanho dos parafusos e arruelas e o eventual grau de protensão no qual podem estar submetidos os parafusos. Jaspart e Maquoi (1995) afirmam que tal consideração, na prática, confirma-se apenas em situações onde os parafusos e arruelas possuem rigidez considerável, forçando o desenvolvimento das linhas de escoamento na extremidade dos parafusos ou arruelas (figura 3.26), onde consideram-se aplicadas as forças.

Os citados autores ainda afirmam que nenhuma das considerações acima está em completo acordo com observações experimentais, as quais demonstram um comportamento fortemente influenciado pela rigidez dos parafusos e pelo nível de protensão aplicado.

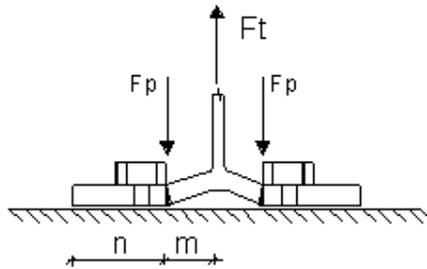


Figura 3. 26 – Influência da rigidez dos parafusos

Propõem então, uma alteração na equação III.6, com o objetivo de considerar-se a influência do tamanho dos parafusos no comportamento do mecanismo. Para isso, consideram que a força exercida pelos parafusos sobre o flange F_p é uniformemente distribuída, assumindo por questões de simplificação, que a resultante é substituída por duas forças equivalentes, aplicadas a uma distância $e = 0.25d$ do eixo dos parafusos (figura 3.27).

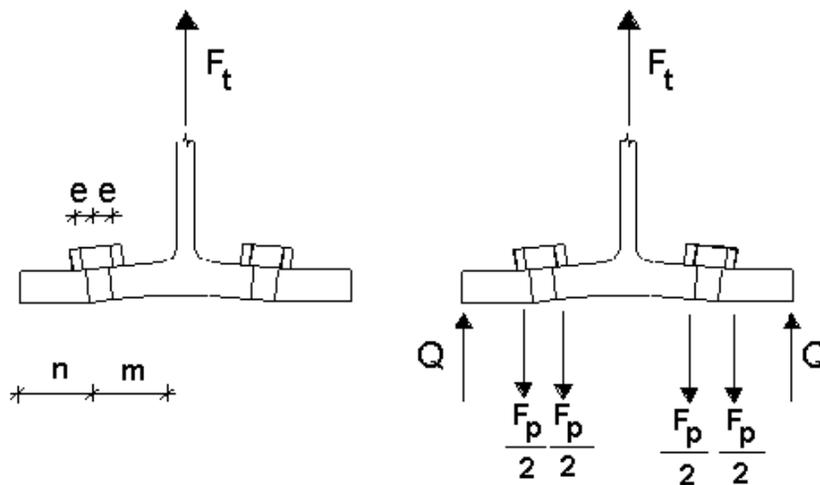


Figura 3. 27 - Modelo de Jaspart e Maquoi (1995).

Analisando-se um lado da ligação e considerando-se o equilíbrio vertical (III.34 e III.35) e a formação de uma rótula plástica na linha de parafusos (III.36), têm-se:

$$Q - F_p + \frac{F_t}{2} = 0 \quad \text{III.34}$$

$$F_p = \frac{F_t + 2Q}{2} \quad \text{III.35}$$

$$Q \cdot n - \frac{F_p}{2} \cdot e = M_p \quad \text{III.36}$$

Substituindo-se III.35 em III.36, tem-se:

$$Q \cdot n - \left(\frac{F_t + 2Q}{4} \right) \cdot e = M_p \quad \text{III.37}$$

$$Q = \frac{4M_p + F_t \cdot e}{4n - 2e} \quad \text{III.38}$$

Estabelecendo-se o equilíbrio de momentos em relação à linha de parafusos, vem:

$$\frac{F_t}{2} \cdot m - Q \cdot n = M_p \quad \text{III.39}$$

Substituindo-se III.38 em III.39, obtém-se:

$$F_t \cdot m - 2 \cdot \left(\frac{4M_p + F_t \cdot e}{4n - 2e} \right) \cdot n = 2M_p \quad \text{III.40}$$

$$F_t = \frac{(8n - 2e)M_p}{[2mn - e(m + n)]} \quad \text{III.41}$$

Jaspart e Maquoi (1995) ressaltam que a equação III.41 é uma adaptação da equação para o modo 1, pois desconsiderando-se o fator “e” obtém-se a equação III.6.

3.3.1.7 Dimensionamento das Soldas

Com relação ao dimensionamento das soldas entre a mesa da viga e a chapa de topo, o Anexo J do EUROCODE 3, item J.3.4.4.(6), recomenda que estas devem possuir suficiente capacidade de deformação, devendo ser dimensionadas para resistir aos efeitos de um momento fletor na ligação igual ao momento de plastificação da viga ou γ vezes o momento resistente da ligação $M_{j,Rd}$ ($\gamma=1,4$ para estruturas indeslocáveis e $\gamma=1,7$ para estruturas deslocáveis).

Zoetemeijer (1990) justifica que o aumento das deformações implica aumento das forças na região da mesa tracionada, pois desenvolvem-se forças de membrana a partir da deformação dos componentes de placa (figura 3.28), devendo as soldas estar aptas à transmitir este incremento de solicitação.



Figura 3. 28 – Desenvolvimento das forças de membrana.

Segundo o citado autor, a comparação das curvas momento x rotação de ligações com chapa de topo, obtidas experimentalmente, com o diagrama momento rotação de vigas em estruturas indeslocáveis tem mostrado que as mesmas interceptam-se para um valor de momento fletor igual a 1,4 vezes o momento resistente da ligação.

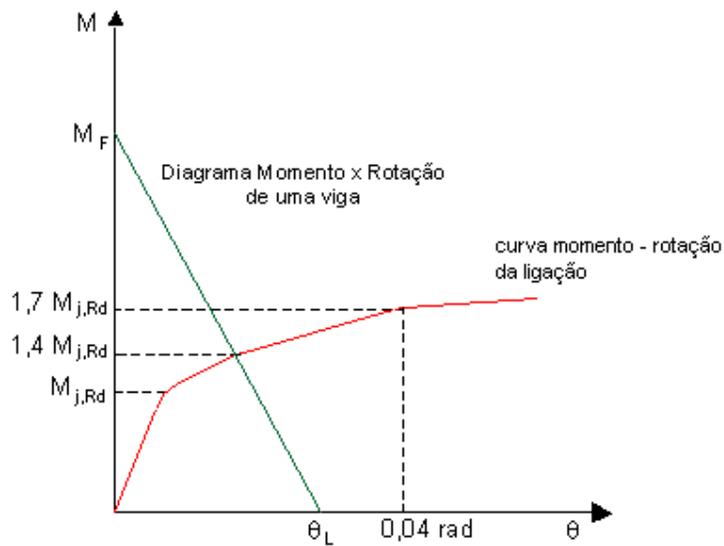


Figura 3. 29 – Comparação da curva momento x rotação da ligação com a curva momento x rotação de uma viga – Zoetemeijer (1990)

Para estruturas deslocáveis, a análise do seu comportamento, possibilitou concluir que a capacidade rotacional não necessita ser maior que 0,04 rad, valor este que tem correspondido a um momento fletor igual a 1,7 vezes o momento resistente (figura 3.29).

O SCI/BCSA (1996) considera que, no estado limite último, a mesa tracionada da viga tende a atrair maior parcela de força que os parafusos adjacentes, e por esta razão, deve-se tomar as precauções necessárias para que a solda entre a mesa tracionada e a chapa de topo, não constitua um elemento determinante ao dimensionamento. Evita-se assim, que o estado limite último da ligação seja caracterizada, por exemplo, pela ruptura da seção efetiva da solda (figura 3.30).



Figura 3. 30 – Ruptura da solda entre a mesa tracionada e a chapa de topo

A referida publicação estabelece que uma solução simples e segura é obtida atendendo-se às seguintes especificações no dimensionamento da solda entre a mesa da viga e a chapa de topo:

- um par de filete de soldas cuja a soma das gargantas efetivas seja igual a espessura da mesa da viga;
- solda de entalhe de penetração total.

Para a solda da mesa da viga comprimida/chapa de topo, o SCI/BCSA (1996) admite ser suficiente um par de soldas de filete de 8mm. Para vigas mais leves, com espessura de mesa igual ou inferior a 12mm, a referida publicação considera suficiente um par soldas de filetes de 6mm .

O SCI/BCSA (1996) recomenda ainda que o dimensionamento da solda alma da viga/chapa de topo na zona tracionada deve seguir a mesma especificação estabelecida para a solda entre a mesa tracionada da viga e a chapa de topo, enquanto a solda entre a alma da viga e a chapa de topo contida na zona de cisalhamento deve ser dimensionada para suportar o esforço cortante vertical atuante na ligação, recomendação esta também feita pelo ECSC (1997).

Ainda com relação à solda da alma da viga com a chapa de topo, a NBR 8800 (1986), item 7.1.3.4, estabelece que esta deve ser dimensionada para resistir a uma sollicitação de cálculo, obtida com base na relação entre a espessura da alma da viga e a espessura efetiva da solda, caso esta contribua na transmissão das sollicitações perpendiculares ao flange do pilar.

Com relação às soldas de composição do pilar, nenhuma das publicações estrangeiras citadas estabelece qualquer tipo de recomendação, uma vez que são direcionadas ao dimensionamento de estruturas com a utilização de perfis laminados.

No entanto, é de extrema importância para a eficiência da ligação, que a solda entre a alma e o flange do pilar (solda de composição do pilar) seja eficiente, transmitindo as tensões atuantes, do flange para a alma do pilar. Assim, é necessário o estabelecimento de critérios de verificação para esta solda, principalmente no que se refere ao alto valor das tensões introduzidas localmente pelo mecanismo resistente da ligação.

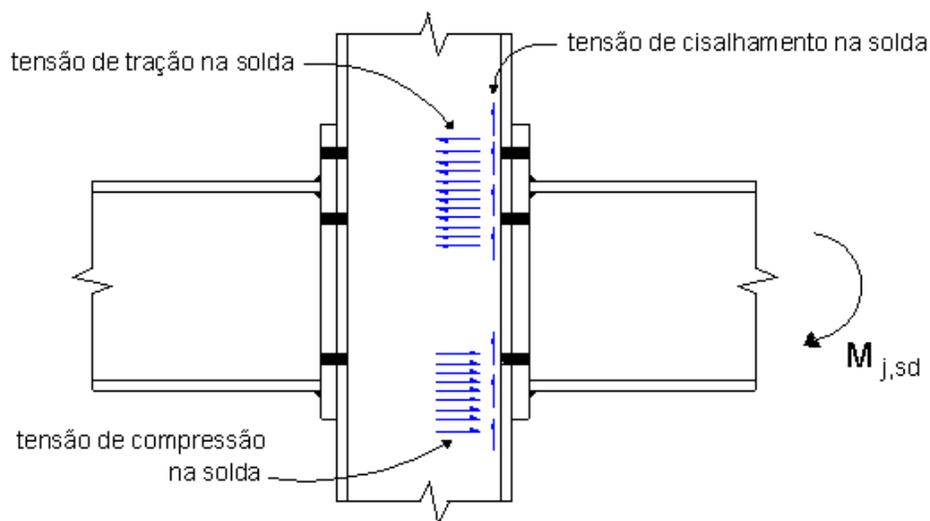


Figura 3. 31 – Tensões atuantes na solda de composição dos pilares de perfis soldados

A NBR 8800 (1986), item 7.1.3.4, estabelece que, para pilares de perfis soldados, as soldas de composição entre a alma e os flanges devem ser verificadas considerando-se a interação entre as tensões de cisalhamento geradas pelas forças cortantes (força cortante de cálculo no pilar e as introduzidas pelas mesas da viga), e as tensões locais de tração e compressão na solda, gerada pelas cargas transversais introduzidas pelas mesas da viga (figura 3.31).

O citado item estabelece que as tensões de cálculo de tração e compressão na solda de composição devem ser determinadas considerando-se:

- na região adjacente à mesa comprimida: a força de compressão transmitida pela mesa comprimida atuando num comprimento igual a $(t_b + 5k)$, como ilustrado na figura 3.32;

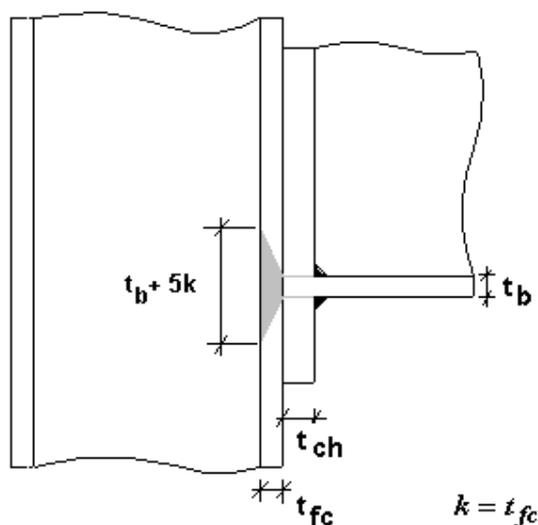


Figura 3. 32 – Espraio das tensões na região comprimida – NBR 8800

- na região adjacente à mesa tracionada, a força de tração transmitida pela mesa da viga atuando num comprimento que deve ser determinado a partir de análise.

3.3.2 Resistência da Zona Comprimida

A resistência da zona comprimida, segundo o Anexo J do EUROCODE 3, é determinada pelo estado limite último de esmagamento da alma do pilar, considerando-

se o comprimento resistente ao esmagamento b_1 , definido pelo item 4.5.1.3 do BS 5950 (1990), como aquele que não sofre apreciável deformação por flexão.

O cálculo para a obtenção da resistência ao esmagamento da alma do pilar $F_{c,Rd}$ (III.44) apresentado pelo Anexo J do EUROCODE 3, é semelhante à verificação do BS 5950 (1990), item 4.5.3, que considera o comprimento efetivo resistente obtido a partir de uma dispersão das tensões de 45° pela chapa de topo b_1 (III.42), e na dispersão de 1 : 2,5 das tensões pelo flange do pilar n_2 (III.43) (figura 3.33).

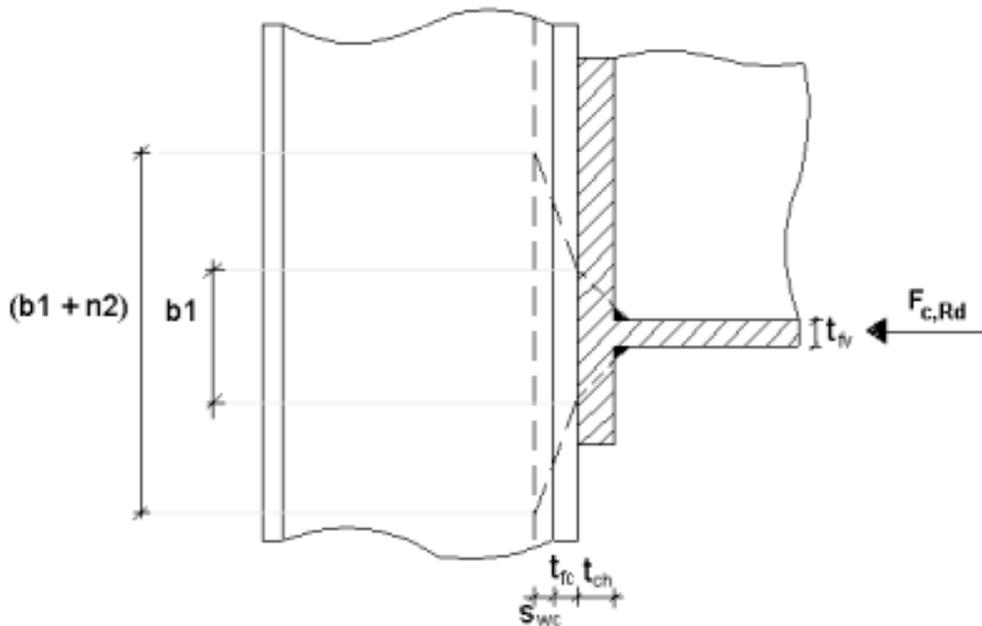


Figura 3.33 – Dispersão das tensões de compressão transmitidas pela mesa da viga (Anexo J – EUROCODE 3)

$$b_1 = t_{fv} + 2 \cdot s_{wf} + 2 \cdot t_{ch} \quad \text{III.42}$$

$$n_2 = 2,5 \cdot 2 \cdot t_{fc} + 2,5 \cdot 2 \cdot s_{wc} \quad \text{III.43}$$

$$F_{c,Rd} = \frac{(b_1 + n_2) \cdot t_{wc} \cdot f_{yc}}{\gamma_{MO}} \quad \text{III.44}$$

onde:

(b_1+n_2) = largura efetiva resistente ao esmagamento;

t_{wc} = espessura da alma do pilar;

f_{yc} = tensão de escoamento;

γ_{M0} = coeficiente de segurança parcial para o aço – (“partial safety factor for steel – EUROCODE 3”) = 1,1.

O Anexo J do EUROCODE 3 não apresenta nenhuma verificação à flambagem local da alma do pilar (figura 3.34), apenas recomenda a sua verificação segundo o item 5.7.5 do EUROCODE 3 (1993), omitindo qualquer verificação quanto à resistência à compressão da mesa da viga.

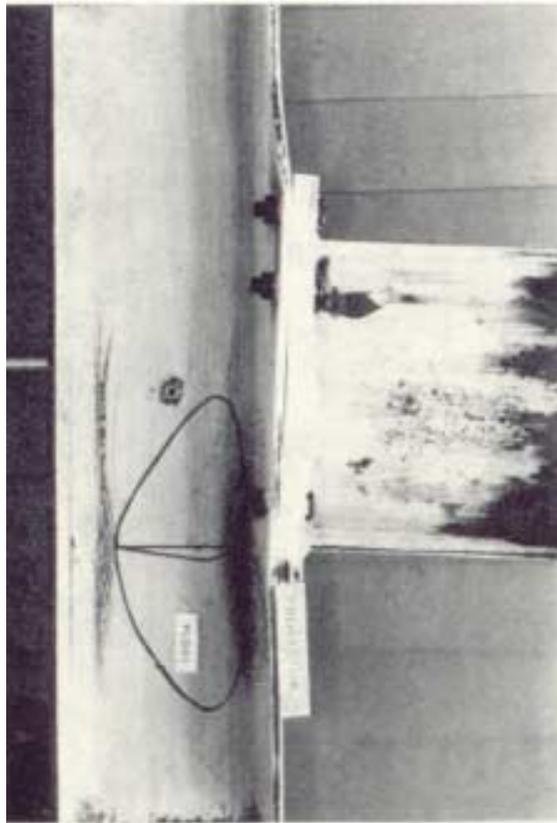


Figura 3. 34 - Colapso por flambagem local da alma

O item 5.7.5 do EUROCODE 3 (1993) estabelece que a resistência à flambagem local da alma $R_{w,Rd}$ (III.45), de seções I , H e U deve ser determinada, considerando-se a alma como um elemento comprimido de largura efetiva $b_{eff} = (n_1^2 + b_1^2)^{0,5}$ (figura 3.35), a qual deve ser determinada como proposto em seu item 5.5.1, considerando-se a curva de flambagem “c” e $\beta_A = 1$.

$$R_{w,Rd} = \frac{\chi \cdot \beta_A \cdot A \cdot f_y}{\gamma_{M1}} \quad \text{III.45}$$

onde:

β_A = coeficiente redutor que considera a flambagem local = A_{eff} / A ;

A = área da seção transversal = $b_{eff} \cdot t_{wc}$;

γ_{M1} = coeficiente de segurança parcial para a seção transversal = 1,1;

n_1 = comprimento obtido da consideração de uma dispersão de 45° das tensões, partindo do flange do pilar em direção ao seu eixo central.

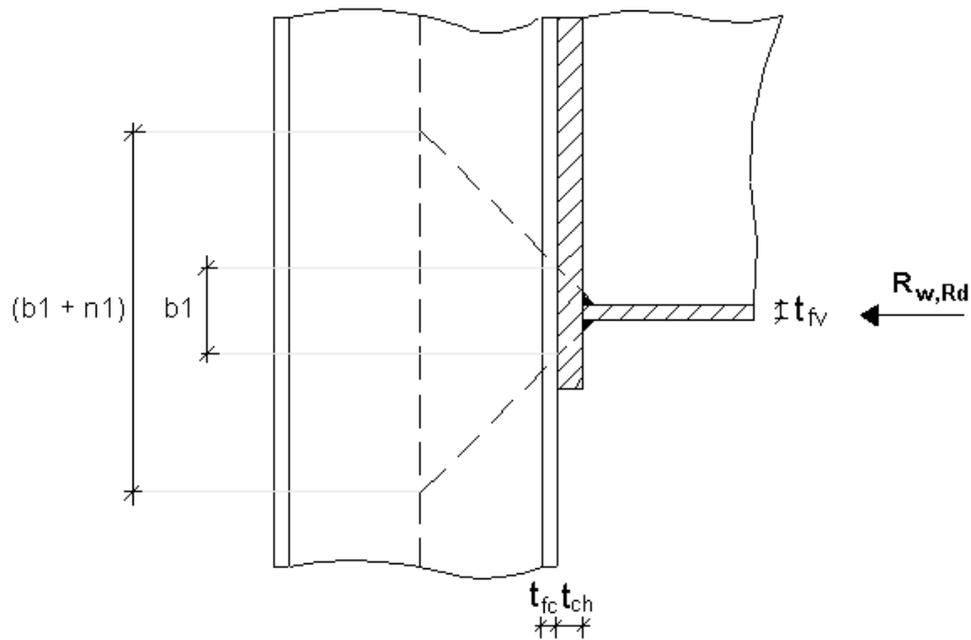


Figura 3.35 – Modelo para determinação da resistência à flambagem da alma do pilar (Anexo J - EUROCODE 3)

O coeficiente redutor χ , considera a flambagem por flexão e é determinado como proposto no item 5.5.1 do EUROCODE 3 (1993), apresentado seguir:

$$\lambda = \frac{d}{r} \quad \text{III.46}$$

$$\lambda_1 = \pi \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad \text{III.47}$$

$$\bar{\lambda} = \frac{\lambda}{\lambda_1} \cdot \sqrt{\beta_A} \quad \text{III.48}$$

$$\phi = 0,5 \left[1 + \alpha \left(\bar{\lambda} - 0,2 \right) + \bar{\lambda}^2 \right] \quad \text{III.49}$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + \left[\phi^2 - \bar{\lambda}^2 \right]^{0,5}} \leq 1,0 \quad \text{III.50}$$

onde:

λ = índice de esbeltez do elemento;

d = altura livre entre os flanges do pilar;

r = raio de giração em relação ao eixo de flexão;

λ_1 = índice de esbeltez para $\sigma_{cr} = f_y$;

α = fator de imperfeição = 0,49.

Bose, Youngson e Wang (1996) avaliam resultados experimentais (figura 3.36) realizados na Universidade de Abertay Dundee, comparando-os com resultados analíticos obtidos segundo as recomendações do Anexo J do EUROCODE 3. Concluem que é muito freqüente o colapso da região comprimida pela falha devido à flambagem local da alma do pilar (figura 3.37), recomendando a sua verificação como um componente imprescindível ao dimensionamento de ligações com chapa de topo.

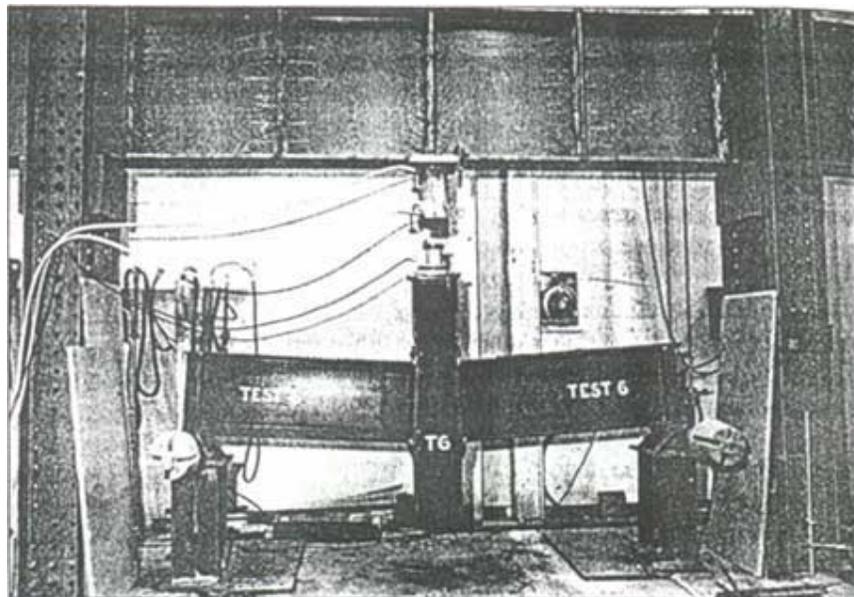


Figura 3. 36 - Ensaio com ligação viga-coluna com chapa de topo - Bose, Youngson e Wang (1996).

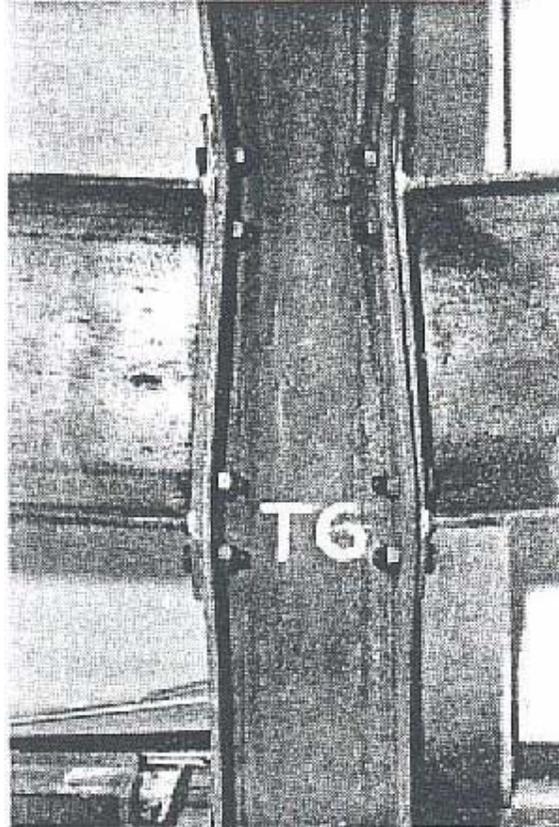


Figura 3. 37 – Flambagem da alma do pilar em ensaio com ligação com chapa de topo - Bose, Youngson e Wang (1996).

O SCI/BCSA (1996) apresenta uma verificação para flambagem local da alma do pilar (III.52), baseada na recomendação do BS 5950 (1990), item 4.5.2, que considera o comprimento efetivo resistente à flambagem b_{eff} , como a soma do comprimento resistente ao esmagamento b_1 (III.42) e o comprimento obtido da consideração de uma dispersão de 45° das tensões, partindo-se do flange do pilar em direção ao seu eixo central n_1 (III.51).

$$n_1 = h_c \quad \text{III.51}$$

$$P_c = (b_1 + n_1) \cdot t_{wc} \cdot p_c \quad \text{III.52}$$

O BS 5950 (1990) define p_c (III.53) como a tensão resistente à flambagem local, apresentando em seu apêndice C as expressões para sua determinação.

$$p_c = \frac{p_e \cdot p_y}{\phi + (\phi^2 - p_e p_y)^{1/2}} \quad \text{III.53}$$

$$\phi = \frac{p_y + (\eta + 1) \cdot p_e}{2} \quad \text{III.54}$$

$$p_e = \frac{\Pi^2 E}{\lambda^2} \quad \text{III.55}$$

$$\lambda = \frac{2,5d}{t} \quad \text{III.56}$$

$$\lambda_0 = 0,2 \cdot \sqrt{\frac{\Pi^2 \cdot E}{p_y}} \quad \text{III.57}$$

$$\eta = 0,0055(\lambda - \lambda_0) \quad \text{III.58}$$

onde:

p_y = tensão resistente de cálculo para o aço (“design strength” – BS 5950);

p_e = tensão crítica – flambagem de Euler;

λ = índice de esbeltez ;

λ_0 = esbeltez adimensional;

η = fator de “Perry”;

h_c = altura da seção transversal do pilar;

t = espessura da alma do pilar;

E = módulo de elasticidade longitudinal.

Bose, Youngson e Wang (1996) fazem um estudo comparativo das cargas de flambagem da alma de pilares, obtidas em testes de ligações com chapa de topo, com as obtidas pela utilização das recomendações citadas acima e constatam que a previsão do BS 5950 (1990) nem sempre é segura e que o procedimento especificado pelo EUROCODE 3 (1993), item 5.7.5, conduz a resultados satisfatórios quando comparados aos resultados experimentais.

Faella, Pilluso e Rizzano (1996) também reforçam a importância da consideração da flambagem da alma do pilar como um estado limite último da ligação e sugerem que a possível flambagem local pode ser checada por meio da fórmula de Winter (III.59).

$$\frac{b_e}{b_{eff}} = \frac{1}{\lambda_p} \cdot \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_p} \right) \quad \text{III.59}$$

O ECSC (1997), em seu volume 2, apresenta um procedimento de cálculo para ligações com chapa de topo baseado na metodologia apresentada pelo Anexo J do EUROCODE 3 (1993), onde a verificação da compressão da alma do pilar também é baseada no conceito de “largura efetiva”, como apresentado a seguir:

$$\bar{\lambda}_{wc} = 0,932 \cdot \sqrt{\frac{(b_1 + n_2) \cdot d_c \cdot f_y}{E \cdot t_{wc}^2}} \quad \text{III.60}$$

$$\frac{b_{eff}}{(b_1 + n_2)} = \frac{1}{\bar{\lambda}_{wc}} \cdot \left(1 - \frac{0,22}{\bar{\lambda}_{wc}} \right) \quad \text{para } \bar{\lambda}_{wc} > 0,673 \quad \text{III.61}$$

$$\frac{b_{eff}}{(b_1 + n_2)} = 1 \quad \text{para } \bar{\lambda}_{wc} \leq 0,673 \quad \text{III.62}$$

Desta maneira, a resistência à compressão da alma do pilar, segundo o ECSC (1997), é dada por:

$$P_{wc} = \frac{k_{wc} \cdot \rho_c \cdot b_{eff} \cdot t_{wc} \cdot f_{ywc}}{\gamma_{Mo}} \quad \text{III.63}$$

onde:

k_{wc} = coeficiente redutor que considera os efeitos desfavoráveis à resistência, causados pelas tensões longitudinais de compressão provenientes do esforço normal e momento fletor que solicitam o pilar;

ρ_c = coeficiente redutor que considera os efeitos desfavoráveis à resistência, causados pelas tensões de cisalhamento na alma do pilar geradas pela força cortante.

Dentro do contexto, é importante ressaltar que o EUROCODE 3 em sua próxima revisão certamente vai incorporar à sua metodologia de dimensionamento, uma verificação específica quanto à flambagem local da alma também baseada no conceito de largura efetiva, aprimorando a metodologia de dimensionamento da atual versão do Anexo J do EUROCODE 3 (1993) pois, atualmente, em fase de avaliação, há uma versão preliminar do EUROCODE 3 – Part 1.8: Design of joints (Draft N° 1 – 2000) que trata exclusivamente do dimensionamento de ligações em estruturas de aço.

A NBR 8800 (1986) item 7.1.3.1, recomenda a verificação da alma de pilares “I” ou “H”, quando as vigas são ligadas rigidamente ao flange do pilar por meio de

soldas ou por meio de parafusos e chapa de topo, definindo B_r , resistência da alma não enrijecida, como o menor valor obtido pelas seguintes equações:

$$\phi \cdot t_w \cdot (t_b + 5k) \cdot f_{yc} \quad \text{III.64}$$

$$22 \cdot \phi \cdot t_w^3 \cdot \frac{\sqrt{E \cdot f_{yc}}}{h} \quad \text{III.65}$$

onde k é a espessura do flange do pilar se este for perfil soldado, ou a espessura do flange mais o raio de concordância, se utilizado perfil laminado. Analisando-se a expressão (III.64) é possível constatar algumas similaridades com a expressão (III.43) como a mesma dispersão de 1: 2,5 das tensões pelo flange do pilar.

Com relação a resistência à compressão da mesa da viga, o SCI/BCSA (1996) apresenta uma verificação que permite que as tensões de compressão na mesa da viga excedam em 40% a tensão de escoamento, incremento este justificado por efeitos localizados como o encruamento do material e a dispersão das tensões através da alma da viga, onde cada um dos quais, para os perfis da série UB, é da ordem de 20%.

O ECSC (1997), em seu volume 2, apresenta uma expressão para a determinação da resistência da mesa da viga (III.66), baseada no momento resistente de cálculo da viga $M_{c,Rd}$.

$$P_{fv} = \frac{M_{c,Rd}}{h_v - t_{fv}} \quad \text{III.66}$$

3.3.3 Resistência da Zona de Cisalhamento

Com relação à resistência do painel da alma do pilar ao cisalhamento, o Anexo J do EUROCODE 3 (1993) apresenta uma verificação para a resistência plástica ao cisalhamento baseada no critério de Von Mises e apenas recomenda, em seu item J.3.6.1.(2), que a flambagem por cisalhamento seja verificada segundo o item 5.4.6.(7) do EUROCODE 3 (1993) que trata da resistência da seção ao esforço cortante.

No entanto, nenhuma das publicações já citadas anteriormente (BCSA/SCI e ECSC), consideram em seus procedimentos de cálculo que a flambagem da alma do pilar por cisalhamento, constitui um estado limite último de resistência da ligação.

O item 5.4.6.(7) do EUROCODE 3 (1993) estabelece que a resistência à flambagem por cisalhamento deve ser verificada como especificado em seu item 5.6, que trata da resistência à flambagem por cisalhamento, utilizando-se:

$$\frac{d}{t_w} > 69\varepsilon \quad \text{III.67}$$

para alma não enrijecida e

$$\frac{d}{t_w} = 30\varepsilon\sqrt{k_c} \quad \text{III.68}$$

para alma enrijecida,

onde:

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}, \text{ sendo tomado } f_y \text{ em } \frac{N}{mm^2} \quad \text{III.69}$$

$k_c = 5,34$ para almas com enrijecedores nos apoios, sem enrijecedores intermediários;

$k_c = 4 + \frac{5,34}{(a/d)^2}$ para almas com enrijecedores nos apoios e enrijecedores intermediários quando $a/d < 1,0$;

$k_c = 5,34 + \frac{4}{(a/d)^2}$ para almas com enrijecedores nos apoios e enrijecedores intermediários quando $a/d \geq 1,0$;

sendo:

k_c = fator de flambagem por cisalhamento;

a = distância entre os enrijecedores transversais;

d = altura livre da alma entre mesas;

t_w = espessura da alma.

O item 5.6 do EUROCODE 3 (1993) estabelece que a resistência à flambagem por cisalhamento $V_{ba,Rd}$, sem a consideração do campo de tração, é dada por:

$$V_{ba,Rd} = \frac{d \cdot t_w \cdot \tau_{ba}}{\gamma_{Mo}} \quad \text{III.70}$$

onde τ_{ba} é a tensão crítica de flambagem por cisalhamento, determinada por:

$$\tau_{ba} = \frac{f_{yw}}{\sqrt{3}} \quad \text{III.71}$$

quando $\bar{\lambda}_w \leq 0,8$;

$$\tau_{ba} = \left[1 - 0,625 \cdot (\bar{\lambda}_w - 0,8) \right] \cdot \frac{f_{yw}}{\sqrt{3}} \quad \text{III.72}$$

quando $0,8 < \bar{\lambda}_w \leq 1,2$ e III.73

$$\tau_{ba} = \left[\frac{0,9}{\bar{\lambda}_w} \right] \cdot \frac{f_{yw}}{\sqrt{3}} \quad \text{III.74}$$

quando $\bar{\lambda}_w \geq 1,2$ III.75

definindo-se $\bar{\lambda}_w$ como o índice de esbeltez da alma, dado por $\bar{\lambda}_w = \frac{(d/t_w)}{(37,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_c})}$

3.3.4 Resistência ao Esforço Cortante Vertical

O Anexo J, injustificavelmente, não apresenta qualquer tipo de verificação ou recomendação à resistência ao esforço cortante vertical. O corpo principal do EUROCODE 3 (1993), que trata do comportamento dos parafusos tracionados sujeitos ao cisalhamento, apresenta uma fórmula de interação que permite aos parafusos tracionados, contribuir com 28,5% da sua capacidade regular de resistência ao cisalhamento (III.76).

$$\frac{F_s}{P_s} + \frac{F_t}{P_t} \leq 1,285 \quad \text{III.76}$$

onde:

F_s = força cortante que solicita o parafuso;

P_s = resistência do parafuso ao corte;

F_t = força de tração que solicita o parafuso;

P_t = resistência do parafuso à tração;

Uma vez que o EUROCODE 3 (1993) permite a instalação de parafusos de alta resistência sem protensão inicial, o ECSC (1997), recomenda que a força cortante vertical não deve exceder a soma da capacidade resistente ao cisalhamento dos parafusos não situados na zona tracionada, mais 30% da capacidade resistente ao cisalhamento dos parafusos situados na região tracionada.

O SCI/BCSA (1996) apresenta uma condição de resistência baseada na verificação apresentada pelo BS 5950 (1990), item 6.3.6.3, que permite aos parafusos submetidos completamente à tração, contribuir com 40 % de sua capacidade regular de resistência ao cisalhamento (III.77), justificando que esta alteração, em relação ao EUROCODE 3, está associada ao conservadorismo da tensão resistente dos parafusos tracionados apresentada pelo BS 5950 (1990). A citada publicação ressalta que a adoção de tensões resistentes mais elevadas requer a avaliação desta consideração, que pode ser expressa por:

$$\frac{F_s}{P_s} + \frac{F_t}{P_t} \leq 1.40 \quad \text{III.77}$$

A NBR 8800 (1986) assim como a norma americana AISC (1992), admite que os parafusos tracionados contribuam com 25% de sua capacidade resistente ao cisalhamento baseadas na equação de interação indicada a seguir:

$$\frac{T_d}{\theta_t R_{nt}} + \frac{V_d}{\theta_v R_{nv}} = C \quad \text{III.78}$$

onde “C” é uma constante, admitida como sendo igual a 1,25.

Observa-se que as equações de interação III.76 e III.77, são idênticas à curva de interação (III.78), alterando-se apenas a constante “C”.

A capacidade resistente ao cisalhamento de um parafuso, segundo o SCI/BCSA (1996), baseado nas recomendações do BS 5950 (1990), é determinada pela resistência do parafuso à força cortante ou pela pressão de contato no furo.

O BS 5950 (1990) estabelece que a resistência do parafuso à força cortante é dada por:

$$P_s = p_s \cdot A_s \quad \text{III.79}$$

onde p_s e A_s são, respectivamente, a tensão resistente ao cisalhamento e a área da seção efetiva do parafuso.

A área da seção efetiva do parafusos (A_s) segundo o item 6.3 do BS 5950, é determinada a partir de duas considerações distintas: se o plano de corte passa pela rosca, toma-se a área no topo da rosca, caso contrário, toma-se a área da seção bruta do parafuso. A tensão resistente ao cisalhamento p_s é dada pela tabela 32 do BS5950 que considera $p_s = 0,48U_f \leq 0,69Y_f$, onde U_f é tensão última do parafuso e, Y_f a tensão de escoamento do parafuso.

A resistência ao esmagamento (“pressão de contato”), segundo o BS 5950 (1990), é determinada pela resistência ao esmagamento do parafuso ou do furo. A capacidade do parafuso é dada por:

$$P_{bb} = d \cdot t \cdot p_{bb} \quad \text{III.80}$$

onde p_{bb} é a tensão resistente ao esmagamento do parafuso dada por $0,72 (U_f + Y_f)$, sendo d o diâmetro dos parafusos e t a espessura da chapa.

A capacidade resistente do metal do furo é dada por:

$$P_{bs} = d \cdot t \cdot p_{bs} \leq 0,5 \cdot e \cdot t \cdot p_{bs} \quad \text{III.81}$$

onde p_{bs} é a tensão resistente ao esmagamento do material do furo dada por $0,65 \cdot (U_s + Y_s)$, “e” a distância do centro do furo à extremidade, U_s a tensão última do material e Y_s a tensão de escoamento do material.

O BS 5950 (1990) define, em seu item 6.3.6.1, a capacidade resistente à tração de um parafuso como:

$$P_t = p_t \cdot A_t \quad \text{III.82}$$

A tensão resistente a tração p_t , dada pela tabela 32 do BS 5950 (1990), é definida como $0,58U_f \leq 0,83Y_f$.

Neste momento, seria interessante avaliar a justificativa dada pelo BCSA/SCI (1996) ao fato de a mesma adotar a consideração do BS 5950 (1990), que permite a adoção de 40% da capacidade resistente ao cisalhamento para os parafusos tracionados.

A NBR 8800 (1986) considera a capacidade resistente à tração como $\phi_t R_{nt}$, onde $\phi_t = 0,75$ (parafusos de alta resistência) e $R_{nt} = 0,75 \cdot A_p \cdot f_u$, sendo A_p a área

bruta da seção e f_u a tensão última do parafuso, enquanto a capacidade resistente ao cisalhamento é definida como $\phi_v R_{nv}$, onde $\phi_v = 0,65$ (parafusos de alta resistência) e $R_{nv} = 0,42 \cdot A_p \cdot f_u$ (plano de corte passando pela rosca) e $R_{nv} = 0,60 \cdot A_p \cdot f_u$ (plano de corte não passa pela rosca). Assim tem-se a capacidade de resistência à tração e a capacidade resistente ao cisalhamento dos parafusos respectivamente como $\phi_t R_{nt} = 0,5625 \cdot A_p \cdot f_u$ e $\phi_v R_{nv} = 0,273 \cdot A_p \cdot f_u$ (plano de corte passa pela rosca).

Como definido na equação (III.82), a capacidade resistente à tração, segundo o BS 5950, é $P_t = 0,58 \cdot A_r \cdot f_u$. Admitindo-se uma relação mínima de $A_r/A_p = 0,73$, obtém-se $P_t = 0,4234 \cdot A_p \cdot f_u$.

Com relação a capacidade resistente ao cisalhamento como definido na equação (III.79) tem-se $P_s = 0,48 \cdot A_r \cdot f_u$ (plano de corte passa pela rosca) e da mesma maneira considerando uma relação mínima de $A_r/A_p = 0,73$, tem-se $P_s = 0,35 \cdot A_p \cdot f_u$.

Comparando-se as capacidades resistentes obtidas segundo as recomendações do BS 5950 (1990) com aquelas determinadas segundo a NBR 8800 (1996), constata-se realmente a existência de um conservadorismo em relação a tensão resistente dos parafusos tracionados, o que não se verifica em relação aos parafusos sob cisalhamento, validando-se então a justificativa dada pelo BCSCA/SCI (1996).

A equação (III.77), base da verificação da resistência ao esforço cortante vertical segundo o BCSCA/SCI (1996), assume que todos os parafusos da zona tracionada estão completamente solicitados.

A análise possibilita concluir que esta consideração, conservadora, é a mais adequada pois qualquer outra consideração envolveria a quantificação exata das forças de alavanca o que não aparenta ser o mais adequado.

A publicação do ECSC (1997), em seu segundo volume dedicado ao dimensionamento de ligações resistentes ao momento fletor, recomenda que a força cortante vertical deve ser resistida, independentemente, pelos parafusos e pela solda entre a alma da viga e a chapa de topo.

3.3.5 Enrijecimento da Ligação

O anexo J do EUROCODE 3 (1993), item J.3.6.(3), admite que a alma do pilar pode ser enrijecida pela adição de placas suplementares (figura 3.38), obtendo-se

aumento da resistência da alma do pilar à tração, ao cisalhamento e ao esmagamento devido à compressão.

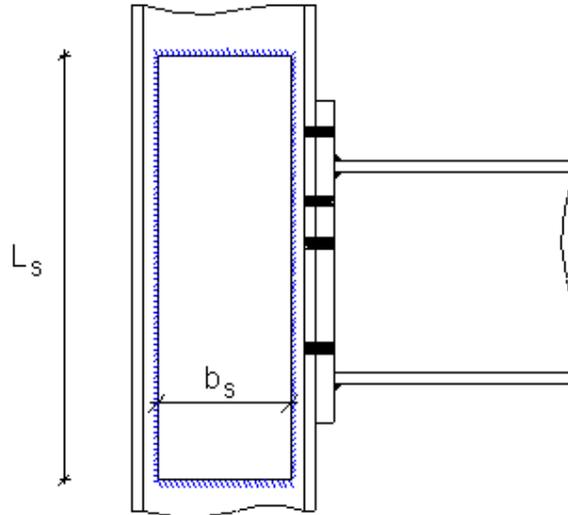


Figura 3. 38 - Enrijecimento da alma do pilar utilizando-se placas suplementares

Os itens J.2.3.2 (4), J.2.4.(1) e J.3.6.(4) do Anexo J do EUROCODE 3 (1993) estabelecem, respectivamente, que:

- a) a capacidade resistente à tração da alma do pilar enrijecida, depende intimamente da garganta efetiva da solda entre a placa suplementar e a alma do pilar, paralela ao seu flange, devendo-se adotar preferencialmente solda de penetração total. Para enrijecimento com placa suplementar em apenas um lado da alma, admite-se uma espessura efetiva de alma resistente à tração $t_{eff} = 1,5t_{wc}$ e para enrijecimento com placas suplementares posicionadas em ambos os lados da alma, admite-se uma espessura efetiva de alma resistente à tração $t_{eff} = 2,0 t_{wc}$. Ressalva apenas é feita à adoção de solda de filete em preferência a solda de penetração onde, para esta situação, admite-se para uma ou duas placas suplementares $t_{eff} = 1,4 t_{wc}$;
- b) A capacidade resistente ao esmagamento da alma do pilar devido à compressão, deve ser calculada considerando-se uma espessura efetiva resistente de alma igual a: $1,5t_{wc}$ quando o enrijecimento é efetuado pela

adoção de apenas uma placa suplementar e $2t_{wc}$ quando adotam-se duas placas suplementares, uma de cada lado da alma;

- c) O cálculo da resistência da alma do pilar ao cisalhamento, deve ser calculado considerando-se a área resistente ao cisalhamento $A_v = d \cdot t_{wc} + b_s \cdot t_{wc}$, ressaltando-se que nenhum incremento adicional deve ser efetuado à área de cisalhamento quando as placas suplementares são dispostas em ambos os lados da alma do pilar.

Em relação à geometria da placa enrijecedora, o Anexo J do EUROCODE 3 (1993) estabelece as seguintes condições:

- o aço utilizado para a placa suplementar deve possuir a mesma tensão de escoamento do aço da alma do pilar;
- a espessura da placa enrijecedora t_s não deve ser menor que a espessura da alma do pilar t_{wc} ;
- o comprimento L_s da placa suplementar deve estender-se além das regiões efetivamente resistentes, tanto na região tracionada quanto na região comprimida;
- quando a largura da placa suplementar b_s exceder $40\epsilon t_s$, soldas adicionais (figura 3.39) são necessárias, assegurando-se a continuidade entre a placa suplementar e a alma do pilar;

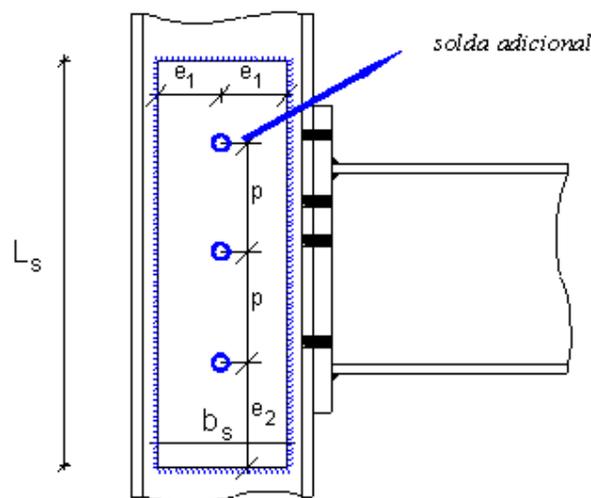


Figura 3. 39 - Soldas adicionais para garantir a continuidade entre a alma do pilar e a placa suplementar

Tais soldas adicionais devem atender às seguintes condições:

$$e_1 \leq 40\varepsilon \cdot t_s$$

$$e_2 \leq 40\varepsilon \cdot t_s$$

$$p \leq 40\varepsilon \cdot t_s$$

$$d_o \geq t_s$$

onde:

e_1 = distância do centro dos furos à extremidade da placa suplementar paralela ao flange do pilar

e_2 = distância do centro do furo, inferior e superior, à extremidade paralela a mesa da viga

p = distância entre os furos intermediários

d_o = diâmetro dos furos

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (f_y \text{ em } \frac{N}{mm^2})$$

- As chapas suplementares devem ser soldadas à alma do pilar em todo o seu perímetro e devem possuir garganta efetiva atendendo as seguintes condições;

a) placas suplementares dispostas com o objetivo de promover o enrijecimento em relação ao cisalhamento ou esmagamento, devem possuir garganta efetiva mínima igual a $t_s/\sqrt{2}$, sendo t_s a espessura da placa suplementar.

b) placas suplementares dispostas com o objetivo de promover enrijecimento em relação à tração da alma do pilar, devem possuir, para a solda paralela ao flange do pilar, garganta efetiva mínima igual a $t_s/\sqrt{2}$.

Ainda com relação à geometria da placa suplementar, o BCSA/SCI admite que o comprimento da placa L_s atende à condição imposta pelo Anexo J do EUROCODE 3, que estabelece que esta deve estender-se além das regiões efetivamente resistentes, satisfazendo a seguinte verificação (III.83):

$$L_s \geq \frac{1,73 \cdot g}{2} + \frac{h_c}{2} + L_{ch} \quad \text{III.83}$$

3.4 Considerações Finais

A revisão bibliográfica apresentada neste capítulo demonstra a complexidade do comportamento estrutural das ligações com chapa de topo, bem como a diversidade de propostas quanto à verificação da resistência dos componentes, principalmente em relação à flambagem da alma do pilar.

Igualmente, verifica-se que tanto a ligação quanto a metodologia de dimensionamento foram profundamente avaliadas, possibilitando o estabelecimento de uma consistente metodologia de dimensionamento.

Em vista disso, apresenta-se no capítulo 4 a metodologia de dimensionamento preconizada pelo Anexo J do EUROCODE 3 (1993). Contudo, ressalta-se que as verificações adotadas seguem as prescrições da NBR 8800 (1986), principalmente quanto ao momento fletor nominal (M_n) dos perfis “T” equivalente em substituição ao momento fletor de plastificação (M_p), determinado segundo o item 5.4 da NBR 8800 (1986), e quanto à determinação da capacidade resistente ao esforço cortante vertical.

Ressalta-se também, que com relação às considerações e verificações cuja abordagem na NBR 8800 (1996) não é clara e específica, adotou-se as verificações de algumas das já citadas publicações.

Capítulo 4

METODOLOGIA DE DIMENSIONAMENTO

Como abordado no item 2.4 do capítulo 2, **Filosofia do Método de Dimensionamento**, a metodologia de dimensionamento apresentada pelo Anexo J do EUROCODE 3 (1993) constitui-se na determinação da resistência dos componentes básicos da ligação, aqui definida como a região de interligação entre os elementos estruturais viga e pilar.

Estes componentes básicos, estão distribuídos em 3 regiões principais de verificação (região tracionada, comprimida e de cisalhamento), as quais serão abordadas, detalhadamente, neste capítulo.

4.1 Resistência da Zona Tracionada

4.1.1 Resistência Potencial das Linhas de Parafusos na Zona Tracionada

O potencial resistente à tração de cada linha de parafusos P_{ri} , é limitado pela resistência à flexão da chapa de topo e do flange do pilar, pela capacidade resistente dos parafusos e pela resistência à tração da alma da viga ou do pilar.

Os potenciais de resistência das linhas de parafusos P_{r1} , P_{r2} , P_{r3}, \dots, P_{rn} , são calculados partindo-se da linha 1, tomada como a linha mais distante do centro de rotação. Posteriormente calcula-se o potencial resistente da linha 2, e assim sucessivamente, sendo que a cada estágio as linhas inferiores não são consideradas.

Como mencionado no capítulo 3, o potencial de resistência à tração de cada linha de parafusos deve ser calculado considerando-se esta linha isoladamente e, posteriormente, em combinação com as linhas superiores (figura 4.2).

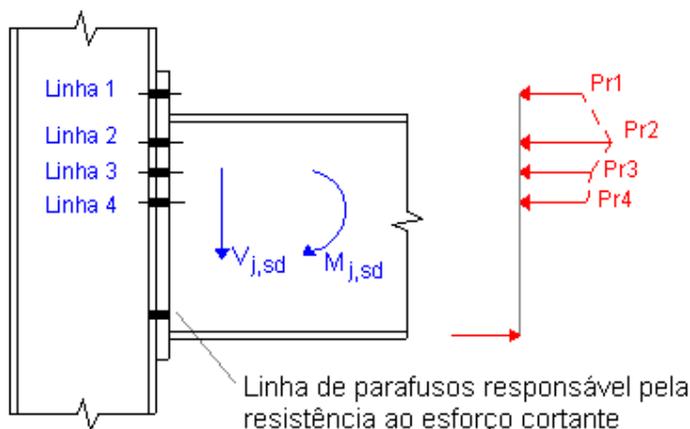


Figura 4. 1- Resistência potencial das linhas de parafusos

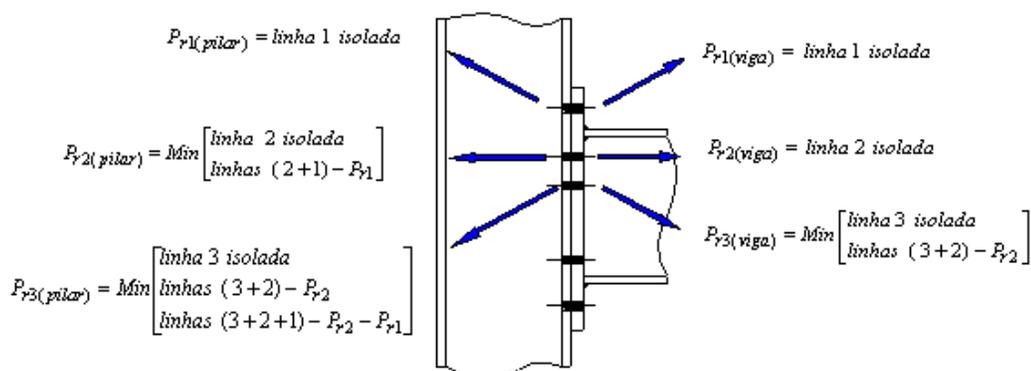


Figura 4. 2 – Etapas de cálculo para determinação das forças nos parafusos

Para o cálculo do potencial de resistência à tração de cada linha de parafusos P_{ri} , ou grupo de parafusos, toma-se o mais crítico dos seguintes componentes:

- Flange do pilar;
- Chapa de topo;
- Alma do pilar;
- Alma da viga.

Além das verificações acima, é importante salientar que o potencial de resistência à tração de cada linha de parafusos é calculado, separadamente, para cada lado da ligação (lado da viga e do pilar), tomando-se o menor potencial resistente calculado como o efetivo potencial de resistência da linha em questão.

Outro aspecto importante a ser salientado é que linhas de parafusos separadas por enrijecedores ou pela mesa tracionada da viga não devem ser consideradas como

grupo de parafusos. Portanto, a determinação do potencial resistente à tração, nesses casos, é feita considerando-se apenas a sua contribuição como elemento resistente isolado.

É importante destacar também que a resistência potencial (P_{ri}) de qualquer linha de parafusos pode, em alguns casos, ser limitada pela incapacidade da ligação em deformar-se suficientemente, não possibilitando que os parafusos desenvolvam sua contribuição à distribuição plástica das forças.

Este fenômeno é comumente caracterizado pela ruptura prematura dos parafusos externos, antes que os parafusos internos tenham desenvolvido completamente a sua capacidade resistente. Tal comportamento está frequentemente associado a ligações onde tanto o flange do pilar quanto a chapa de topo possuem grande rigidez à flexão em relação à capacidade resistente à tração dos parafusos.

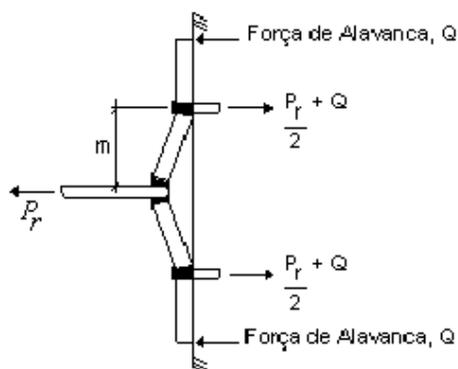
4.1.2 Resistência dos Componentes

4.1.2.1 Resistência à Flexão da Chapa de Topo e do Flange do Pilar

A resistência à flexão da chapa de topo e do flange do pilar, é determinada a partir da resistência de perfis “T” equivalentes caracterizados por comprimentos efetivos (L_{eff}) obtidos segundo o item 4.1.2.1.1.

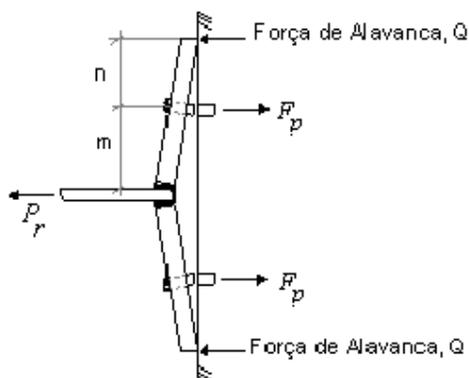
Tais perfis “T” equivalentes são verificados em relação a 3 possíveis modos de colapso apresentados a seguir, baseados na teoria de ligações “T-stub”, apresentada no capítulo 3.

Modo 1 - Escoamento total do flange do pilar ou da chapa de topo



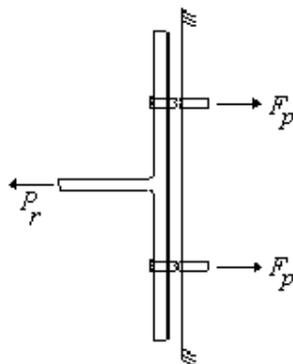
$$P_r = \frac{4M_n}{m} \quad \text{IV.1}$$

Modo 2 - Escoamento do flange do pilar ou da chapa de topo com simultânea ruptura dos parafusos



$$P_r = \frac{2M_n + n \cdot (\sum F_p)}{m + n} \quad \text{IV.2}$$

Modo 3 – Colapso dos Parafusos



$$P_r = \sum F_p \quad \text{IV.3}$$

Onde:

M_n = momento nominal do perfil “T” equivalente = $L_{eff} \cdot t^2 \cdot f_y / 5,33$;

L_{eff} = comprimento efetivo do perfil “T” equivalente (item 4.1.2.1.1);

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

f_y = tensão de escoamento do aço do pilar, da viga ou da chapa de topo;

P_r = potencial resistente de um linha de parafusos ou grupo de parafusos;

F_p = capacidade resistente à tração dos parafusos = $\phi_t \cdot 0,75 \cdot A_p \cdot f_{up}$;

$\phi_t = 0,75$ (parafusos de alta resistência);

0,65 (parafusos comuns);

A_p = área bruta do parafuso;

f_{up} = tensão última à tração do material dos parafusos;

m_v = distância efetiva do centro do parafuso à face da alma da viga (ver figura 4.3);

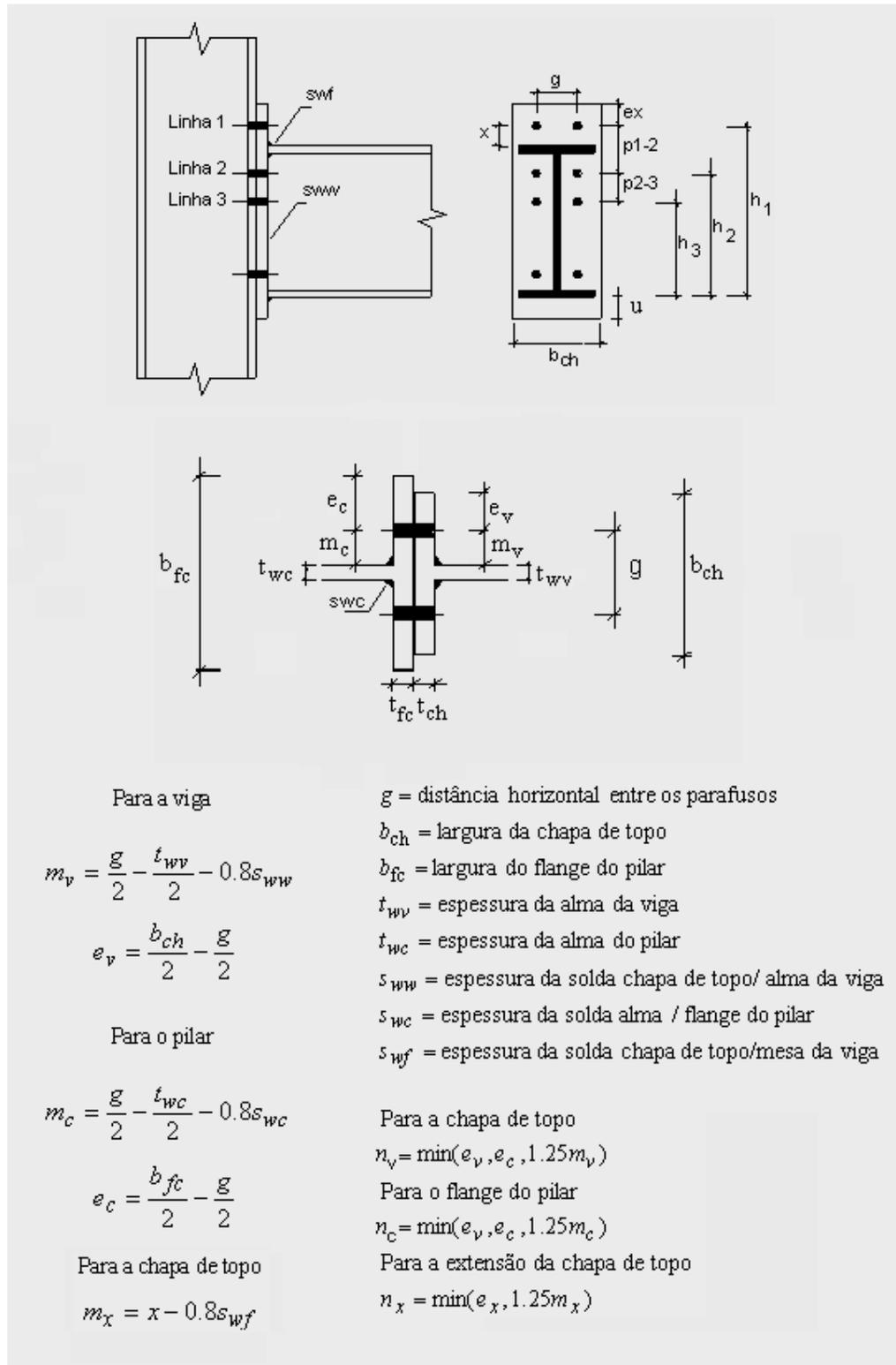


Figura 4.3 – Geometria da ligação

m_c = distância efetiva do centro do parafuso à face da alma do pilar (ver figura 4.3);

n_v = distância efetiva do centro do parafuso à borda do flange do pilar ou da chapa de topo (ver figura 4.3);

n_c = distância efetiva do centro do parafuso à borda do flange do pilar ou da chapa de topo (ver figura 4.3);

Para a linha de parafusos na extensão da chapa de topo, substitui-se “ m ” e “ n ” nas equações IV.1 e IV.2, por m_x e n_x :

m_x = distância efetiva do centro do parafuso à face superior da mesa tracionada da viga (ver figura 4.3);

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

n_x = menor valor entre e_x e $1,25m_x$;

4.1.2.1.1 Cálculo do Comprimento Efetivo dos Perfis “T” Equivalentes

Como apresentado anteriormente, a resistência à flexão do flange do pilar e da chapa de topo, é determinada a partir da resistência de perfis “T” equivalentes, caracterizados por comprimentos efetivos determinados a partir da análise das possíveis configurações de charneiras plásticas que se formam no entorno dos parafusos.

Novamente, é importante ressaltar que não há relação direta entre o comprimento real da charneira plástica e o comprimento efetivo do perfil “T”. O conceito de comprimento efetivo constitui um mecanismo que possibilita a aplicação da teoria de ligações “T-stub”, analisada em detalhes no capítulo 3, às ligações viga-coluna com chapa de topo.

As tabelas 4.1 e 4.2, fornecem o comprimento equivalente para as diferentes configurações das mencionadas charneiras plásticas. A tabela 4.1 apresenta o comprimento equivalente para linhas de parafusos situadas entre as mesas da viga, enquanto a tabela 4.2 apresenta o comprimento equivalente para as diversas configurações de charneiras plásticas que podem ocorrer para linhas na extensão da chapa de topo.

Posteriormente à apresentação das tabelas 4.1 e 4.2, fundamenta-se todos o comprimentos equivalentes apresentados, com o intuito de permitir a avaliação dos modelos de escoamento

Tabela 4. 1 - Comprimento equivalente para linhas de parafusos atuando isoladas
BCSA/SCI (1996)

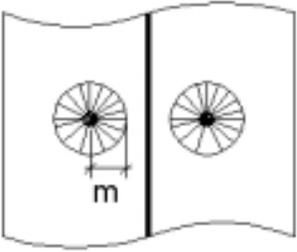
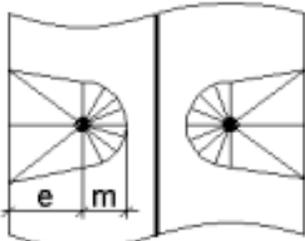
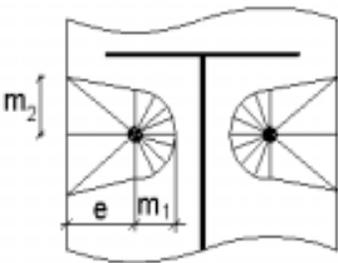
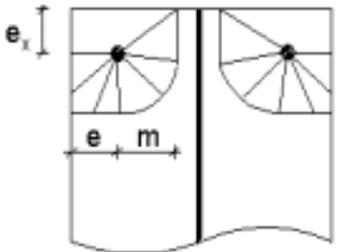
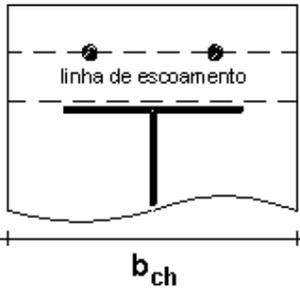
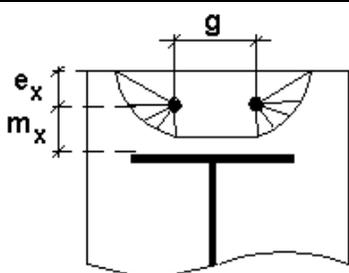
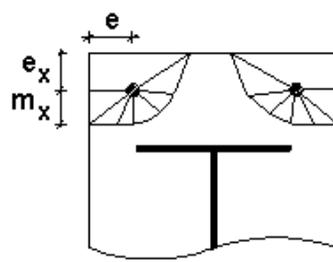
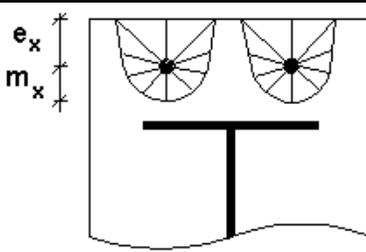
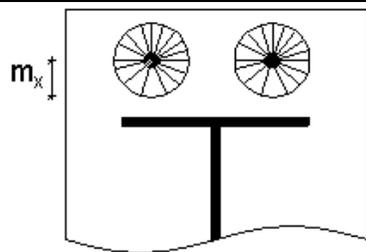
<i>Linha de parafusos separados por alma no flange do pilar ou chapa de topo</i>	
	<p><i>Modelo i</i> <i>Escoamento circular</i></p> $L_i = 2\pi \cdot m$
	<p><i>Modelo ii</i> <i>Escoamento lateral</i></p> $L_{ii} = 4m + 1,25e$
	<p><i>Modelo iii</i> <i>Escoamento lateral próximo à mesa da viga ou enrijecedor</i></p> $L_{iii} = \alpha \cdot m_1$
	<p><i>Modelo iv</i> <i>Escoamento de bordo</i></p> $L_{iv} = 2m + 0.625e + e_x$

Tabela 4. 2 - Comprimento equivalente para linhas de parafusos atuando isoladas
BCSA/SCI (1996)

<i>Linha de parafusos na extensão da chapa de topo</i>	
	<p><i>Modelo v</i> <i>Escoamento em dupla curvatura</i></p> $L_v = \frac{b_{ch}}{2}$
	<p><i>Modelo vi</i> <i>Escoamento em conjunto</i></p> $L_{vi} = 2m_x + 0.625e_x + \frac{g}{2}$
	<p><i>Modelo vii</i> <i>Escoamento de bordo</i></p> $L_{vii} = 2m_x + 0.625e_x + e_v$
	<p><i>Modelo viii</i> <i>Escoamento individual</i></p> $L_{viii} = 4m_x + 1.25e_x$
	<p><i>Modelo ix</i> <i>Escoamento circular</i></p> $L_{ix} = 2 \cdot \pi \cdot m_x$

No capítulo 3, item 3.1.2.1, considerando-se uma configuração com duas linhas de parafusos tracionados, concluiu-se que o comprimento efetivo para o flange do pilar é $L_{eff} = a + 4m + 1,25n'$, onde a é a distância entre as linhas de parafusos.

Partindo-se deste modelo padrão, determina-se o comprimento equivalente das outras configurações de charneiras plásticas que, como salientado no capítulo 3, são constatações experimentais.

Estendendo-se os fundamentos abordados no capítulo 3, o conceito de comprimento efetivo pode ser analisado com o intuito de fundamentar todos os comprimentos equivalentes fornecidos pelas tabelas 4.1 e 4.2.

No capítulo 3, para a determinação do comprimento efetivo resistente do flange do pilar, considerou-se n' como a distância do centro do parafuso à borda do flange do pilar. Neste capítulo, assim como nas equações apresentadas nas tabelas 4.1 e 4.2, a distância do centro do parafuso à borda do flange do pilar ou da chapa de topo paralela à alma da viga é denominada pela letra “ e ”, e para a extensão da chapa de topo m e n' são substituídos por m_x e e_x (figura 4.3).

O modelo i (escoamento circular), admite que as linhas de escoamento estendem-se até a interseção flange/alma por meio de círculos concêntricos. Assim, considerando-se o comprimento equivalente do perfil “T” como o perímetro da charneira plástica, obtém-se $L_i = 2\pi \cdot m$.

O modelo ii (escoamento lateral), possui configuração semelhante àquela analisada no capítulo 3 diferindo-se apenas pela desconsideração do fator “ a ” por, considerar-se, neste caso, apenas uma linha de parafusos, resultando um comprimento equivalente $L_{ii} = 4m + 1,25e$.

O modelo iii (escoamento lateral próximo a enrijecedor) possui configuração semelhante ao modelo ii mas, neste caso, o comprimento equivalente é significativamente influenciado pela presença do enrijecedor ou da mesa da viga. Para este modelo, o comprimento equivalente é função do fator geométrico α , dependente das relações geométricas λ_1 e λ_2 , fornecido pelo ábaco da figura 4.4.

O anexo III fornece a fundamentação matemática para a obtenção do ábaco da figura 4.4, no qual α é determinado a partir dos valores de F1, F2, F3, F4, F5 e F6 funções de λ_1 e λ_2 .

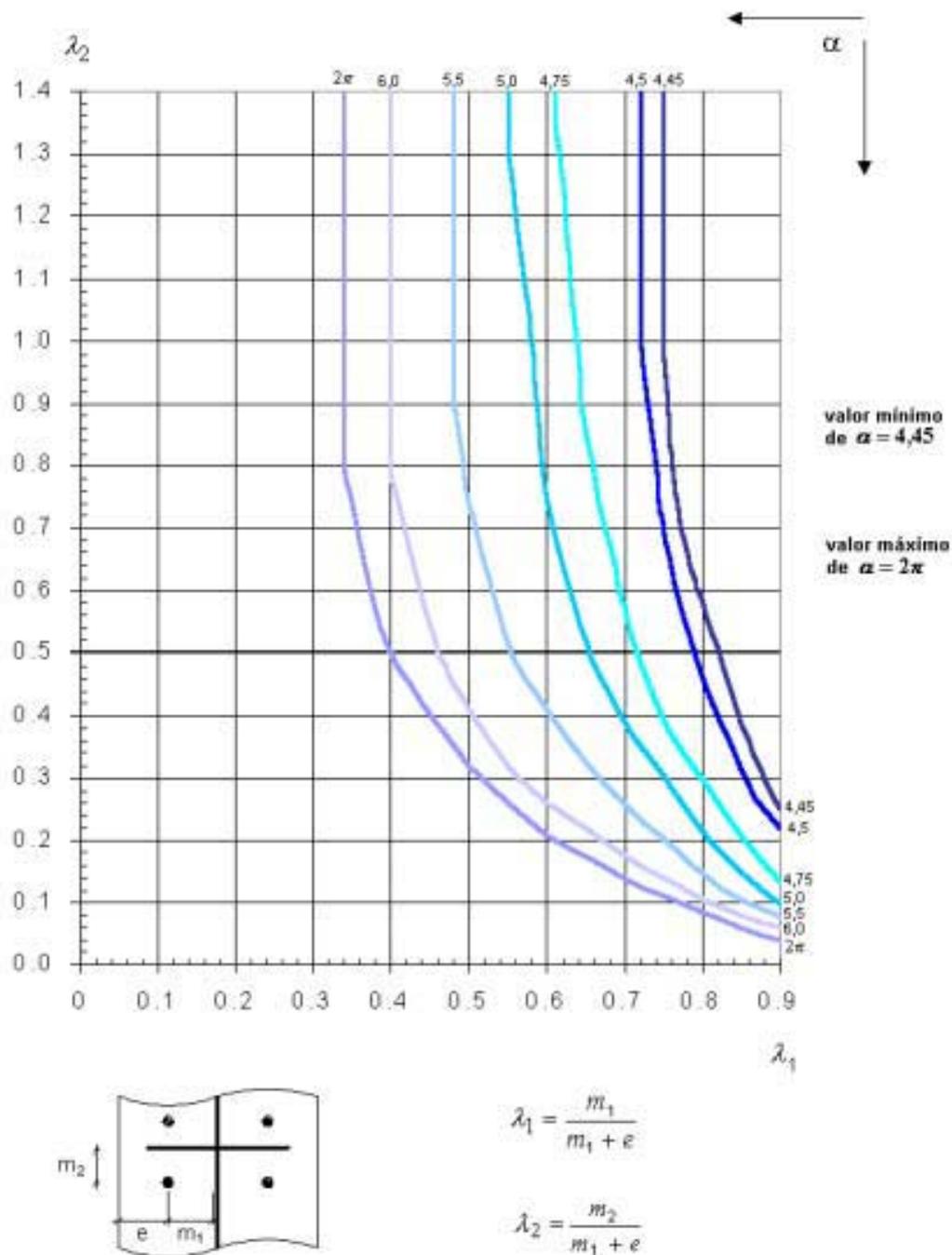


Figura 4. 4 - Valores de α para linha de parafusos em região enrijecida

O modelo iv (escoamento de bordo) possibilita a obtenção do comprimento equivalente para linha de parafusos próxima ao bordo livre, como é o caso de linhas no topo de pilares. Em vista disso, considerando-se apenas metade de $4m + 1,25e$ mais a

distância do centro dos parafusos ao bordo em questão e_x (figura 4.5) tem-se

$$L_{iv} = 2m + 0,625e + e_x.$$

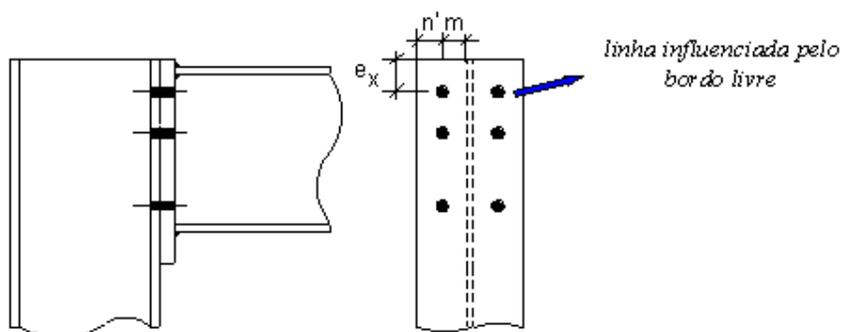


Figura 4. 5 – Linha de parafusos influenciada pelo bordo livre do flange do pilar

O modelo v “escoamento em dupla curvatura”, para linha de parafusos na extensão da chapa de topo, considera a formação de rótulas plásticas na interseção chapa de topo/mesa da viga ou na linha de parafusos, ocasionada pela flexão em torno do eixo paralelo à mesa da viga (figura 4.6).

A análise das condições apresentadas acima possibilita concluir que esta situação assemelha-se ao comportamento das ligações “T-stub” apresentadas no capítulo 3, podendo-se atribuir à mesa tracionada da viga a função que naquela situação é exercida pela alma do perfil “T-stub”. Assim, considerando-se apenas um lado da ligação, o comprimento equivalente resulta $L_v = b_{ch}/2$.

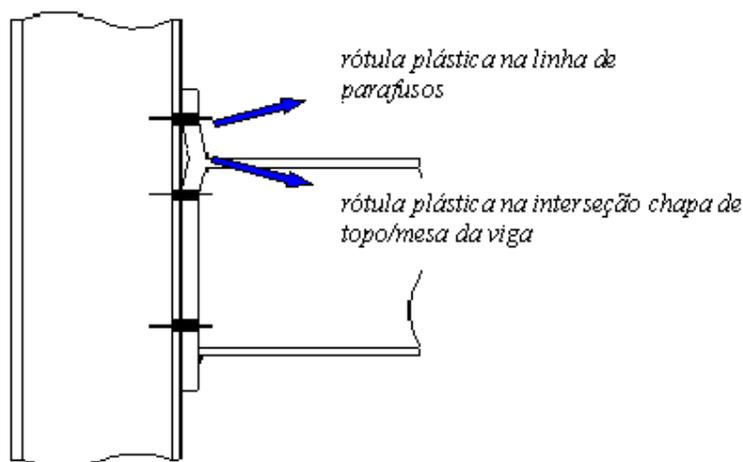


Figura 4. 6 – Linha de parafusos na extensão da chapa de topo “escoamento em dupla curvatura”

O modelo vi (escoamento em grupo) para linha de parafusos na extensão da chapa de topo, também fundamenta-se no comprimento efetivo $L_{eff} = a + 4m + 1,25n'$ determinado no capítulo 3. Para este modelo considera-se metade do valor determinado no capítulo 3, tomando-se a distância entre as linhas de parafusos (**a**) como a distância horizontal entre os parafusos (**g**), a distância entre o centro dos parafusos e a alma (**m**) como a distância entre o centro dos parafusos à borda da mesa da viga (**m_x**) e a distância entre o centro dos parafusos e borda do flange (**n'**) como a distância à borda da chapa de topo (**e_x**) resultando $L_{vi} = 2m_x + 0,625e_x + g/2$.

A consideração de metade do valor do comprimento efetivo (**L_{eff}**) determinado no capítulo 3, é justificada pela configuração do modelo de escoamento, pois diferentemente da configuração analisada no capítulo 3, onde há formação de 2 charneiras plásticas semelhantes separadas pela alma do pilar, para esta situação, tem-se apenas a formação de uma charneira plástica isolada.

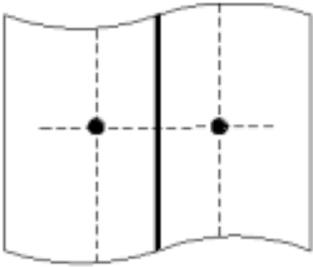
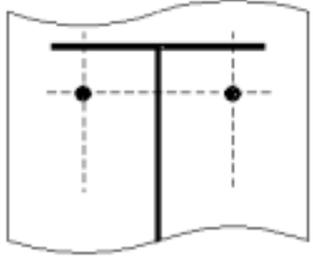
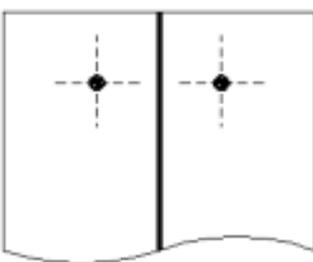
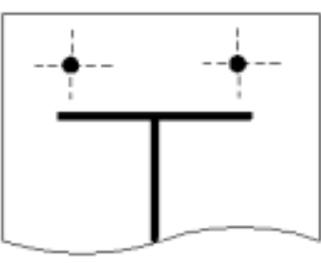
O modelo vii (escoamento de bordo) para linha na extensão da chapa de topo, igualmente aos modelos já analisados, também fundamenta-se no comprimento efetivo $L_{eff} = a + 4m + 1,25n'$ determinado no capítulo 3. Considerando-se metade do valor de **L_{eff}**, toma-se o componente “**a**” como a distância do centro dos parafusos à borda da chapa de topo paralela à alma da viga e **m** e **n'** como **m_x** e **e_x** respectivamente, obtendo-se $L_{vii} = 2m_x + 0,625e_x + e$.

O comprimento equivalente dos modelos viii (escoamento individual) e ix (escoamento circular) para linha de parafusos na extensão da chapa de topo, é determinado a partir das mesmas considerações adotadas, respectivamente para os modelos **ii** e **i**, analisados anteriormente.

As tabelas 4.3 e 4.4 fornecem o comprimento efetivo (**L_{eff}**) de um perfil “T” equivalente, respectivamente, para linhas de parafusos isoladas e um grupo. Estes comprimentos efetivos são determinados após a análise dos possíveis comprimentos equivalentes, tomados caso a caso.

Tomando-se como exemplo o caso 1 da tabela 4.3, linha de parafusos no flange do pilar ou na chapa de topo entre as mesas da viga não influenciada por enrijecedor ou bordo livre, determina-se o comprimento efetivo (**L_{eff}**) a partir do menor dos comprimentos equivalentes, relativos ao escoamento circular e ao escoamento lateral, previstos para estas condições.

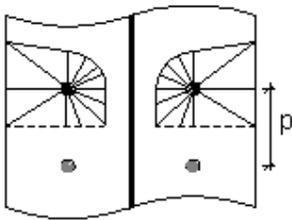
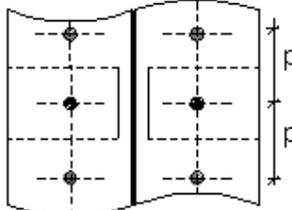
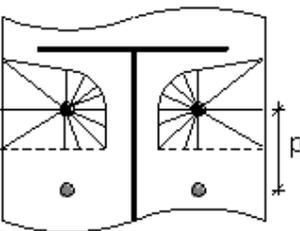
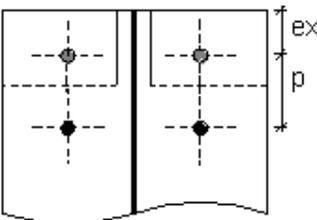
Tabela 4.3 - Comprimento efetivo para linhas de parafusos atuando isoladas
BCSA/SCI (1996)

<i>Linha de parafusos locada no flange do pilar ou na chapa de topo</i>	
	<p><i>Linha de parafusos não influenciada por enrijecedor ou extremidade livre</i></p> $L_{eff} = \text{Min}\{L_i, L_{ii}\}$ <p style="text-align: right;">1</p>
	<p><i>Linha de parafusos próxima à mesa da viga ou enrijecedor</i></p> $L_{eff} = \text{Min}\{\text{Max}\{L_{ii}, L_{iii}\}, L_i\}$ <p style="text-align: right;">2</p>
	<p><i>Linha de parafusos próxima à extremidade livre</i></p> $L_{eff} = \text{Min}\{L_{iv}, L_{ii}, L_i\}$ <p style="text-align: right;">3</p>
	<p><i>Linha de parafusos na extensão da chapa de topo</i></p> $L_{eff} = \text{Min}\{L_v, L_{vi}, L_{vii}, L_{viii}, L_{ix}\}$ <p style="text-align: right;">4</p>

Considerando-se, também a título de exemplo, o caso 5 da tabela 4.4 para linha de parafusos situada no flange do pilar ou na chapa de topo entre as mesas da viga, não contida em região enrijecida e analisada em grupo, toma-se o comprimento efetivo

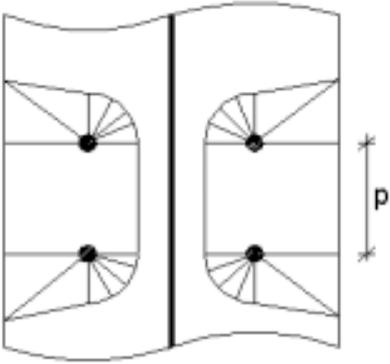
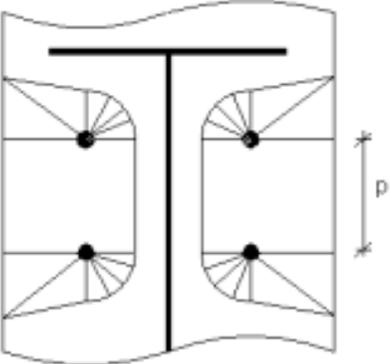
como metade do comprimento equivalente ao *modelo de escoamento ii*, adicionado à metade da distância entre as linhas em questão.

Tabela 4. 4 - Comprimento efetivo para linhas de parafusos atuando em conjunto
BCSA/SCI (1996)

<i>Grupo de parafusos locados no flange do pilar ou na chapa de topo</i>	
	<p style="text-align: center;"><i>Linha superior de um grupo não influenciado por enrijecedor ou mesa de viga</i></p> $L_{eff} = \frac{L_{ii}}{2} + \frac{p}{2}$ <div style="text-align: right; background-color: #0000FF; color: #FFD700; border-radius: 50%; width: 30px; height: 30px; display: flex; align-items: center; justify-content: center; margin-left: auto;">5</div>
	<p style="text-align: center;"><i>Linhas intermediárias de um grupo</i></p> $L_{eff} = p$ <div style="text-align: right; background-color: #0000FF; color: #FFD700; border-radius: 50%; width: 30px; height: 30px; display: flex; align-items: center; justify-content: center; margin-left: auto;">6</div>
	<p style="text-align: center;"><i>Linha do topo de um grupo influenciado por enrijecedor ou mesa de viga</i></p> $L_{eff} = \text{Min}\left\{\frac{L_{ii}}{2}, (L_{iii} - \frac{L_{ii}}{2})\right\} + \frac{p}{2}$ <div style="text-align: right; background-color: #0000FF; color: #FFD700; border-radius: 50%; width: 30px; height: 30px; display: flex; align-items: center; justify-content: center; margin-left: auto;">7</div>
	<p style="text-align: center;"><i>Linha de parafuso de um grupo próxima à extremidade livre</i></p> $L_{eff} = \text{Min}\left\{e_x, \frac{L_{ii}}{2}\right\} + \frac{p}{2}$ <div style="text-align: right; background-color: #0000FF; color: #FFD700; border-radius: 50%; width: 30px; height: 30px; display: flex; align-items: center; justify-content: center; margin-left: auto;">8</div>

Na tabela 4.5 são apresentados os comprimentos efetivos para duas situações distintas, tendo-se dois grupos de duas linhas de parafusos, uma situada no flange do pilar e a outra na chapa de topo, entre as mesas da viga, estando uma delas contida em região enrijecida.

Tabela 4. 5 – Exemplos de determinação do comprimento efetivo dos perfis “T” equivalentes - BCSA/SCI (1996)

<i>Grupo de linhas de parafusos no flange do pilar</i>	<i>Grupo de linhas de parafusos na chapa de topo influenciada por enrijecedor</i>
 <p data-bbox="383 905 769 936"><i>grupo de 2 linhas de parafusos</i></p> $L_{eff} = L_{ii} + p = 4m + 1,25e + p$ $L_{eff} = 4m + 1,25e + p$	 <p data-bbox="922 905 1308 936"><i>grupo de 2 linhas de parafusos</i></p> $L_{eff} = \text{máx} \left\{ \left(\frac{L_{ii}}{2} + \frac{L_{ii}}{2} + p \right); \left(\frac{L_{iii}}{2} + \frac{L_{ii}}{2} + p \right) \right\}$ $L_{eff} = \text{máx} \left\{ (4m + 1,25e + p); \left(\begin{matrix} 0,5\alpha m_1 + 2m \\ + 0,625e + p \end{matrix} \right) \right\}$
<p data-bbox="315 1377 399 1409">Notas:</p> <p data-bbox="402 1430 1219 1461">α = fator geométrico para linhas em regiões enrijecidas (figura 4.4);</p> <p data-bbox="402 1482 906 1514">p = distância entre as linhas de parafusos;</p>	

4.1.2.2 Resistência à Tração da Alma do Pilar e da Viga

Como salientado no início deste capítulo, o potencial resistente à tração das linhas de parafusos, analisadas isoladamente ou em grupo com as demais linhas componentes da região tracionada da ligação, pode eventualmente ser limitada pela capacidade resistente à tração da alma da viga ou da alma do pilar.

A capacidade resistente à tração da alma da viga e da alma do pilar é determinada considerando-se, a cada estágio de verificação, que as tensões de tração dissipam-se formando um ângulo máximo de 60°, partindo-se dos parafusos em direção ao plano médio da alma da viga e do pilar (figura 4.7).

A partir desta consideração, determina-se a largura efetiva resistente à tração ($b_{eff,wt}$), possibilitando-se a determinação da capacidade resistente à tração da alma da viga ou da alma do pilar correspondente a cada linha de parafusos.

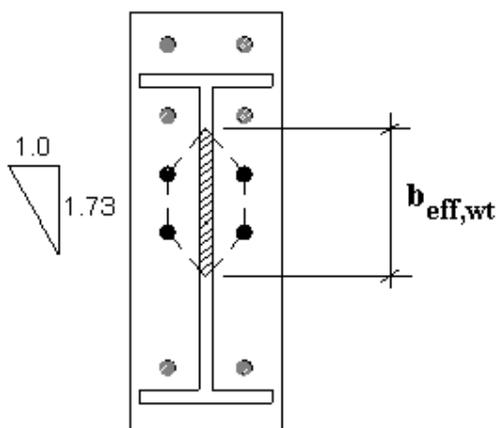


Figura 4. 7 – Largura efetiva da alma da viga, ou do pilar, resistente à tração

A capacidade resistente à tração da alma da viga ou da alma do pilar é fundamentada na consideração de que as tensões atuantes na parcela de alma considerada não excedem a tensão de escoamento.

A tabela 4.6 apresenta o valor de $b_{eff,wt}$ para algumas verificações típicas no dimensionamento de ligações com chapa de topo.

Define-se então a resistência da alma da viga ou da alma do pilar, para uma linha ou grupo de parafusos como:

$$P_r = \phi \cdot b_{eff,wt} \cdot t_w \cdot f_y \quad \text{IV.4}$$

onde:

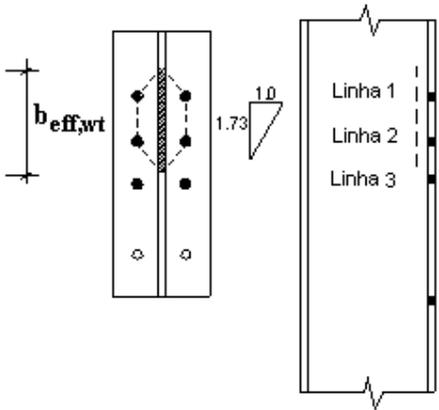
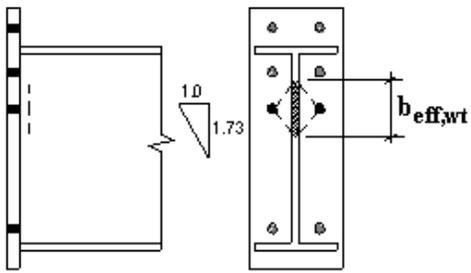
$b_{eff,wt}$ = largura efetiva resistente da alma do pilar ou da alma da viga;

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

$\phi = 0,9$;

f_y = tensão de escoamento do aço;

Tabela 4. 6 – Exemplos de determinação da largura efetiva resistente à tração da alma do pilar e da viga

<i>Grupo de linhas de parafusos no flange do pilar</i>	<i>Linha de parafusos na chapa de topo</i>
 <p style="text-align: center;"><i>Linha 1 + Linha 2</i></p> $b_{eff,wt} = \frac{g}{2} \cdot 1.73 \cdot 2 + p$	 <p style="text-align: center;"><i>Linha 3</i></p> $b_{eff,wt} = \frac{g}{2} \cdot 1.73 \cdot 2$
<p>Notas:</p> <p>g = distância horizontal entre os centros dos parafusos;</p> <p>p = distância entre as linhas de parafusos;</p>	

4.1.3 Verificação da Distribuição Plástica das Forças

Determinada a resistência potencial (P_r) de cada linha de parafusos, é necessário verificar-se a capacidade da ligação em deformar-se suficientemente, permitindo o desenvolvimento das forças plásticas nos parafusos.

Para isso estabelece-se um limite máximo, função do diâmetro dos parafusos e da razão entre a tensão última à tração dos parafusos e a tensão de escoamento do aço, para a espessura da chapa de topo (IV.5) e do flange do pilar (IV.6).

(a) chapa de topo

$$t_{ch} < \frac{d_p}{1.9} \cdot \sqrt{\frac{f_{up}}{f_{y,ch}}} \quad \text{IV.5}$$

(b) flange do pilar

$$t_{fc} < \frac{d_p}{1.9} \cdot \sqrt{\frac{f_{up}}{f_{y,c}}} \quad \text{IV.6}$$

Quando a espessura máxima é excedida tanto pela da chapa de topo quanto pela espessura do flange do pilar, a ligação não possui capacidade de deformação suficiente para garantir a contribuição máxima dos parafusos à distribuição plástica das forças. Nestas situações o potencial de resistência das linhas de parafusos é limitado à distribuição triangular de forças, tendo-se o plano médio da mesa comprimida da viga como centro de rotação (figura 4.8).

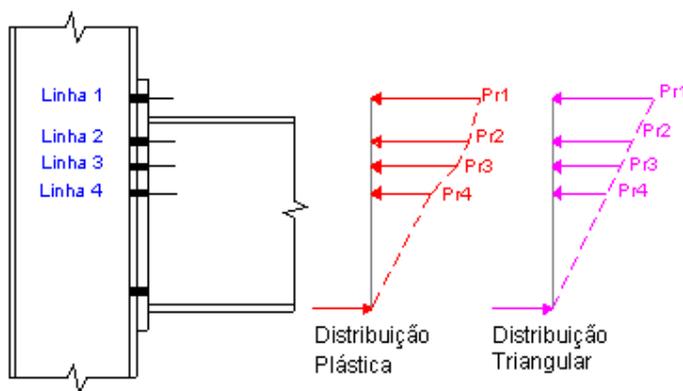


Figura 4. 8 – Distribuição plástica das forças

Entretanto é importante salientar que esta verificação somente é necessária em ligações com mais de 2 linhas de parafusos na região tracionada, pois quando necessária, a distribuição triangular inicia-se a partir da linha imediatamente inferior à mesa da viga.

4.2 Resistência da Zona Comprimida

Como introduzido anteriormente pelo conceito de que a ligação é constituída por uma série de elementos básicos distribuídos em 3 principais regiões de verificação,

apresenta-se neste item, as etapas necessárias para a determinação da resistência da região comprimida da ligação.

No capítulo 3 apresentou-se os diversos estados limites últimos para os elementos contidos nesta região (mesa da viga, alma do pilar), responsáveis pela transmissão das forças da viga para o pilar, tornando-se assim possível a efetividade do mecanismo resistente.

Concluiu-se, naquele capítulo, que é necessário determinar-se: a capacidade resistente ao esmagamento da mesa da viga, a capacidade resistente ao esmagamento da alma do pilar e a capacidade resistente da alma do pilar à flambagem local.

Como abordado no capítulo 3, o Anexo J do EUROCODE 3 (1993) omite qualquer verificação quanto à resistência ao esmagamento da mesa da viga, contudo considera-se importante a verificação deste componente, principalmente quando forças axiais de compressão solicitam a ligação, apresentando-se neste trabalho uma verificação de resistência baseada nas considerações do BCSA/SCI (1996) apresentadas na revisão bibliográfica.

Diante da constatação de que a NBR 8800 (1986) não é clara e específica em relação à distribuição das tensões transmitidas pela mesa da viga em ligações com chapa de topo, adota-se, na metodologia de dimensionamento apresentada neste trabalho, uma verificação quanto ao esmagamento da alma do pilar baseada nas considerações do BS 5950 (1991) apresentadas no capítulo 3.

A revisão bibliográfica apresentada possibilitou demonstrar a diversidade de propostas quanto à verificação da flambagem local da alma, apresentando-se distintas abordagens e considerações. A revisão bibliográfica permitiu concluir que, com relação à flambagem da alma do pilar, tanto o BS 5950 quanto o EUROCODE 3 (1993), baseiam-se nos mesmos princípios de dimensionamento, diferindo-se apenas na determinação da largura do painel de alma efetivamente resistente à flambagem local.

Apresentou-se na revisão bibliográfica que tanto o ECSC – EUROPEAN COMMISSION OF STEEL CONSTRUCTION (1997) quanto a versão preliminar do EUROCODE 3 – Part 1.8: Design of joints (Draft N° 1 – 2000), atualmente em fase de avaliação, apresentam verificações quanto à flambagem local da alma do pilar baseadas no conceito de largura efetiva (b_{eff}). Assim adota-se, na metodologia de dimensionamento apresentada neste trabalho, uma verificação quanto à flambagem local da alma baseando-se também no conceito de largura efetiva.

Define-se a capacidade resistente da zona de compressão da ligação (P_c), como o mais crítico dos estados limites últimos citados anteriormente, ou seja, o esmagamento da mesa da viga ($P_{e,fv}$), o esmagamento da alma do pilar ($P_{e,wc}$) e a flambagem local da alma do pilar ($P_{fl,wc}$).

4.2.1 Estado Limite Último de Esmagamento da Mesa da Viga

A resistência da mesa da viga, quanto ao esmagamento, é calculada considerando-se um acréscimo de 20% na resistência baseada no escoamento do material, admitindo-se a presença de efeitos localizados principalmente devido ao encruamento do material.

Desconsiderou-se o acréscimo adicional de 20% à resistência devido à dispersão das tensões pela alma da viga, como apresentado na revisão bibliográfica pois, nesta situação haveria necessidade de determinar-se a nova posição do centro de rotação (tomado como o plano médio da mesa da viga).

Define-se então a resistência da mesa da viga ao esmagamento ($P_{e,fv}$) como:

$$P_{e,fv} = 1,2 \cdot \phi \cdot t_{fv} \cdot b_{fv} \cdot f_y \quad \text{IV.7}$$

onde:

t_{fv} = espessura da mesa da viga;

b_{fv} = largura da mesa da viga;

$\phi = 0,9$;

f_y = tensão de escoamento.

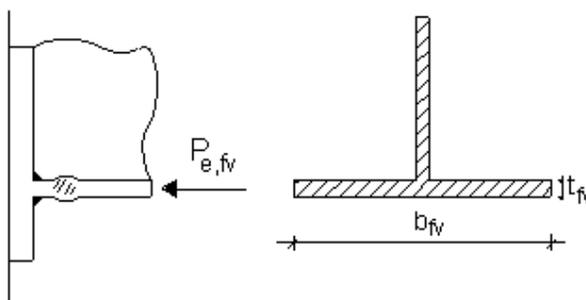


Figura 4. 9 – Determinação da resistência da mesa da viga quanto ao esmagamento

4.2.2 Estado Limite Último de Esmagamento da Alma do Pilar

Determina-se a resistência da alma do pilar ao esmagamento ($P_{e,wc}$) considerando-se um comprimento efetivo resistente (b_{wc}), obtido a partir de uma dispersão das tensões de 45° pela chapa de topo b_1 , e na dispersão de 1 : 2,5 das tensões pelo flange do pilar n_2 (figura 4.10).

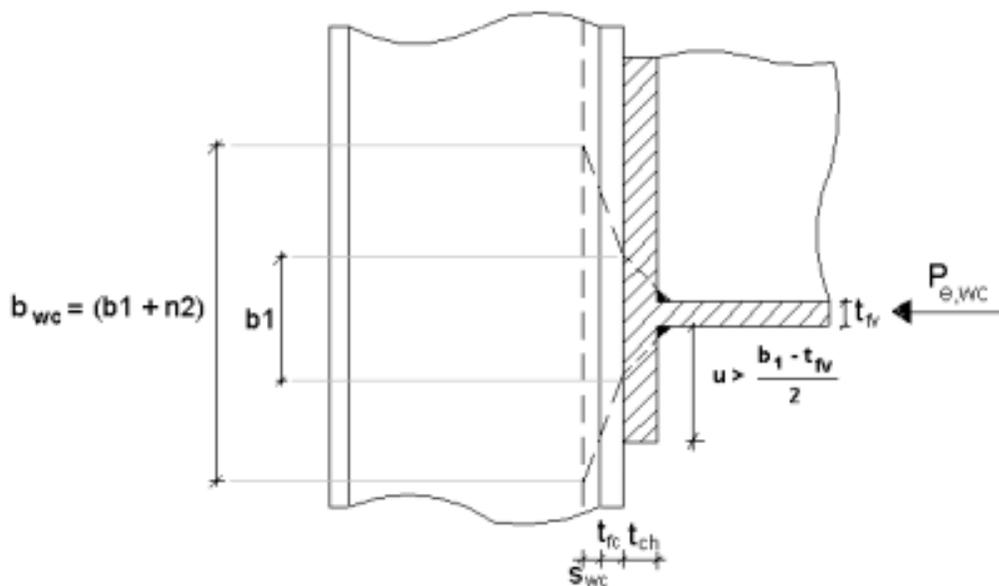


Figura 4. 10 - Dispersão das tensões para a verificação do esmagamento da alma do pilar

Em relação à dispersão das tensões de compressão transmitidas pela mesa da viga, a NBR 8800 (1986) considera, em seu item 7.1.3, que as tensões de compressão dispersam-se através do flange do pilar por uma razão de 1 : 2,5 não considerando a contribuição da chapa de topo.

A partir destas considerações, define-se a resistência da alma do pilar ao esmagamento ($P_{e,wc}$) como:

$$b_1 = t_{fv} + 2s_{wf} + 2t_{ch} \quad \text{IV.8}$$

$$n_2 = 2.5 \cdot 2t_{fc} + 2.5 \cdot 2s_{wc} \quad \text{IV.9}$$

$$b_{wc} = b_1 + n_2 \quad \text{IV.10}$$

$$P_{e,wc} = \phi \cdot b_{wc} \cdot t_{wc} \cdot f_{yc} \quad \text{IV.11}$$

onde:

t_{fv} = espessura da mesa da viga;

s_{wf} = espessura da solda entre a mesa da viga e a chapa de topo;

t_{ch} = espessura da chapa de topo;

t_{fc} = espessura do flange do pilar;

s_{wc} = espessura da solda de composição do pilar se este for perfil soldado ou o raio de concordância entre o flange e a alma se este for perfil laminado;

$\phi = 0,9$.

4.2.3 Estado Limite Último de Flambagem da Alma do Pilar

Determina-se a resistência da alma do pilar quanto à flambagem local ($P_{fl,wc}$) considerando-se como parcela efetivamente resistente um painel de alma (figura 4.11) submetido às tensões de compressão transmitidas pela viga.

Considera-se a eventual redução na rigidez do painel a partir do coeficiente de flambagem (ρ_{wc}) obtido posteriormente à análise do índice de esbeltez do painel (λ_{wc}) através da equação de “Winter” (IV.14) representada pela curva ilustrada pela figura 4.12.

$$\lambda_{wc} = 0,932 \cdot \sqrt{\frac{b_{wc} \cdot d_{wc} \cdot f_y}{E \cdot t_{wc}^2}} \quad \text{IV.12}$$

$$\rho_{wc} = 1 \quad \text{para} \quad \lambda_{wc} \leq 0,673 \quad \text{IV.13}$$

$$\rho_{wc} = \frac{1}{\lambda_{wc}} \cdot \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_{wc}} \right) \quad \text{para} \quad \lambda_{wc} > 0,673 \quad \text{IV.14}$$

onde:

d_{wc} = altura livre da alma entre as mesas = $h_c - 2 \cdot t_{fc} - 2 \cdot s_{wc}$;

h_c = altura da seção transversal do pilar;

E = módulo de elasticidade longitudinal.

Excedendo-se a tensão crítica de flambagem local, ocorre a redistribuição das tensões de compressão no painel, tendo-se, a partir deste momento, apenas uma parcela do painel resistente de largura $b_{eff,wc} = \rho_{wc} \cdot b_{wc}$.

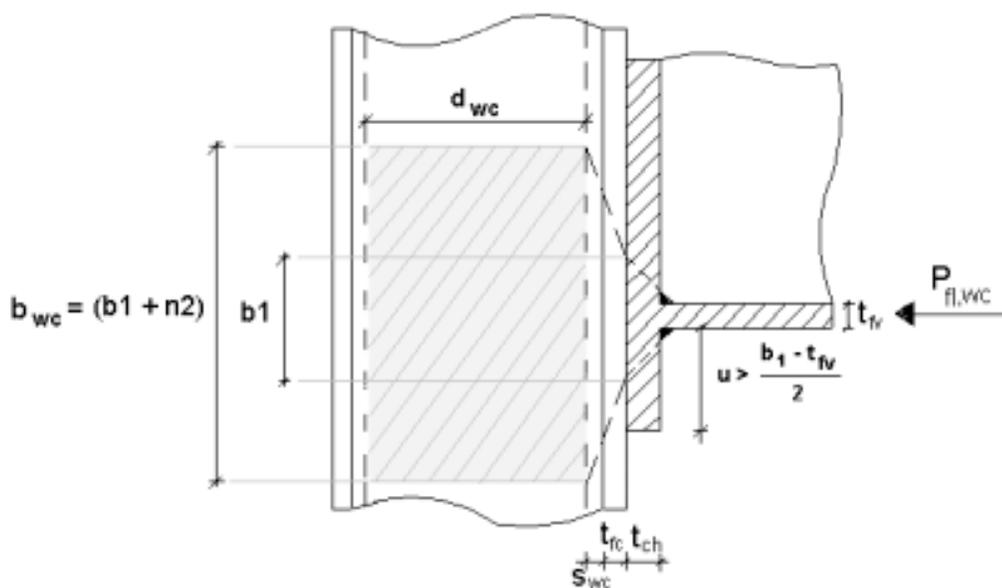


Figura 4. 11 – Dispersão das tensões para a verificação da flambagem da alma do pilar

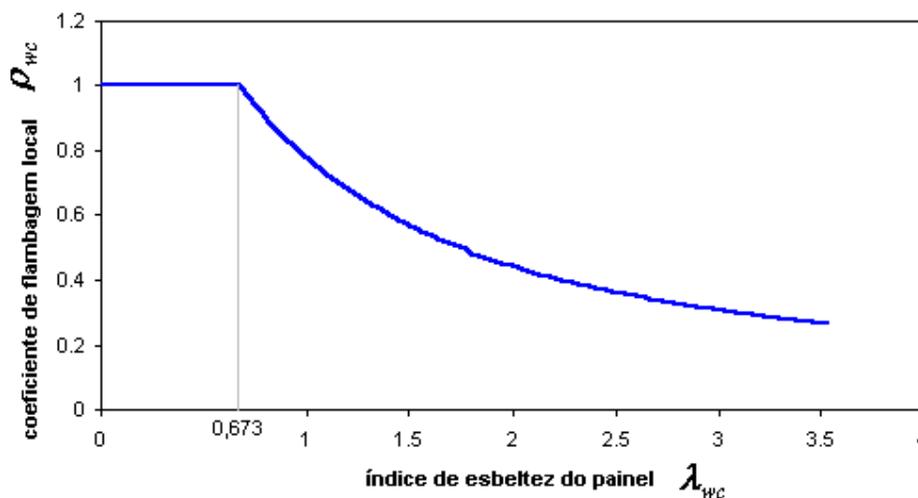


Figura 4. 12 – Variação do coeficiente de flambagem local em relação ao índice de esbeltez do painel de alma

Partindo-se das considerações acima, a resistência da alma do pilar à flambagem local é obtida por:

$$P_{fl,wc} = \phi \cdot \rho_{wc} \cdot b_{wc} \cdot t_{wc} \cdot f_y \quad \text{IV.15}$$

onde:

$\phi = 0,9$.

4.3 Resistência da Zona de Cisalhamento

Para efetivar o mecanismo resistente é fundamental que o painel de alma do pilar, na região compreendida entre as mesas da viga, seja capaz de resistir à força cortante (F_v) que o solicita, originária do binário força de tração e força de compressão.

A magnitude da força cortante (F_v) depende da configuração geométrica da ligação e da disposição do carregamento, podendo ser expressa como uma função do binário tração (T) e compressão (C) equivalente ao momento fletor solicitante ($M_{j,sd}$).

Admitindo-se que $M_{j,sd} \leq M_{j,Rd}$, tem-se $F_v = \xi \cdot (M_{j,rd} / h)$, onde h é a distância entre os planos médios das mesas da viga, devendo-se posteriormente à determinação do momento fletor resistente da ligação, verificar a resultante das forças cortantes que solicitam a alma do pilar em relação à sua resistência ao cisalhamento (P_v).

Admite-se a força resultante de cisalhamento como aquela obtida pela soma da força cortante (F_v), introduzida pelo mecanismo resistente da ligação, e a eventual força cortante que solicita o pilar.

A partir das considerações apresentadas na revisão bibliográfica, define-se a resistência do painel de alma do pilar, sujeito às tensões de cisalhamento como:

$$P_v = \phi \cdot 0,6 \cdot t_{wc} \cdot (h_c - 2t_{fc}) \cdot f_y \quad \text{IV.16}$$

onde $\phi = 0,9$.

A tabela 4.7 apresenta o valor de ξ para alguns exemplos de ligação onde alteram-se a configuração geométrica e a disposição do carregamento. O valor de $\xi = 2$, para vigas conectadas ao pilar por meio de chapa de extremidade parafusada a ambos os flanges com momentos iguais tanto em número quanto em direção, apesar do aparente conservadorismo, também deve ser utilizado para as situações geometricamente semelhantes, mas com momentos numericamente distintos, na determinação da força cortante (F_v), assim como o maior momento resistente ($M_{j,Rd}$) calculado se assim a situação impuser.

Tabela 4. 7 – Valor de ξ em função da configuração geométrica e da disposição do carregamento

	<p><i>Viga conectada ao pilar por meio de chapa de extremidade parafusada a apenas um dos flanges</i></p> <p>$\xi = 1$</p>
	<p><i>Vigas conectadas ao pilar por meio de chapa de extremidade parafusadas a ambos os flanges</i></p> <p>$\xi = 0$</p>
	<p><i>Vigas conectadas ao pilar por meio de chapa de extremidade parafusadas a ambos os flanges com momentos iguais tanto em número quanto em direção</i></p> <p>$\xi = 2$</p>

4.4 Cálculo do Momento Resistente

Para a determinação do momento resistente da ligação $M_{j,Rd}$, é preciso estabelecer-se o equilíbrio horizontal das forças. Contudo três situações distintas entre

si, pela presença ou não de força axial na ligação, devem ser analisadas. A primeira consiste na situação onde a ligação é solicitada apenas pelo momento fletor e pelo esforço cortante, a segunda é caracterizada pela presença de força axial de compressão e a terceira pela presença de força axial de tração.

A seguir, são apresentados os procedimentos para a determinação do momento resistente levando-se em consideração que as forças axiais de tração geram solicitações adicionais nos parafusos enquanto as de compressão reduzem a capacidade resistente da zona comprimida.

4.4.1 Ligação Submetida à Momento Fletor e Força Cortante

Devido à ausência de força axial na ligação o equilíbrio horizontal é estabelecido satisfazendo-se a igualdade:

$$F_c = \sum_{i=1}^n P_{ri} \tag{IV.17}$$

onde F_c é tomado como o menor dos seguintes valores:

- capacidade resistente da zona comprimida (P_c);
- capacidade resistente da zona de cisalhamento (P_v).

Caso não atendida a condição de igualdade ($\sum P_{ri} > F_c$), reduz-se as forças nas linhas de parafusos, a partir da linha mais próxima do centro de rotação, até que se satisfaça a condição de igualdade (figura 4.13).

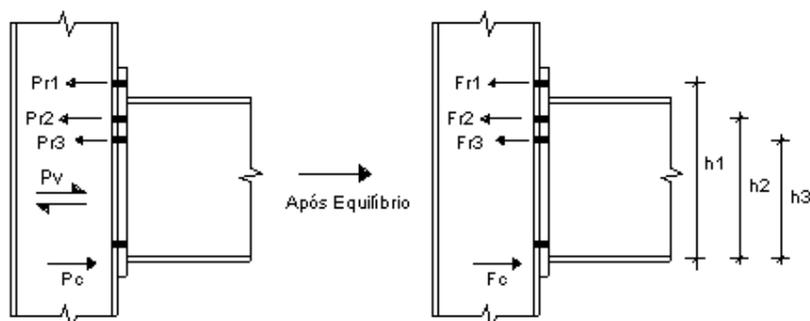


Figura 4.13 – Equilíbrio horizontal em ligação isenta de solicitações axiais

Atendida a condição de igualdade define-se a máxima força admissível para cada linha de parafusos (F_{ri}), calculando-se o momento resistente da ligação ($M_{j,Rd}$), a partir de:

$$M_{j,Rd} = F_{ri} \cdot h_i \quad \text{IV.18}$$

onde:

h_i = distância de cada linha de parafusos ao centro de rotação.

4.4.2 Ligação Submetida à Momento Fletor, Força Cortante e Força Axial de Compressão

Como salientado anteriormente, a força de compressão reduz a capacidade resistente da zona comprimida. Portanto, considerando-se (apesar do conservadorismo) que a força de compressão é transmitida totalmente pela mesa comprimida da viga, estabelece-se o equilíbrio atendendo-se à igualdade a seguir:

$$F_c = \sum_{i=1}^n P_{ri} \quad \text{IV.19}$$

tomando-se F_c como o menor dos dois seguintes valores:

- capacidade resistente da zona comprimida (P_c) subtraída da força axial de compressão ($N_{j,sd}$);
- capacidade resistente da zona de cisalhamento (P_v).

Igualmente ao caso anterior não satisfeita a condição de equilíbrio ($\sum P_{ri} > F_c$), reduz-se as forças nas linhas de parafusos, a partir da linha mais próxima do centro de rotação, até que se satisfaça a condição de igualdade (figura 4.14).

Atendida a condição de igualdade define-se a máxima força admissível para cada linha de parafusos (F_{ri}), calculando-se o momento resistente da ligação ($M_{j,Rd}$) por:

$$M_{j,Rd} = F_{ri} \cdot h_i \quad \text{IV.20}$$

onde, h_i é a distância de cada linha de parafusos ao centro de rotação.

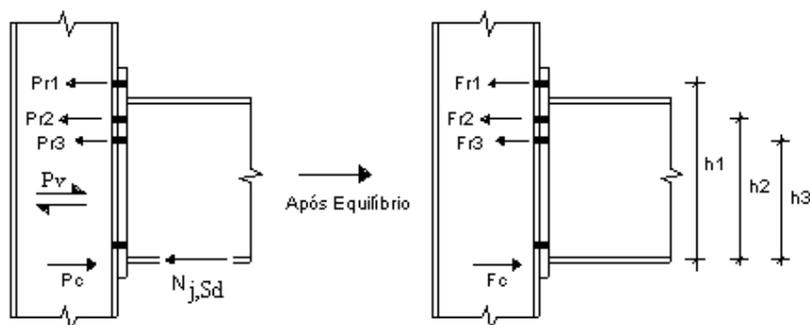


Figura 4. 14 – Equilíbrio horizontal em ligação solicitada por força axial de compressão.

4.4.3 Ligação Submetida à Momento Fletor, Força Cortante e Força Axial de Tração

As solicitações axiais de tração em ligações com chapa de topo geram efeitos distintos, tendo-se em ambos os casos perda de capacidade resistente. Considerando-se que a força de tração é transmitida igualmente tanto pela mesa tracionada da viga como pela mesa comprimida, tem-se conseqüentemente, adição de forças de tração nos parafusos da zona tracionada e nos parafusos da zona comprimida.

A adição de forças de tração aos parafusos da região tracionada da ligação gera, conseqüentemente, perda de capacidade resistente ao momento fletor e forças de tração aos parafusos da região comprimida geram perda de capacidade resistente ao esforço cortante vertical, devido aos efeitos da interação tração-cisalhamento à resistência destes parafusos.

Inicialmente calcula-se a capacidade resistente ao momento fletor ($M_{j,Rd}$) e a capacidade resistente ao esforço cortante vertical ($V_{j,Rd}$) considerando-se a ligação isenta de solicitações axiais.

O efeito da força axial de tração na capacidade resistente ao momento fletor é avaliado, estabelecendo-se o equilíbrio de momentos fletores em relação ao centro de rotação, tomado como o plano médio da mesa comprimida da viga, obtendo-se um momento fletor solicitante modificado (M_{mod}) (figura 4.15).

$$M_{mod} = M_{j,Sd} + N_{j,Sd} \cdot e$$

IV.21

onde:

$M_{j,Sd}$ = momento fletor solicitante;

$N_{j,Sd}$ = esforço axial solicitante de tração;

e = distância entre o ponto de aplicação da força axial e o centro de rotação =

$$h_v - t_{fv}/2$$

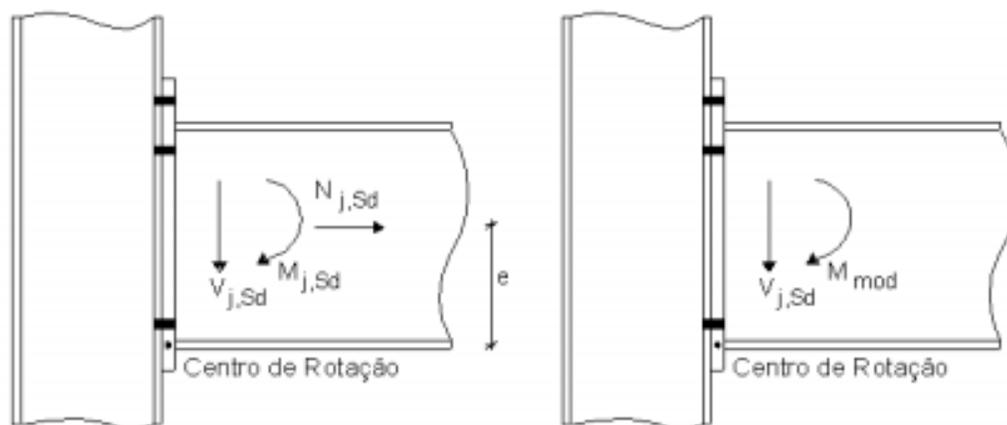


Figura 4. 15 – Determinação do momento fletor modificado M_{mod}

Posteriormente, verifica-se o momento fletor modificado (M_{mod}) em relação ao momento resistente da ligação ($M_{j,Rd}$), buscando-se o atendimento à relação $M_{j,Rd} \geq M_{mod}$. Com relação à avaliação do efeito da força axial de tração aos parafusos da zona comprimida, leva-se em consideração o comportamento tração com cisalhamento dos mesmos. Neste caso, deve-se avaliar a capacidade resistente ao esforço cortante da ligação ($V_{j,Rd}$) quando os parafusos da zona comprimida, inicialmente dedicados exclusivamente à resistir ao esforço cortante, são solicitados também por forças de tração.

4.5 Cálculo da Resistência ao Esforço Cortante Vertical

O cálculo da resistência ao esforço cortante vertical ($V_{j,Rd}$), como profundamente avaliado no capítulo 3, é baseado na consideração de que os parafusos

da região tracionada (figura 4.16) podem, dentro de certos limites, contribuir no mecanismo resistente ao esforço cortante vertical.

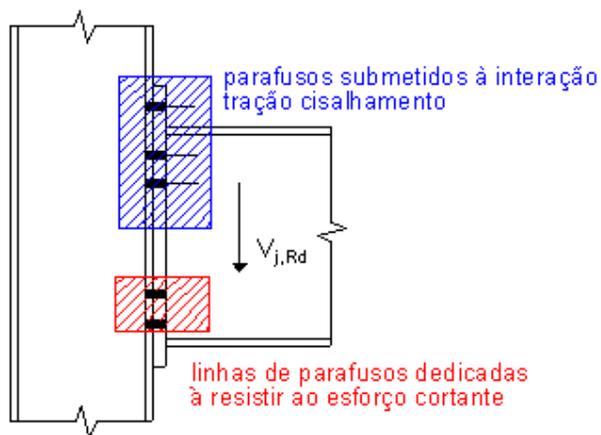


Figura 4. 16 – Base do mecanismo resistente

O Anexo J do EUROCODE 3 (1993), não apresenta nenhuma verificação à resistência ao esforço cortante vertical da ligação. A verificação apresentada nesta metodologia de dimensionamento tem como fundamentos as prescrições da NBR 8800 (1986) quanto à resistência de cálculo dos parafusos e quanto à interação tração - cisalhamento.

Considera-se que os parafusos na região tracionada estão completamente solicitados, e contribuem com 25% de sua resistência regular ao cisalhamento. Contudo, assim como o momento resistente da ligação ($M_{j,Rd}$), a capacidade resistente ao esforço cortante vertical ($V_{j,Rd}$) também é influenciada pela presença de forças axiais de tração, devendo-se então analisar duas situações de cálculo distintas.

4.5.1 Ligação Isenta de Força Normal

Considera-se os parafusos na zona tracionada completamente solicitados à tração contribuindo com 25% de sua resistência regular ao cisalhamento. Já os parafusos da zona de compressão não submetem-se aos efeitos da interação tração - cisalhamento dedicando-se exclusivamente à resistência ao cisalhamento vertical (figura 4.16).

Assim define-se a resistência ao esforço cortante vertical ($V_{j,Rd}$) como:

$$V_{j,Rd} = n_t \cdot P_{ts} + n_s \cdot P_{ss} \quad \text{IV.22}$$

onde:

n_t = número de parafusos da região tracionada;

n_s = número de parafusos da região comprimida;

P_{ts} = capacidade resistente dos parafusos na região tracionada, tomada como o menor valor de:

$0,25 \cdot \phi_v \cdot 0,42 \cdot A_p \cdot f_{up}$ resistência ao corte do parafuso;

$\alpha \cdot d_p \cdot t_{ch} \cdot f_u$ resistência à pressão de contato na chapa de topo;

$\alpha \cdot d_p \cdot t_{fc} \cdot f_u$ resistência à pressão de contato no flange do pilar;

P_{ss} = capacidade resistente ao cisalhamento dos parafusos da região comprimida, tomada como o menor valor de:

$\phi_v \cdot 0,42 \cdot A_p \cdot f_{up}$ resistência ao corte do parafuso;

$\alpha \cdot d_p \cdot t_{ch} \cdot f_u$ resistência à pressão de contato na chapa de topo;

$\alpha \cdot d_p \cdot t_{fc} \cdot f_u$ resistência à pressão de contato no flange do pilar;

$\phi_v = 0,60$ (parafusos comuns) e $0,65$ (parafusos de alta resistência);

A_p = área bruta dos parafusos;

f_{up} = tensão resistente dos parafusos;

d_p = diâmetro dos parafusos;

t_{ch} = espessura da chapa de topo;

t_{fc} = espessura do flange do pilar.

O valor de α contempla a possibilidade de colapso por esmagamento, rasgamento entre furos e rasgamento entre um furo e uma borda. A partir da posição geométrica da linha de parafusos em questão, o valor de α é determinado a partir de:

$$\alpha = \left(\frac{p}{d_p} \right) - 0,5 \leq 3,0$$

para possibilidade de rasgamento entre dois furos consecutivos,

$$\alpha = \left(\frac{e}{d_p} \right) \leq 3,0$$

para possibilidade de rasgamento entre o furo e a borda da chapa de topo e

$$\alpha = 3,0$$

para possibilidade de esmagamento sem rasgamento,

onde:

p = distância entre as linhas de parafusos analisadas;

e = menor entre e_x e e_v .

e_x = distância entre o centro dos parafusos na extensão da chapa de topo e a sua borda, paralela à mesa da viga;

e_v = distância entre o centro dos parafusos e a borda da chapa de topo, paralela à alma da viga.

Na determinação do valor de α deve-se considerar a possibilidade de colapso devido à pressão de contato para o flange do pilar e para a chapa de topo. Para o flange do pilar considera-se somente a possibilidade de rasgamento entre os furos consecutivos das linhas parafusos. É desnecessária a avaliação do valor de α para a possibilidade de rasgamento entre o furo e a borda do flange pois, havendo paralelismo entre esta borda e a direção da força, tem-se $\alpha=3$.

Com relação à avaliação dos efeitos da pressão de contato na chapa de topo, considera-se as duas possibilidades: rasgamento entre furo na extensão da chapa de topo e a sua borda e o rasgamento entre furos consecutivos.

4.5.2 Ligação Submetida à Esforço Axial de Tração

Também nesse caso considera-se os parafusos da região tracionada completamente solicitados à tração, podendo contribuir com no máximo 25% de sua capacidade regular de resistência ao cisalhamento. Contudo, os parafusos que anteriormente dedicavam-se exclusivamente à resistência ao cisalhamento, são também solicitados à tração e a sua efetiva capacidade resistente ao cisalhamento é limitada pelo efeito da interação tração - cisalhamento.

A verificação proposta a seguir, baseada na equação de iteração (IV.23), possibilita a determinação da capacidade resistente ao cisalhamento dos parafusos da região comprimida (P'_{ss}) quando estes estão submetidos a forças de tração.

$$\frac{T_d}{\theta_t R_{nt}} + \frac{P'_{ss}}{\theta_v R_{nv}} = 1,25 \quad \text{IV.23}$$

onde:

T_d = força de tração que solicita cada parafuso considerando-se que metade da força de tração é transmitida pela mesa comprimida da viga;

R_{nt} = resistência nominal dos parafusos à tração (NBR 8800) = $0,75 \cdot A_p \cdot f_{up}$;

R_{nv} = resistência nominal dos parafusos ao corte (NBR 8800) = $0,42 \cdot A_p \cdot f_{up}$.

Resolvendo-se a equação (IV.23) em termos de P'_{ss} , obtém-se:

$$P'_{ss} = 0,525\phi_v \cdot A_p \cdot f_{up} - 0,56 \frac{\phi_v}{\phi_t} \cdot T_d \quad \text{IV.24}$$

Assim define-se a resistência ao esforço cortante ($V_{j,Rd}$) quando a ligação é solicitada por força axial de tração, como:

$$V_{j,Rd} = n_t \cdot P_{ts} + n_s \cdot P'_{ss} \quad \text{IV.25}$$

onde:

n_t = número de parafusos da região tracionada;

n_s = número de parafusos da região comprimida;

P_{ts} = capacidade resistente dos parafusos na região tracionada, tomado como o menor valor de:

- resistência ao corte do parafuso;

$$0,25 \cdot \phi_v \cdot 0,42 \cdot A_p \cdot f_{up}$$

- resistência à pressão de contato na chapa de topo;

$$\alpha \cdot d_p \cdot t_{ch} \cdot f_u$$

- resistência à pressão de contato no flange do pilar.

$$\alpha \cdot d_p \cdot t_{fc} \cdot f_u$$

P_{ss}' = capacidade resistente ao cisalhamento dos parafusos da região comprimida, tomado como o menor valor de:

- resistência ao corte do parafuso;

$$\phi_v \cdot 0,42 \cdot A_p \cdot f_{up}$$

- resistência ao corte do parafuso solicitado simultaneamente por força tração e cisalhamento;

$$0,525 \phi_v \cdot A_p \cdot f_{up} - 0,56 \frac{\phi_v}{\phi_t} \cdot T_d$$

- resistência à pressão de contato na chapa de topo;

$$\alpha \cdot d_p \cdot t_{ch} \cdot f_u$$

- resistência à pressão de contato no flange do pilar.

$$\alpha \cdot d_p \cdot t_{fc} \cdot f_u$$

$\phi_t = 0,65$ (parafusos comuns) e $0,75$ (parafusos de alta resistência).

A resistência à pressão de contato nos furos não se modifica pela solicitação axial de tração e o valor de α é determinado igualmente ao item 4.5.1.

4.6 Verificação das Soldas

4.6.1 Solda entre as Mesas da Viga e a Chapa de Topo

Comentou-se no capítulo 3, que as soldas entre as mesas da viga e a chapa de topo devem possuir suficiente capacidade de deformação e que, no estado limite último, a mesa tracionada da viga tende a atrair maior parcela de força que os parafusos adjacentes. Por esta razão, deve-se tomar as precauções necessárias para que a solda entre as mesas e a chapa de topo não constitua um elemento determinante no dimensionamento.

Considera-se adequado que a condição de resistência para a solda entre as mesas e a chapa de topo baseie-se na resistência de cálculo à tração da mesa da viga. A NBR 8800 (1986) considera a resistência de cálculo à tração da mesa da viga como $\phi_t N_n = 0,9 \cdot A_g \cdot f_y = 0,9 \cdot b_{fv} \cdot t_{fv} \cdot f_y$.

Assim, a condição de resistência para a solda entre as mesas da viga e a chapa de topo é satisfeita se:

- solda de penetração total

$$\phi R_n = 0,9 \cdot A_w \cdot f_y \geq 0,9 \cdot b_{fv} \cdot t_{fv} \cdot f_y \quad \text{IV.26}$$

- solda de filete

$$\phi R_n = 2 \cdot 0,9 \cdot 0,6 \cdot A_{MB} \cdot f_y \geq 0,9 \cdot b_{fv} \cdot t_{fv} \cdot f_y \quad (\text{metal base}) \quad \text{IV.27}$$

$$\phi R_n = 2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot A_w \cdot f_w \geq 0,9 \cdot b_{fv} \cdot t_{fv} \cdot f_y \quad (\text{metal da solda}) \quad \text{IV.28}$$

onde:

$$A_{MB} = \text{área teórica da face de fusão} = s_{wf} \cdot b_{fv};$$

$$A_w = \text{área efetiva da solda de filete} = 0,7 \cdot s_{wf} \cdot b_{fv};$$

$$= \text{área efetiva da solda de penetração total} = s_{wf} \cdot b_{fv}$$

f_y = tensão de escoamento do metal base;

f_w = resistência mínima à tração do metal da solda;

s_{wf} = dimensão nominal da perna do filete ou espessura da garganta efetiva da solda entre a mesa da viga chapa de topo se esta for de penetração total ;

b_{fv} = largura da mesa da viga;

t_{fv} = espessura da mesa da viga.

4.6.2 Solda de Composição do Pilar

A NBR 8800 (1986), item 7.1.3.4, estabelece que as soldas de composição entre a alma e os flanges de pilares constituídos por perfis soldados devem ser verificadas considerando-se a interação entre as tensões de cisalhamento, geradas pelas forças cortantes (força cortante de cálculo no pilar e as introduzidas pelas mesas da viga), e as tensões locais de tração e compressão na solda, geradas pelas forças transversais introduzidas pelas mesas da viga.

Admitindo-se $M_{j,Rd} \geq M_{j,Sd}$ pode-se estabelecer as forças locais de tração (σ_t), compressão (σ_c) e cisalhamento (σ_v) introduzidas pelas mesas da viga em função do binário força de tração e força de compressão equivalentes ao momento resistente da ligação, considerando-se ainda a possível presença de forças axiais na ligação.

Considerando-se a força de tração, transmitida pela mesa da viga, atuando numa região de largura $b_{eff,wt} = p_{12} + 1,73g$ e a força de compressão atuando no painel de alma resistente à compressão de largura b_{wc} , como determinado no item 4.2.2 tem-se:

- para a mesa tracionada;

$$f_t = \frac{\left[\left(\frac{M_{j,Rd}}{h} \right) + (N_{j,Sd}) \right]}{b_{eff,wt}} \quad \text{IV.29}$$

- para a mesa comprimida;

$$f_c = \frac{\left[\left(\frac{M_{j,Rd}}{h} \right) - (N_{j,Sd}) \right]}{b_{wc}} \quad \text{IV.30}$$

e

$$f_v = \frac{\left[\left(\frac{M_{j,Rd}}{h} + |N_{j,Sd}| \right) \cdot Q \right]}{I} \quad \text{IV.31}$$

onde:

$N_{j,Sd}$ = esforço normal de cálculo que solicita a ligação, positivo quando esforço de tração;

Q = momento estático da mesa do pilar em relação ao eixo perpendicular à alma;
I = momento de inércia da seção do pilar em relação ao eixo perpendicular à alma;
h = distância entre os planos médios das mesas da viga.

Determinadas as tensões que solicitam a solda de composição do pilar, deve-se calcular as tensões resultantes na região tracionada $f_{Rt} = \sqrt{f_t^2 + f_v^2}$ e na região comprimida $f_{Rc} = \sqrt{f_c^2 + f_v^2}$, comparando-se a maior tensão resultante f_R calculada com a resistência de cálculo da solda de composição.

Assim, considera-se verificada a condição de resistência para a solda de composição do pilar, quando:

- solda de penetração total

$$\phi R_n = 0,9 \cdot 0,6 \cdot s_{wc} \cdot f_y \geq f_R \text{ (metal base)} \quad \text{IV.32}$$

$$\phi R_n = 0,75 \cdot 0,6 \cdot s_{wc} \cdot f_w \geq f_R \text{ (metal da solda)} \quad \text{IV.33}$$

- solda de filete

$$\phi R_n = 2 \cdot 0,9 \cdot 0,6 \cdot s_{wc} \cdot f_y \geq f_R \text{ (metal base)} \quad \text{IV.34}$$

$$\phi R_n = 2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot s_{wc} \cdot f_w \geq f_R \text{ (metal da solda)} \quad \text{IV.35}$$

onde:

s_{wc} = dimensão nominal da perna do filete ou a espessura da garganta efetiva da solda de composição, se esta for de penetração total.

4.6.3 Solda entre a Alma da Viga e a Chapa de Topo

Tradicionalmente considera-se que a solda entre a alma da viga e a chapa de topo contribui apenas na transmissão da força cortante e, a solda entre a mesa da viga e a chapa de topo transmite completamente a força de tração transmitida pela mesa da viga.

Como a metodologia de dimensionamento considera a contribuição da alma da viga e do pilar na transmissão das forças de tração, coerentemente na metodologia apresentada a seguir considera-se que as soldas entre a alma da viga e a chapa de topo devem ser verificadas, não somente ao cisalhamento, mas também à tração.

No entanto, é conservador considerar-se que a solda entre a alma da viga e a chapa de topo, na região tracionada, contribua tanto na transmissão das forças normais ao flange do pilar quanto nas forças de cisalhamento vertical. Assim, baseando-se nas considerações do BCSA/SCI (1996), apresentadas na revisão bibliográfica item 3.3.1.7, igualmente à determinação da capacidade resistente ao cisalhamento vertical, considera-se que as tensões devido ao cisalhamento vertical concentram-se na região comprimida da ligação.

Segundo a NBR 8800 (1986), item 7.1.3.4, a força normal (f_t) que solicita a solda deve ser determinada com base na relação entre a espessura da alma da viga e a espessura efetiva da solda. Admitindo-se que as tensões normais distribuem-se linearmente, tem-se:

$$f_t = \left(\frac{M_{j,Rd}}{h} \right) \cdot \frac{h'}{b_{fv} \cdot t_{fv}} \cdot t_{wv} \quad \text{IV.36}$$

onde:

h = distância entre os planos médios das mesas da viga = $h_v - t_{fv}$;

h' = $h_v - t_{fv} - 2 \cdot s$;

s = dimensão do entalhe construtivo da alma da viga;

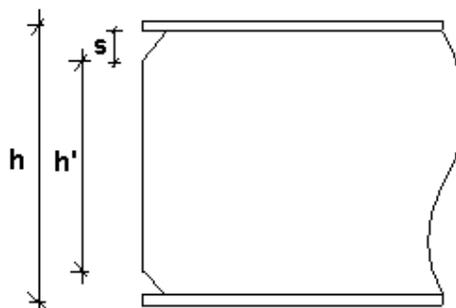


Figura 4. 17 – Entalhe construtivo na alma da viga

Considerando-se que a solda entre a alma da viga e a chapa de topo na região comprimida (figura 4.18), isoladamente, suporta a força cortante que solicita a ligação, determina-se a força de cisalhamento (f_v) a partir de:

$$L_{wt} = \frac{p + 1,73g}{2} \quad \text{IV.37}$$

$$L_{wv} = h' - L_{wt} \quad \text{IV.38}$$

$$f_v = \frac{V_{j,Rd}}{L_{wv}} \quad \text{IV.39}$$

onde:

p = distância vertical entre as linhas de parafusos;

g = distância horizontal entre as linhas de parafusos;

L_{wt} = comprimento de solda na região tracionada;

L_{wv} = comprimento de solda na região comprimida.

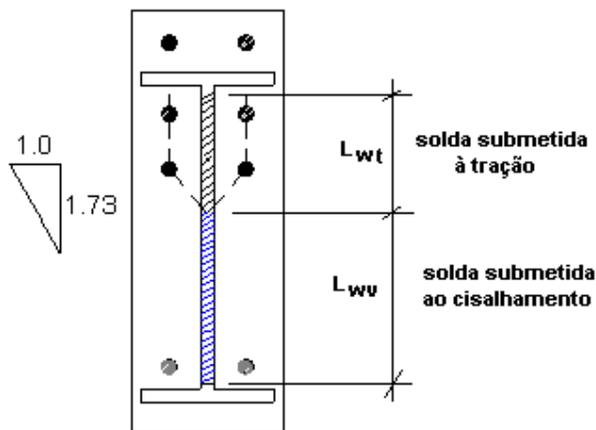


Figura 4. 18 – Verificação da solda entre a alma da viga e a chapa de topo

Portanto considera-se verificada a condição de resistência para a solda entre a alma da viga e a chapa de topo atendendo-se:

a) solda submetida à tração

- solda de penetração total

$$\phi R_n = 0,9 \cdot 0,6 \cdot s_{ww} \cdot f_y \geq f_t \text{ (metal base)} \quad \text{IV.40}$$

$$\phi R_n = 0,75 \cdot 0,6 \cdot s_{ww} \cdot f_w \geq f_t \text{ (metal da solda)} \quad \text{IV.41}$$

- solda de filete

$$\phi R_n = 2 \cdot 0,9 \cdot 0,6 \cdot s_{ww} \cdot f_y \geq f_t \text{ (metal base)} \quad \text{IV.42}$$

$$\phi R_n = 2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot s_{ww} \cdot f_w \geq f_t \text{ (metal da solda)} \quad \text{IV.43}$$

b) região submetida ao cisalhamento

- solda de penetração total

$$\phi R_n = 0,9 \cdot 0,6 \cdot s_{ww} \cdot f_y \geq f_v \text{ (metal base)} \quad \text{IV.44}$$

$$\phi R_n = 0,75 \cdot 0,6 \cdot s_{ww} \cdot f_w \geq f_v \text{ (metal da solda)} \quad \text{IV.45}$$

- solda de filete

$$\phi R_n = 2 \cdot 0,9 \cdot 0,6 \cdot s_{ww} \cdot f_y \geq f_v \text{ (metal base)} \quad \text{IV.46}$$

$$\phi R_n = 2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot s_{ww} \cdot f_w \geq f_v \text{ (metal da solda)} \quad \text{IV.47}$$

onde:

s_{ww} = dimensão nominal da perna do filete ou a espessura da garganta efetiva da solda entre a alma da viga e a chapa de topo, se esta for de penetração total.

As verificações apresentadas neste capítulo, são adotadas no programa computacional para dimensionamento de ligações “SCDL”, abordado detalhadamente no capítulo 6.

Apresenta-se, no próximo capítulo, o modelo do Anexo J do EUROCODE 3 para avaliação da rigidez de ligações com chapa de topo, com o objetivo de complementar a metodologia de dimensionamento, destacando-se os procedimentos que possibilitam a determinação da rigidez das ligações, permitindo a introdução de alguma sofisticação à análise das estruturas, através de programas computacionais convencionais.

Desenvolve-se no capítulo 7, dois exemplos de ligações viga-coluna com chapa de topo, segundo a metodologia de dimensionamento apresentada neste capítulo, objetivando-se a análise e a comparação dos resultados obtidos, com o resultados segundo o Método do Manual Brasileiro e observações experimentais.

Capítulo 5

MODELO DO EUROCODE 3 PARA AVALIAÇÃO DA RIGIDEZ DE LIGAÇÕES COM CHAPA DE TOPO

5.1 Introdução

A correta previsão do comportamento elástico e inelástico das estruturas de aço, requer a modelagem do comportamento rotacional de suas ligações viga-coluna. Este tema tem sido profundamente avaliado, pois os conceitos da análise semi-rígida já são abordados em normas como o BS 5950 (1990) e o EUROCODE 3 (1993) que fornecem regras simples para a determinação do comportamento rotacional das ligações viga-coluna.

A avaliação do comportamento rotacional das ligações viga-coluna pode ser executada por meio de modelos matemáticos, modelos analíticos, modelos mecânicos ou diretamente da análise por modelos de elementos finitos.

O EUROCODE 3 (1993) em seu Anexo J, além de apresentar uma metodologia de cálculo para a determinação da resistência à flexão de ligações com chapa de topo, também contempla mecanismos para a determinação da sua rigidez à rotação.

Como estabelecido no capítulo 2, a filosofia do método de dimensionamento que considera a resistência global da ligação dependente do comportamento mecânico dos seus componentes (“component method”), também aplica-se ao modelo de avaliação da rigidez à rotação. Segundo Jaspert, Steenhuis e Weinand (1995) a aplicação desta filosofia à avaliação do comportamento rotacional das ligações consiste numa grande vantagem do método, pois o engenheiro torna-se apto a calcular a rigidez rotacional da ligação a partir da rigidez dos seus componentes.

5.2 Fundamentos do Método

O modelo no qual baseia-se a metodologia de cálculo para a determinação da rigidez rotacional das ligações apresentado pelo EUROCODE 3 (1993), fundamenta-se no conceito de que a rigidez rotacional das ligações é determinada pela rigidez dos seus componentes: flange do pilar sob flexão, chapa de topo sob flexão, parafusos tracionados, alma do pilar tracionada, painel da alma do pilar sob cisalhamento e alma comprimida do pilar (figura 5.1).

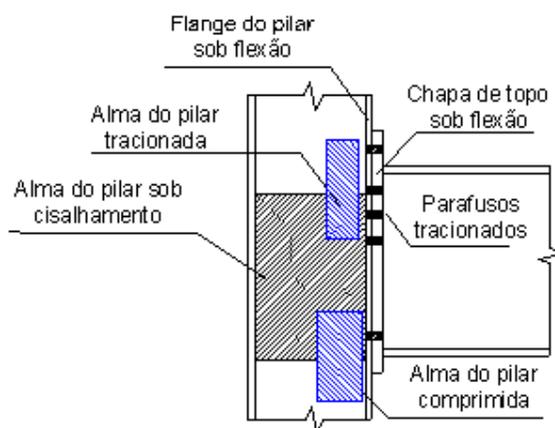


Figura 5. 1- Componentes da ligação

Faella, Piluso e Rizzano (1996) definem o modelo como uma combinação de elementos de mola representando a rigidez dos seus componentes (figura 5.2).

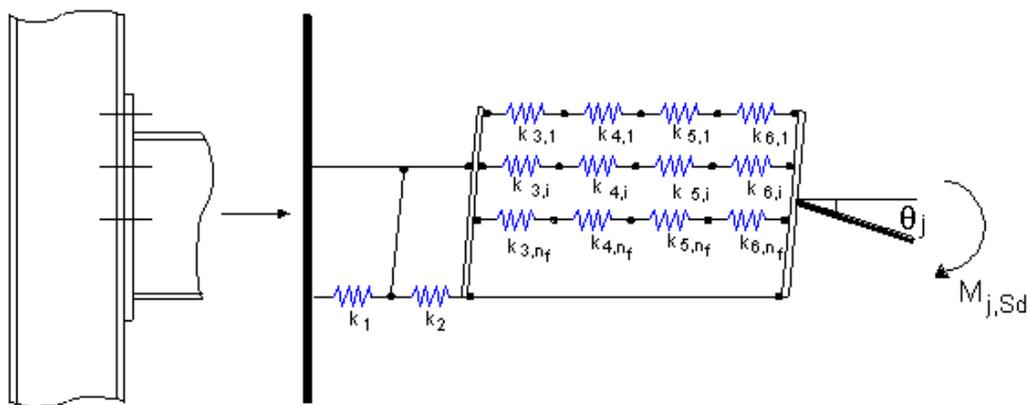


Figura 5. 2 - Modelo para avaliação da rigidez rotacional da ligação

O modelo do Anexo J do EUROCODE 3 para a determinação da rigidez rotacional, esquematizado na figura 5.2, considera as deformações das linhas de parafusos proporcionais à sua distância ao centro de rotação, no entanto, considera-se as forças nas linhas proporcionais à rigidez de seus componentes.

A tabela 5.1 apresenta cada componente considerado e o correspondente índice do elemento de mola que o representa no modelo ilustrado na figura 5.2.

TABELA 5. 1 - Componentes do modelo de avaliação da rigidez à rotação

Componente	Índice do componente
Alma do pilar sob cisalhamento	1
Alma do pilar sob compressão	2
Alma tracionada do pilar	3
Flange do pilar sob flexão	4
Chapa de topo sob flexão	5
Parafusos tracionados	6

A metodologia não considera como elementos contribuintes, a alma e mesas da viga, uma vez que a contribuição destes já é considerada na determinação das deformações da viga. Para cada componente o Anexo J do EUROCODE 3 fornece a equação para a correspondente rigidez de translação ($k_{i,j}$), os quais são apresentados no item 5.3.

O procedimento de avaliação da rigidez rotacional das ligações com chapa de topo está representado na figura 5.3.

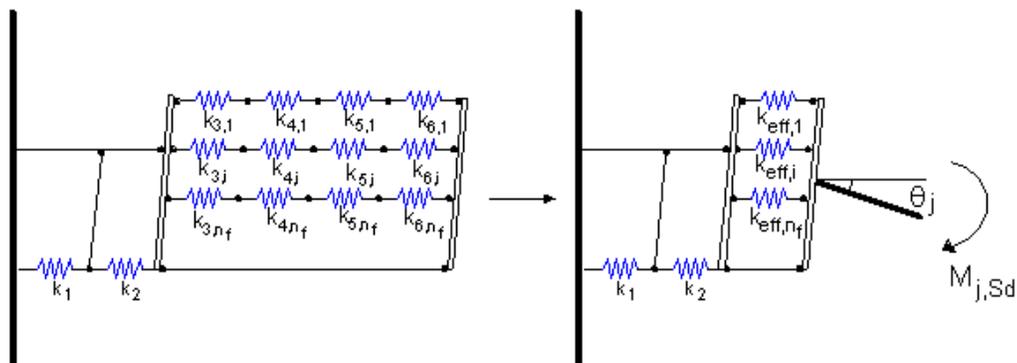


Figura 5. 3 – Procedimento de avaliação da rigidez rotacional.

Para a i -ésima linha na região tracionada determina-se a sua rigidez efetiva ($k_{eff,i}$) (V.1), considerando-se a contribuição de cada componente.

$$k_{eff,i} = \frac{1}{\frac{1}{k_{3,i}} + \frac{1}{k_{4,i}} + \frac{1}{k_{5,i}} + \frac{1}{k_{6,i}}} \quad \text{V.1}$$

A contribuição total dos componentes tracionados é considerada por meio de um elemento de mola, cuja rigidez de translação k_t (V.3), é a resultante da rigidez dos elementos tracionados (figura 5.4).

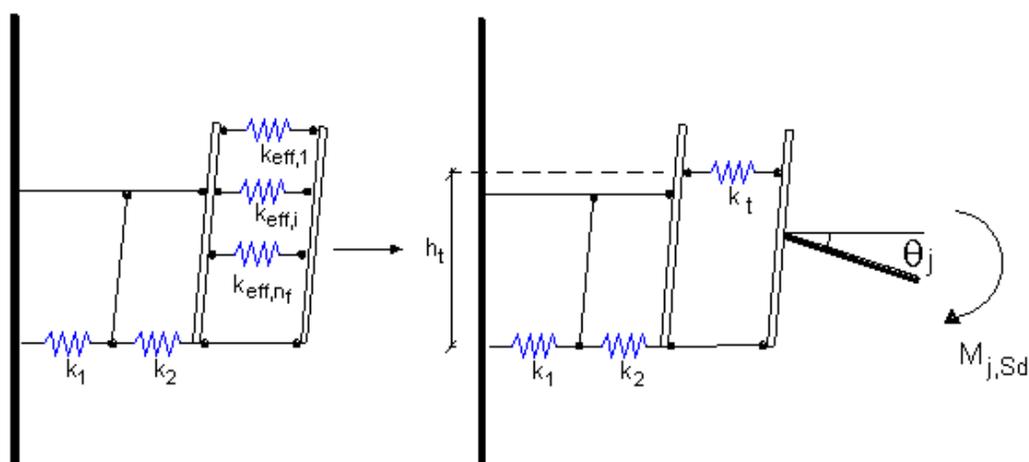


Figura 5. 4– Determinação da rigidez de translação resultante

Considerando-se o centro de rotação no plano médio da mesa comprimida da viga e levando-se em consideração a posição de cada linha de parafusos (h_i) em relação ao centro de rotação tem-se:

$$h_t = \frac{\sum_{i=1}^n k_{eff,i} \cdot h_i^2}{\sum_{i=1}^n k_{eff,i} \cdot h_i} \quad \text{V.2}$$

$$k_t = \frac{\sum_{i=1}^n k_{eff,i} \cdot h_i}{h_t} \quad \text{V.3}$$

Considerando-se o momento atuante na ligação ($M_{j,sa} = F \cdot h_t$, onde F é a força desenvolvida nos elementos de mola), a rotação da ligação ($\phi_j = \Delta_1 + \Delta_2 + \Delta_3/h_t$) e a relação força x deslocamento (equação V.4) para os elementos de mola, após arranjos matemáticos, obtém-se a equação para a determinação da rigidez inicial ($S_{j,ini}$) da ligação:

$$F_i = k_i \cdot E \cdot \Delta_i \quad \text{V.4}$$

$$\Delta_i = \frac{F_i}{k_i \cdot E} \quad \text{V.5}$$

$$S_{j,ini} = \frac{M_j}{\phi_j} = \frac{F \cdot h_t}{\frac{\Delta_1 + \Delta_2 + \Delta_t}{h_t}} = \frac{F \cdot h_t^2}{\frac{F}{E} \cdot \frac{1}{\sum k_i}} = \frac{E \cdot h_t^2}{\sum \frac{1}{k_i}} \quad \text{V.6}$$

A figura 5.5 apresenta o diagrama momento rotação adotado pelo EUROCODE 3 (1993). Considera-se um comportamento linear da relação momento x rotação da ligação, caracterizada pela rigidez inicial $S_{j,ini}$, para um momento fletor solicitante máximo igual a 2/3 do momento resistente da ligação $M_{j,Rd}$.

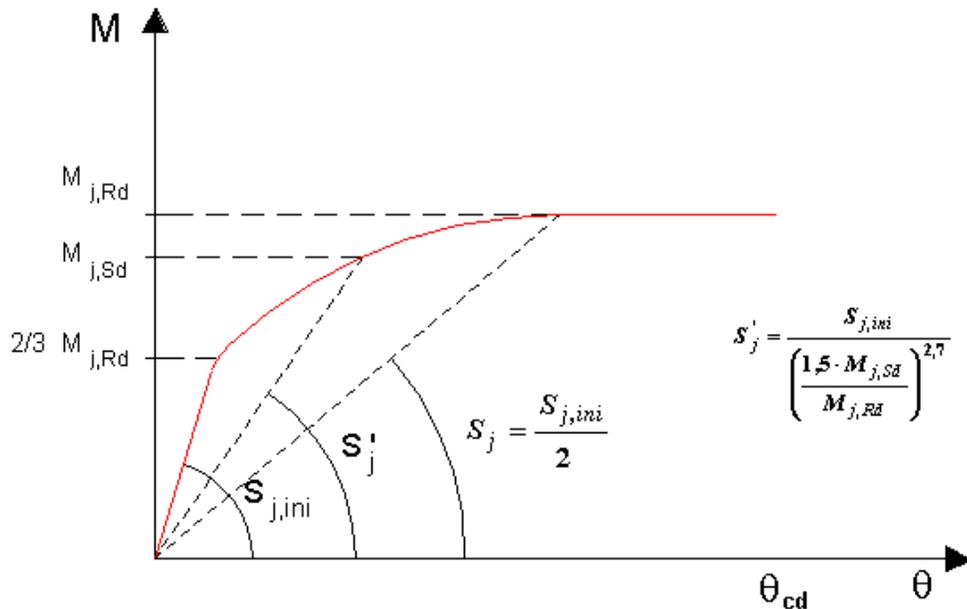


Figura 5. 5 – Diagrama momento x rotação – EUROCODE 3 (1993)

Como salientado anteriormente, o Anexo J do EUROCODE 3 (1993) apresenta as equações que possibilitam a determinação da rigidez de translação (k_{ij}) de cada

componente. No item a seguir analisa-se, pormenorizadamente, cada uma destas equações, fundamentando-se assim a aplicação do modelo descrito acima.

5.3 Determinação da Rigidez de Translação dos Componentes

A rigidez de translação (k_{ij}) dos componentes é obtida a partir das relações força x deformação no regime linear, considerando-se portanto, para todos os componentes, que a máxima força aplicável no regime elástico é igual a 2/3 da capacidade resistente do respectivo componente.

5.3.1 Alma do Pilar sob Cisalhamento (k_1)

Como analisou-se no capítulo 4, as ligações viga-coluna com chapa de topo devido ao mecanismo resistente, submetem o painel de alma dos pilares (região compreendida entre as mesas da viga) a forças de cisalhamento (F_v), cuja magnitude está intimamente ligada à configuração da ligação e à disposição do carregamento, podendo ser expressa como uma função do binário força de tração (T) e força de compressão (C) equivalente ao momento aplicado (V.7).

$$F_v = \xi \cdot \frac{M_{j,Sd}}{h} = \xi \cdot T \quad \text{V.7}$$

Os valores de ξ dependem da configuração geométrica e do carregamento aplicado à ligação e são similares aos apresentados na tabela 4.7

Segundo Jaspart, Steenhuis e Weinand (1995), trabalhos numéricos e experimentais demonstram que a distribuição das tensões de cisalhamento no painel de alma do pilar para ligações com chapa de topo tem um comportamento praticamente uniforme.

A partir desta constatação, considerando-se a força de cisalhamento $F_v = A_v \cdot \tau_v$, tal que as tensões de cisalhamento (τ_v) sejam diretamente proporcionais a $G \cdot \gamma$, definindo-se $\gamma = \Delta/h$ como a deformação por cisalhamento (figura 5.6) e substituindo-se em (V.7), obtém-se:

$$T = \frac{F_v}{\xi} = \frac{A_v \cdot \tau}{\xi} = \frac{A_v \cdot G \cdot \gamma}{\xi} = \frac{A_v \cdot G \cdot \Delta}{\xi \cdot h} \quad \text{V.8}$$

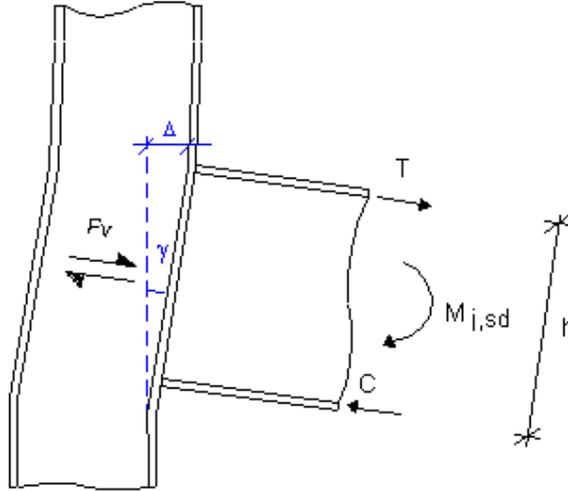


Figura 5. 6 – Deformação da alma do pilar quando submetida a forças de cisalhamento

Considerando-se o módulo de elasticidade transversal $G = E/[2 \cdot (1 + \nu)] = E/[2 \cdot (1 + 0,3)] = 0,385E$ obtém-se:

$$T = \frac{0,385E \cdot A_v \cdot \Delta}{\xi \cdot h} \quad \text{V.9}$$

Expressando-se k_1 como função de T a partir da relação força x deformação (V.10), e substituindo-se em (V.9) obtém-se:

$$k_1 = \frac{T}{E \cdot \Delta} \quad \text{V.10}$$

$$k_1 = \frac{0,385 \cdot A_v}{\xi \cdot h} \quad \text{V.11}$$

onde:

A_v = área resistente ao cisalhamento = $(h_c - 2t_{fc} - 2s_{wc}) \cdot t_{wc}$;

h = distância entre os planos médios das mesas da viga;

t_{fc} = espessura do flange do pilar;

s_{wc} = espessura da solda de composição do pilar (perfil soldado) ou o raio de concordância entre o flange a alma (perfil laminado);

t_{wc} = espessura da alma do pilar;

5.3.2 Alma do Pilar sob Compressão (k_2)

A força de compressão transmitida pela mesa da viga à alma do pilar, gera deformações (figura 5.7) que certamente influenciam o comportamento momento rotação das ligações com chapa de topo. A magnitude desta contribuição é determinada pela rigidez do elemento de mola k_2 , que no modelo apresentado anteriormente (figura 5.3), representa o comportamento da alma do pilar quando submetida a tensões de compressão.

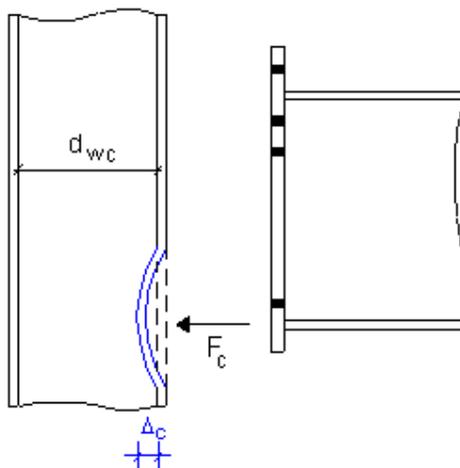


Figura 5. 7 – Deformação do painel de alma do pilar quando submetido a forças de compressão

Considerando-se a área do painel de alma resistente à compressão no regime elástico $A_c = 0,7 \cdot b_{wc} \cdot t_{wc}$ e a força de compressão transmitida pela mesa da viga $F_c = \sigma_c \cdot A_c$, onde σ_c é a tensão de compressão, tem-se:

$$F_c = \sigma_c \cdot 0,7 b_{wc} \cdot t_{wc} \quad \text{V.12}$$

Considerando-se $\sigma_c = \epsilon_c \cdot E$ e $\epsilon_c = \Delta_c / d_{wc}$, onde ϵ_c é a deformação por esforço normal do painel (figura 5.7), a força de compressão (F_c) pode ser expressa como:

$$F_c = \frac{0,7b_{wc} \cdot t_{wc} \cdot \Delta \cdot E}{d_{wc}} \quad \text{V.13}$$

Expressando-se k_2 como função de F_c a partir da relação força x deformação obtém-se:

$$k_2 = \frac{F_c}{E \cdot \Delta} = \frac{0,7b_{wc} \cdot t_{wc}}{d_{wc}} \quad \text{V.14}$$

onde b_{wc} é a largura do painel de alma resistente à compressão e d_{wc} é a altura livre da alma entre os flanges do pilar dados por:

$$b_{wc} = \min \left\{ \begin{array}{l} t_{fv} + 2s_{wf} + 2t_{ch} + 5 \cdot (t_{fc} + s_{wc}) \\ t_{fv} + s_{wf} + t_{ch} + u + 5 \cdot (t_{fc} + s_{wc}) \end{array} \right\} \quad \text{V.15}$$

$$d_{wc} = h_c - 2t_{fc} - 2s_{wc} \quad \text{V.16}$$

Admite-se a área resistente à compressão como $A_c = 0.7 \cdot b_{wc} \cdot t_{wc}$, pois como salientado anteriormente, o modelo objetiva obter a rigidez inicial da ligação. Portanto, considera-se que as forças atuantes no regime elástico limitam-se a 2/3 da sua capacidade resistente.

5.3.3 Alma Tracionada do Pilar ($k_{3,i}$)

A alma tracionada do pilar apresenta um comportamento semelhante ao da alma comprimida. Submetida a tensões de tração, geradas pelo mecanismo resistente, deforma-se (figura 5.8) contribuindo para o comportamento momento x rotação da ligação.

A magnitude desta contribuição é caracterizada pela rigidez dos elementos de mola $k_{3,i}$, que no modelo, representam as regiões da alma tracionada do pilar correspondentes a cada linha de parafusos.

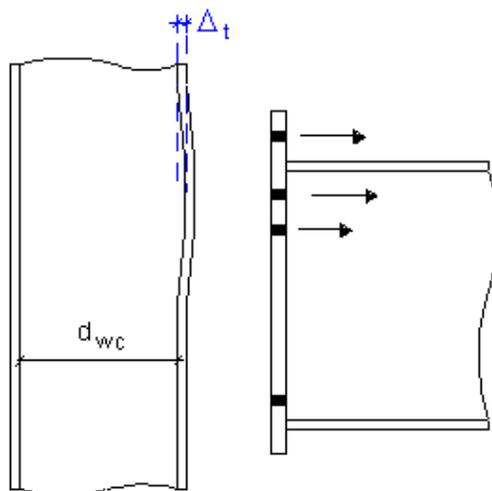


Figura 5. 8 – Deformações na alma do pilar geradas pelas forças de tração

Considerando-se a força que solicita a alma do pilar $F_{wt} = \sigma_t \cdot 0,7b_{eff,wt} \cdot t_{wc}$ e $\sigma_t = \varepsilon_t \cdot E$, onde $b_{eff,wt}$ é a largura efetiva da alma do pilar, correspondente a cada linha de parafusos, σ_t a tensão de tração, ε_t a deformação por tração e E o módulo de elasticidade longitudinal, tem-se:

$$F_{wt} = \varepsilon_t \cdot E \cdot 0,7b_{eff,wt} \cdot t_{wc} \quad \text{V.17}$$

Considerando-se $\varepsilon = \Delta_t / d_{wc}$ (figura 5.8) e $k_{3,i} = F_{wt} / E \cdot \Delta_t$, obtém-se:

$$k_{3,i} = \frac{0,7b_{eff,wt} \cdot t_{wc}}{d_{wc}} \quad \text{V.18}$$

A largura efetiva da alma do pilar resistente à tração ($b_{eff,wt}$) correspondente a cada linha de parafusos é obtida a partir das mesmas considerações apresentadas no capítulo 4, considerando-se que as tensões de tração dissipam-se formando um ângulo máximo de 60°, partindo-se dos parafusos, em direção ao plano médio da alma (do pilar ou da viga).

Contudo, é importante salientar, que para a determinação da contribuição da alma tracionada do pilar à rigidez rotacional da ligação deve-se considerar uma possível interação entre as linhas de parafusos, levando-se em conta que estas podem, eventualmente, dependendo da configuração geométrica da ligação atuar como grupo de parafusos, desde que não separadas por enrijecedor ou pela mesa da viga.

A título de exemplo, a tabela 5.2 apresenta a largura efetiva $b_{eff,wt}$ para uma ligação com 3 linhas na região tracionada.

TABELA 5. 2 Largura efetiva $b_{eff,wt}$ para a determinação de $k_{3,i}$

<i>linha de parafusos 1</i>	$b_{eff,wt} = \min \left\{ 1,73g ; \frac{1,73g}{2} + \frac{p_{12}}{2} \right\}$
<i>linha de parafusos 2</i>	$b_{eff,wt} = \min \left\{ 1,73g ; \frac{1,73g}{2} + \frac{p_{12}}{2} ; \frac{1,73g}{2} + \frac{p_{23}}{2} ; \frac{p_{12}}{2} + \frac{p_{23}}{2} \right\}$
<i>linha de parafusos 3</i>	$b_{eff,wt} = \min \left\{ 1,73g ; \frac{1,73g}{2} + \frac{p_{23}}{2} \right\}$
notas:	
<p>g = distância horizontal entre os centros dos parafusos;</p> <p>p_{12} = distância vertical entre as linhas de parafusos 1 e 2;</p> <p>p_{23} = distância vertical entre as linhas de parafusos 2 e 3;</p>	

5.3.4 Flange do Pilar e Chapa de Topo sob Flexão

A determinação da contribuição da chapa de topo e do flange do pilar sob flexão no comportamento momento x rotação da ligação, assim como na determinação da resistência à flexão da ligação, também é feita a partir do comportamento de perfis “T” equivalentes.

Segundo Jaspart, Steenhuis e Weinand (1995), a relação entre a força aplicada e o deslocamento do perfil “T” no regime elástico é dada por $k = I_{eff,ini} \cdot t^3 / m^3$. Os citados autores determinam o valor do comprimento efetivo inicial ($I_{eff,ini}$), considerando-se que o comportamento elástico do perfil “T” equivalente é limitado pela formação da primeira rótula plástica na interseção flange/alma do perfil “T” (ponto A - figura 5.9).

Partindo-se do modelo da figura 5.9 e considerando-se que as forças de alavanca representam 26% da força desenvolvida nos parafusos, Jaspart, Steenhuis e Weinand (1995) determinam $I_{eff,ini}$ como apresentado a seguir.

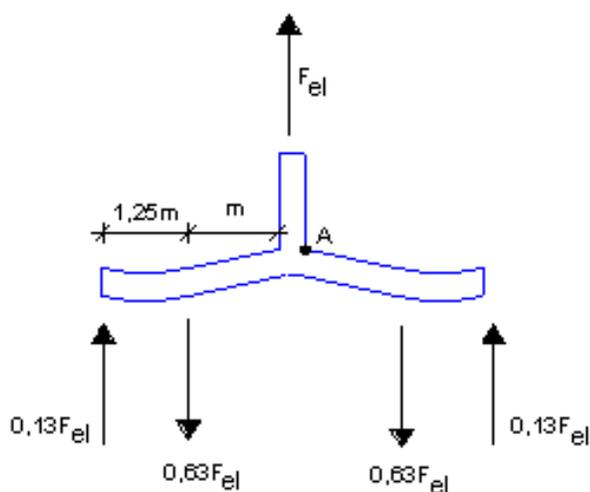


Figura 5. 9 – Deformações elásticas no perfil “T”

Considerando-se que o momento máximo desenvolvido no perfil “T” é dado por $M_{máx} = 0,322 \cdot F_{el} \cdot m$, a força máxima no regime elástico (formação da rótula plástica no ponto A) é dada por:

$$F_{el} = \frac{M_p}{0,322 \cdot m} = \frac{0,25 \cdot l_{eff,ini} \cdot t^2}{0,322 \cdot m} \cdot f_y = \frac{l_{eff,ini} \cdot t^2}{1,288 \cdot m} \quad \text{V.19}$$

Assim, considerando-se que a força máxima no regime elástico corresponde a 2/3 da capacidade resistente do perfil “T” pode-se concluir que $l_{eff,ini}$ corresponde a $0,85l_{eff}$.

Determinada a relação entre a largura efetiva no regime plástico e no regime elástico, obtém-se a rigidez translacional $k_{4,i}$ (V.20) e $k_{5,i}$ (V.21) correspondentes, respectivamente, ao flange do pilar e à chapa de topo sob flexão, a partir de:

$$k_{4,i} = \frac{0,85 \cdot l_{eff,fc} \cdot t_{fc}^3}{m_c^3} \quad \text{V.20}$$

$$k_{5,i} = \frac{0,85 \cdot l_{eff,ch} \cdot t_{ch}^3}{m_v^3} \quad \text{V.21}$$

Os comprimentos efetivos $l_{eff,fc}$ e $l_{eff,ch}$ dos perfis “T” para linhas de parafusos situadas no flange do pilar e na chapa de topo, são determinadas a partir das mesmas

considerações aplicadas na determinação da resistência potencial das linhas de parafusos, como apresentado no capítulo 4 “Metodologia de Dimensionamento”.

A título de exemplo, as tabelas 5.3 e 5.4 apresentam os comprimentos efetivos $l_{eff,fc}$ e $l_{eff,ch}$ dos perfis “T” equivalentes para linhas de parafusos situadas no flange do pilar e na chapa de topo, considerando-se uma ligação com 3 linhas resistentes na região tracionada.

TABELA 5.3 – Comprimento efetivo dos perfis “T” equivalentes para linhas no flange do pilar

linha de parafusos 1
$l_{eff,fc} = \min \left\{ 2\pi m_c ; 4m_c + 1,25e_c ; 2m_c + 0,625e_c + \frac{P_{12}}{2} \right\}$
linha de parafusos 2
$l_{eff,fc} = \min \left\{ 2\pi m_c ; 4m_c + 1,25e_c ; 2m_c + 0,625e_c + \frac{P_{12}}{2} ; 2m_c + 0,625e_c + \frac{P_{23}}{2} ; \frac{P_{12}}{2} + \frac{P_{23}}{2} \right\}$
linha de parafusos 3
$l_{eff,fc} = \min \left\{ 2\pi m_c ; 4m_c + 1,25e_c ; 2m_c + 0,625e_c + \frac{P_{23}}{2} \right\}$

TABELA 5.4 - Comprimento efetivo dos perfis “T” equivalentes para linhas na chapa de topo

linha de parafusos 1
$l_{eff,ch} = \min \left\{ \frac{b_{ch}}{2} ; 2m_x + 0,625e_x + \frac{g}{2} ; 2m_x + 0,625e_x + e_v ; 4m_x + 1,25e_x ; 2\pi m_x \right\}$
linha de parafusos 2
$l_{eff,ch} = \min \left\{ 2\pi m_v ; \max(4m_v + 1,25e_v ; \alpha \cdot m_v) ; \max(2m_v + 0,625e_v + \frac{P_{23}}{2} ; \frac{\alpha \cdot m_v}{2} + \frac{P_{23}}{2}) \right\}$
linha de parafusos 3
$l_{eff,ch} = \min \left\{ 2\pi m_v ; 4m_v + 1,25e_v ; 2m_v + 0,625e_v + \frac{P_{23}}{2} \right\}$

5.3.5 Parafusos Tracionados

Submetidos a esforços de tração, os parafusos deformam-se e a sua contribuição à rigidez rotacional das ligações com chapa de topo pode ser determinada analisando-se o modelo da figura 5.10, admitindo-se que as forças de alavanca representam 26% das forças de tração nos parafusos. Os resultados obtidos por Jaspert, Steenhuis e Weinand (1995) são apresentados a seguir.

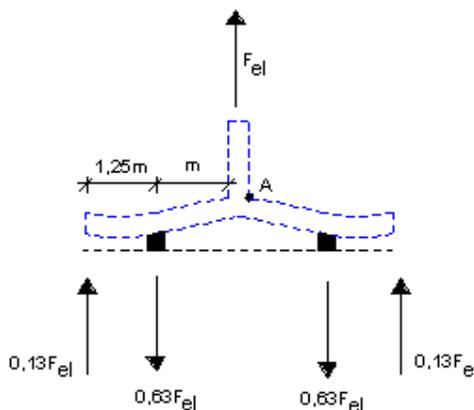


Figura 5. 10 – Deformações elásticas nos parafusos

Admitindo-se o perfil “T” equivalente em regime elástico (figura 5.10) e considerando-se os efeitos das forças de alavanca tem-se:

$$\sigma_p = \frac{0,63F_{el}}{A_p} \quad \text{V.22}$$

$$F_{el} = \frac{\sigma_p \cdot A_p}{0,63} = 1,6 \cdot \sigma_p \cdot A_p \quad \text{V.23}$$

Admitindo-se $\sigma_p = \varepsilon_p \cdot E$, $\varepsilon_p = \Delta/L_p$ e $k_{6,i} = F_{el}/E \cdot \Delta$ obtém-se:

$$k_{6,i} = \frac{1,6 \cdot A_p}{L_p} \quad \text{V.24}$$

Onde :

σ_p = tensão de tração no parafuso

A_p = área da seção líquida do parafuso

L_p = comprimento de pega, adicionando-se o comprimento obtido da soma da metade da espessura da cabeça dos parafusos e a metade da espessura das porcas

$$= t_{ch} + t_{fc} + \frac{1}{2}(e_1 + e_2);$$

e_1 = espessura das porcas = $0,9375d_p$;

e_2 = espessura da cabeça dos parafusos = $0,625d_p$;

O capítulo 6 apresenta o programa computacional “**SCDL**” (Sistema Computacional para Dimensionamento de Ligações), implementado em Visual Basic e desenvolvido segundo a metodologia de dimensionamento apresentada no capítulo 4.

Posteriormente no capítulo 7 “**Comparação de Resultados**” determina-se a rigidez rotacional, segundo a metodologia apresentada neste capítulo, dos exemplos dos quais faz-se a análise e a comparação de resultados.

Capítulo 6

PROGRAMA COMPUTACIONAL DE DIMENSIONAMENTO E VERIFICAÇÃO

6.1– Introdução

Complementando este trabalho, apresenta-se o programa computacional de dimensionamento e verificação (“SCDL”- Sistema Computacional para Dimensionamento de Ligações) implementado em “Visual Basic” de acordo com as metodologias de dimensionamento apresentadas nos capítulos 4 e 5.

O programa disponibiliza um ambiente de trabalho onde a entrada de dados pode ser feita de maneira rápida e dinâmica, tornando-se assim uma ferramenta de uso contínuo no dimensionamento de ligações. Pode-se, a todo momento, fazer-se uso de listas de especificações de materiais, de seções para os perfis da viga e do pilar, assim como uma lista de bitolas padrão para os parafusos.

Optou-se pela implementação do programa utilizando-se o software “Visual Basic”, pois este apresenta uma linguagem de fácil entendimento, oferecendo ao mesmo tempo as várias ferramentas disponíveis no ambiente “Windows”.

O programa computacional tem como principal objetivo a otimização do dimensionamento e da verificação, possibilitando-se a análise crítica dos resultados, pois a filosofia é fornecer a resistência dos componentes da ligação anteriormente à sua resistência global, permitindo-se assim a avaliação dos elementos que governam a resistência global da ligação.

Através de uma planilha de resultados, que engloba a resistência e o modo de colapso de cada componente, pode-se alterar, de maneira dinâmica, a geometria da ligação obtendo-se assim uma ligação geometricamente otimizada.

A figura 6.1 apresenta um fluxograma simplificado do programa, ilustrando as suas principais etapas. As etapas do programa contidas na área em cinza representam aquelas comuns aos dois módulos do programa (módulo de dimensionamento e de verificação).

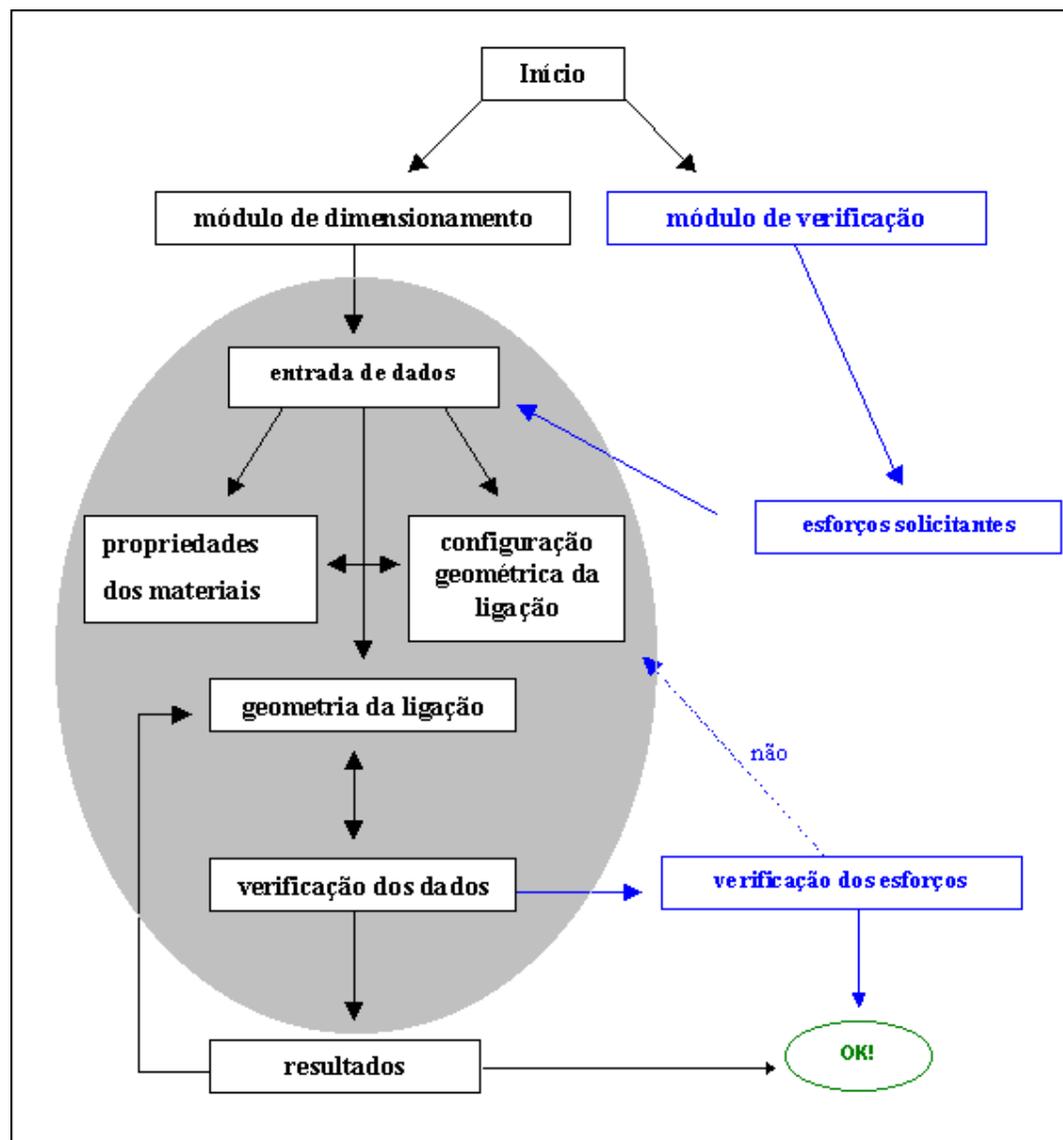


Figura 6. 1 - Fluxograma simplificado do programa de dimensionamento e verificação

6.2 - Descrição do Programa Computacional

Neste item descreve-se o programa computacional, ilustrando-se as suas diversas etapas. A figura 6.2 apresenta o ambiente de entrada do programa onde é

possível fazer-se a opção por um dos módulos disponíveis (de dimensionamento ou de verificação), bem como descrever informações gerais do projeto, úteis ao memorial de cálculo (figura 6.3).

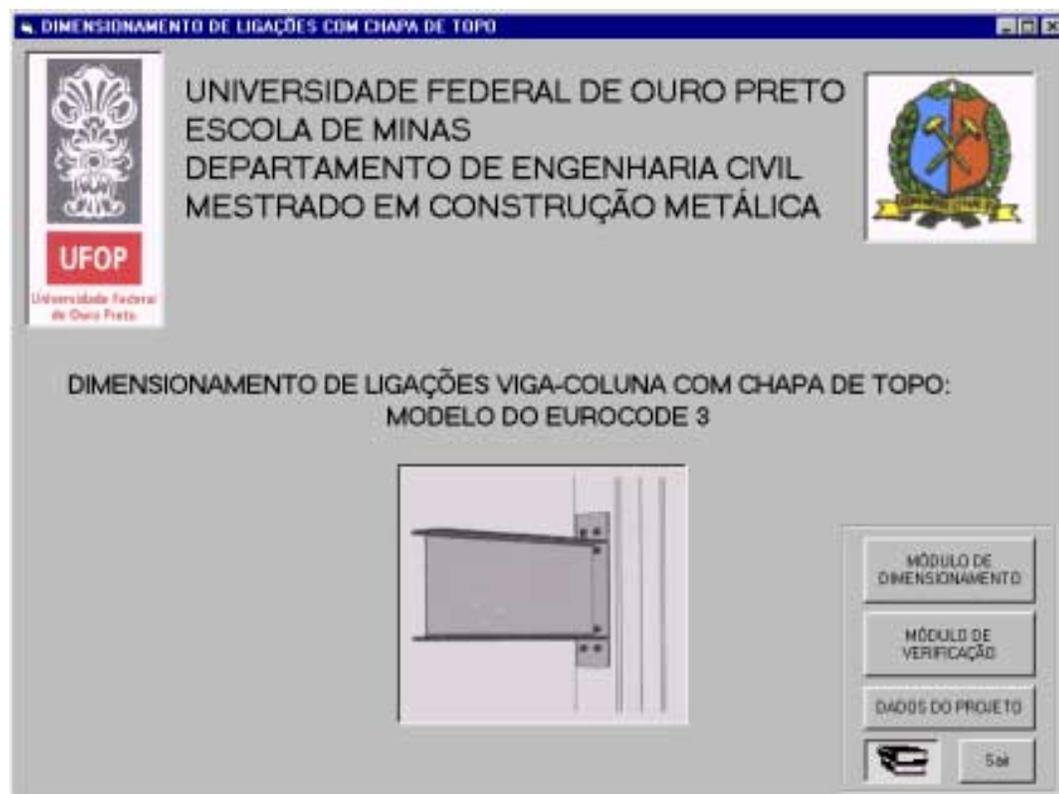


Figura 6. 2 – Tela de apresentação do programa

A imagem mostra uma janela de entrada de dados intitulada "DADOS DO PROJETO". Ela contém quatro campos de texto rotulados: "PROJETO" com o valor "EDIFÍCIO INDUSTRIAL", "VIGA" com "VM 205", "PILAR" com "P2" e "LIGAÇÃO" com "LIG 2". Um botão "Fechar" está localizado no canto inferior direito.

PROJETO	EDIFÍCIO INDUSTRIAL
VIGA	VM 205
PILAR	P2
LIGAÇÃO	LIG 2

Figura 6.3 – Dados gerais do projeto

6.2.1 Módulo de Dimensionamento

O módulo de dimensionamento deve ser utilizado quando objetiva-se, principalmente, analisar-se o comportamento da ligação. É essencial à fase de pré-dimensionamento e análise da estrutura pois proporciona a adequação do comportamento da ligação ao modelo de análise, principalmente quanto à sua capacidade de resistência e quanto à sua rigidez.

A figura 6.4 apresenta o formulário de caracterização das propriedades dos materiais componentes da ligação. A entrada de dados pode ser feita de maneira rápida e dinâmica pois, como ilustrado pela figura 6.4, é possível a utilização de listas de especificações para o aço, parafusos e soldas, disponibilizados pelo programa.

Figura 6. 4 - Formulário de caracterização das propriedades dos materiais da ligação

A figura 6.5 ilustra o formulário onde caracteriza-se a configuração geométrica da ligação, optando-se por uma das 4 configurações disponíveis. As configurações apresentadas têm por objetivo atender a dois critérios distintos:

- atender às características construtivas nacionais e ;

- dispensar a utilização de enrijecedores uma vez que a análise de diversas ligações, utilizando-se as combinações viga-pilar mais comuns, permitiu concluir que, na maioria dos casos, ligações com mais de 3 linhas de parafusos na região tracionada exige o detalhamento de enrijecedores de compressão e enrijecedores de alma para os pilares.

Definindo-se a configuração geométrica, caracteriza-se a geometria da ligação como ilustra a figura 6.6. Para a especificação da seção transversal da viga e do pilar disponibiliza-se listas de perfis soldados séries VS, CS e CVS padronizados pela Associação Brasileira de Normas Técnicas. Para a caracterização dos parafusos utiliza-se uma lista de bitolas padrão contemplando-se as séries “ISO” e “UNC”.

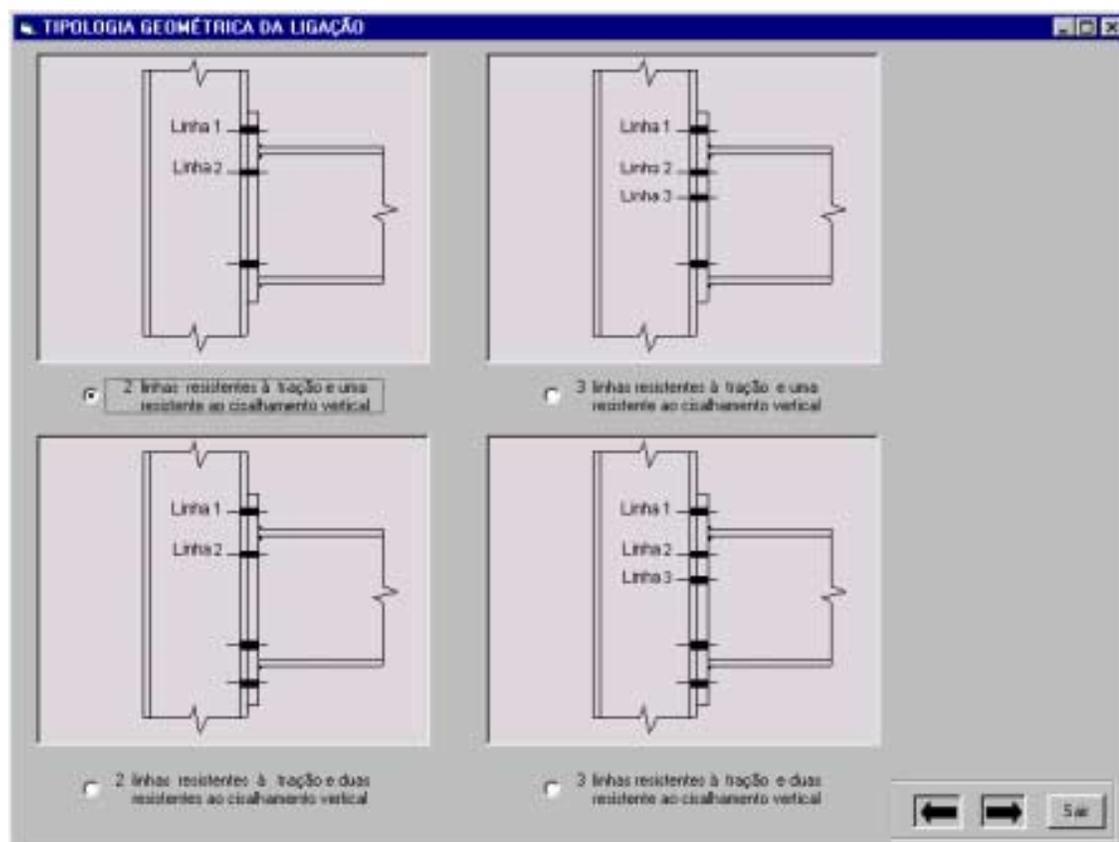


Figura 6. 5 - Formulário de caracterização da configuração geométrica da ligação

Especificando-se a seção do pilar, a partir de uma das opções de perfis soldados das séries CS e CVS, o programa automaticamente seleciona a solda de composição (s_{wc}) padrão para a seção escolhida. Nas situações onde a dimensão padrão

para a solda de composição não atende às condições de resistência, ao selecionar-se uma nova dimensão para a solda, o programa automaticamente verifica se o valor adotado atende aos limites, máximo e mínimo, definidos segundo as recomendações da NBR 8800 (1996) item 7.6.

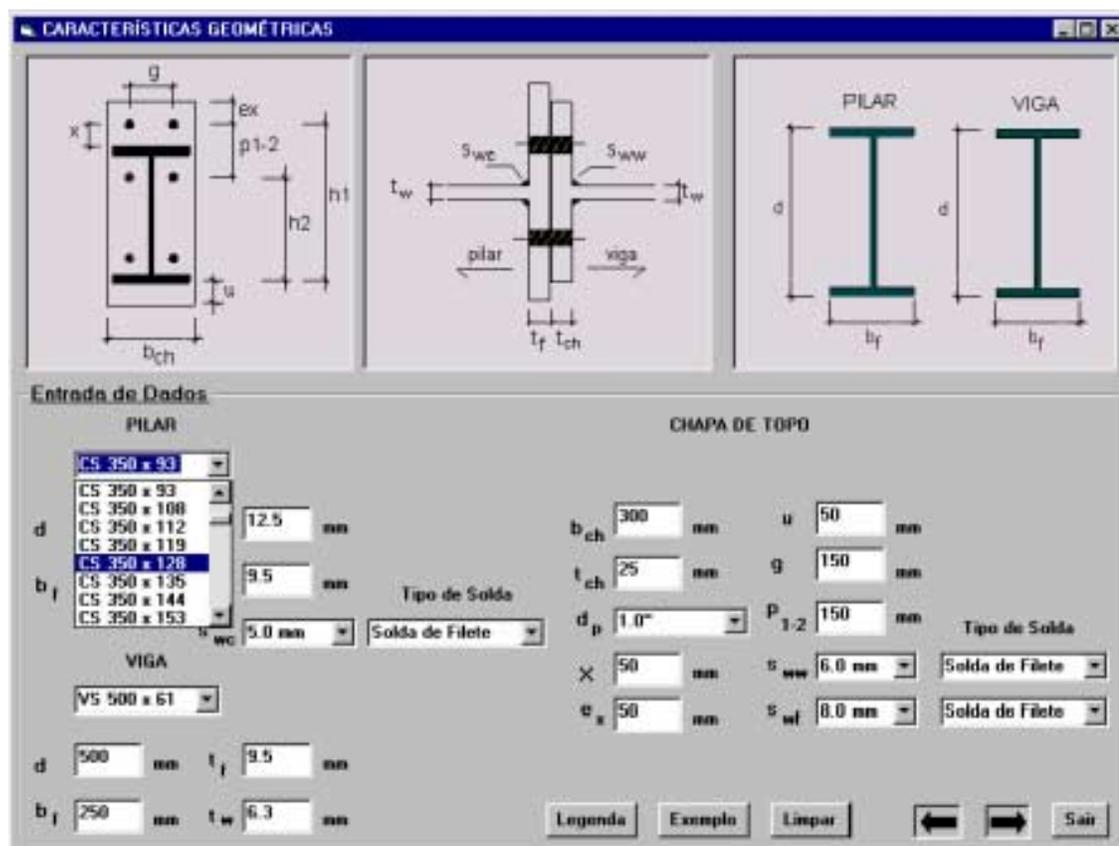


Figura 6. 6 - Caracterização da geometria da ligação

Especificando-se a seção do pilar, a partir de uma das opções de perfis soldados das séries CS e CVS, o programa automaticamente seleciona a solda de composição (s_{wc}) padrão para a seção escolhida. Nas situações onde a dimensão padrão para a solda de composição não atende às condições de resistência, ao selecionar-se uma nova dimensão para a solda, o programa automaticamente verifica se o valor adotado atende aos limites, máximo e mínimo, definidos segundo as recomendações da NBR 8800 (1996) item 7.6.

Quando tais limites não são obedecidos, o programa automaticamente emite uma mensagem de alerta (figura 6.7), não permitindo a continuidade até que as condições para a espessura sejam atendidas.

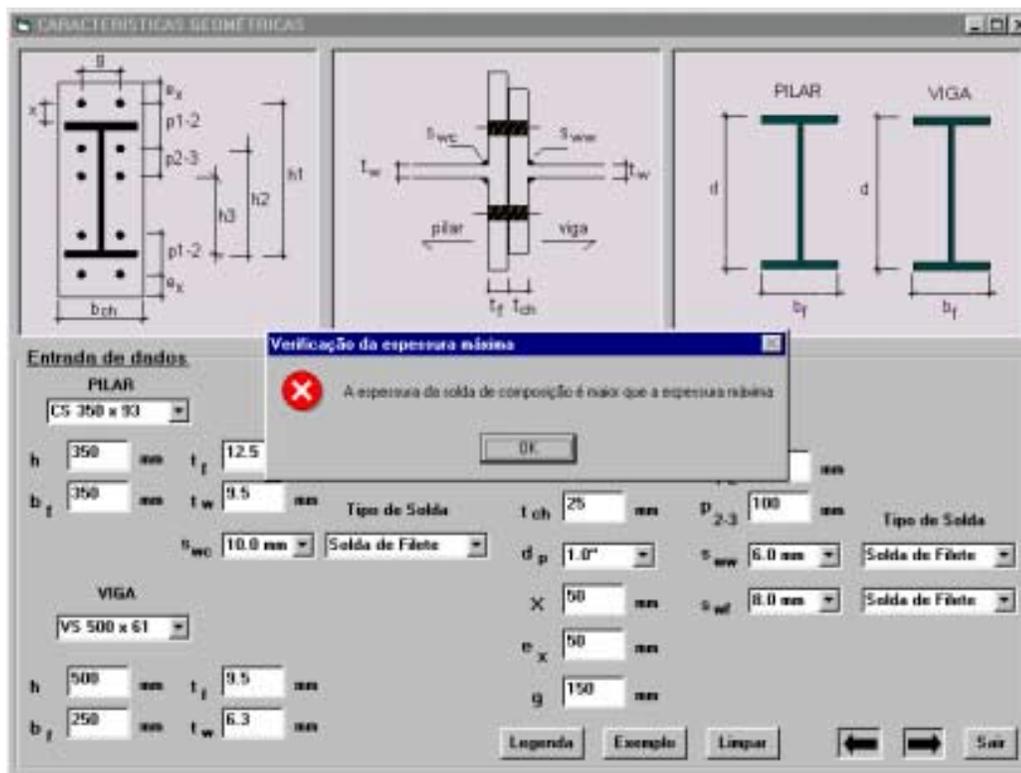


Figura 6. 7 - Verificação da espessura da solda de composição do pilar em relação aos limites máximo e mínimo

Faz-se também a verificação das espessuras máximas e mínimas para espessura da solda entre a alma da viga e a chapa de topo (s_{ww}) e para a espessura das solda entre as mesas da viga e a chapa de topo (s_{wf}).

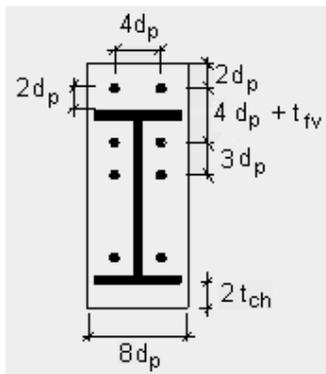


Figura 6. 8 – Geometria da chapa de topo - distâncias mínimas

Com intuito de, ao especificar-se a geometria da ligação, obter-se uma configuração em total conformidade com as recomendações da NBR 8800 (1996) e limites construtivos, o programa faz a verificação dos dados geométricos (distância do centro dos parafusos à face superior da mesa da viga (x), distância do centro dos parafusos à borda da chapa de topo (e_x), distância horizontal entre os parafusos (g), distância entre as linhas de parafusos (p_{1-2}, p_{2-3})), comparando-os com os valores mínimos recomendados, apresentados pela figura 6.8.

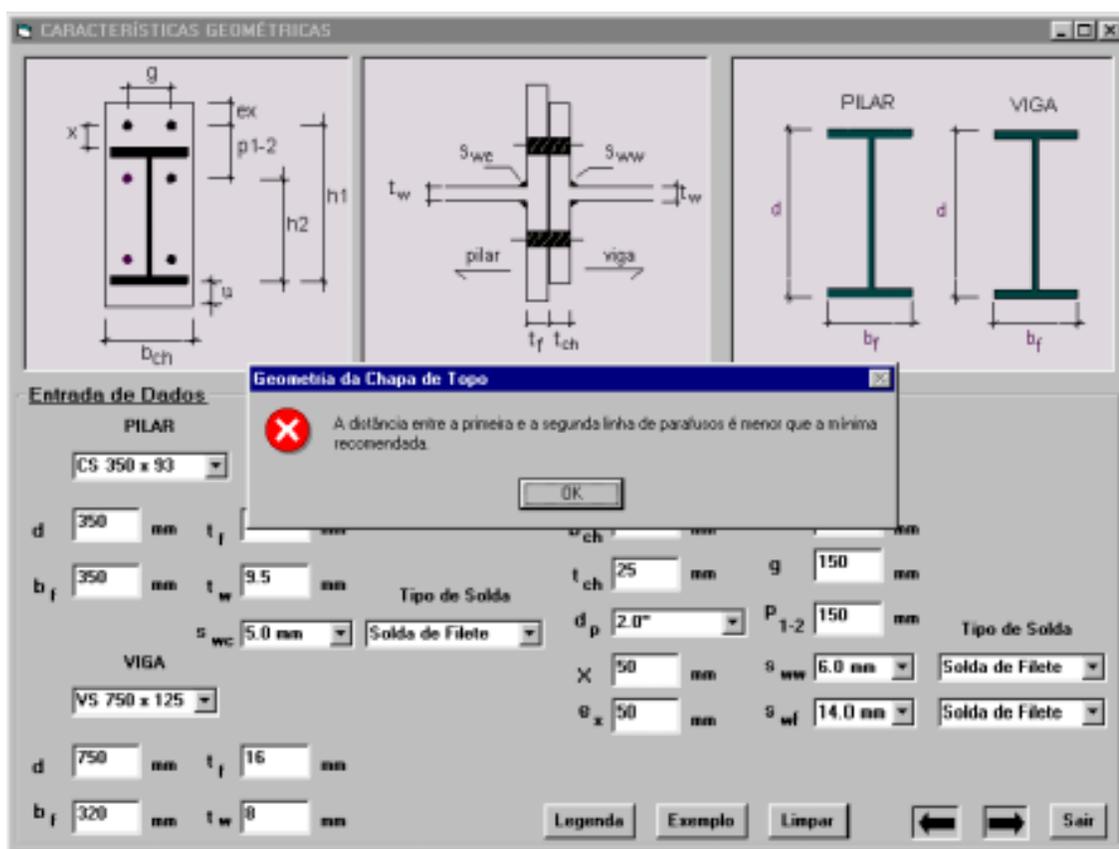


Figura 6.9 - Verificação das distâncias mínimas

Não atendendo-se estas condições, o programa emite mensagens de alerta (figura 6.9), especificando-se o dado geométrico que não atendeu à condição especificada (figura 6.10).

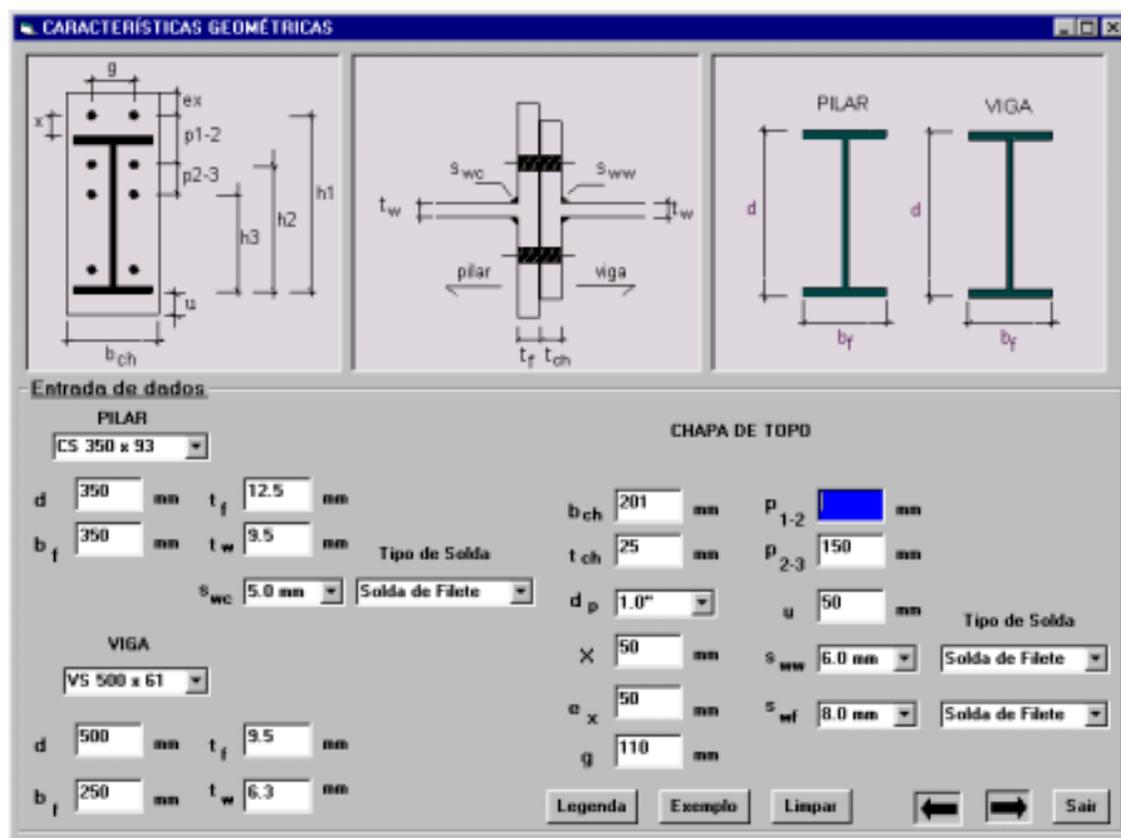


Figura 6. 10 – Verificação da geometria

De acordo com o exposto no capítulo 4, o potencial resistente à tração das linhas de parafusos é significativamente influenciado pela presença de enrijecedores ou da mesa da viga, sendo função do fator geométrico α .

Sendo significativa a sua importância na metodologia de dimensionamento, concluiu-se que, didaticamente, seria interessante apresentá-lo no procedimento de cálculo (figura 6.11), podendo-se desta maneira conhecer-se a rigidez desta linha de parafusos em especial.

Seguindo a filosofia de dimensionamento apresentada na introdução deste capítulo, a figura 6.12, ilustra a planilha que fornece os resultados do dimensionamento. São apresentados todos os resultados considerados significativos à metodologia de dimensionamento, possibilitando-se a análise detalhada do comportamento mecânico da ligação.

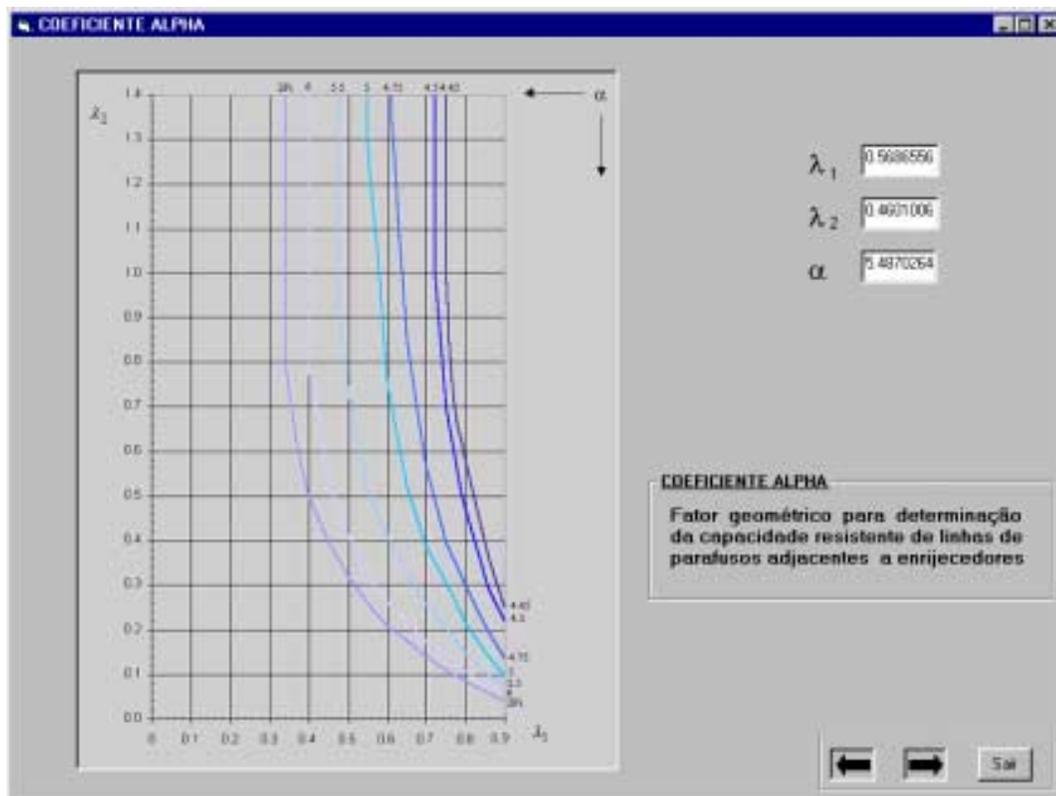


Figura 6. 11 – Fator geométrico alfa (α)

Em função dos resultados referentes ao potencial resistente das linhas de parafusos na região tracionada e do tipo de falha (modo 1, modo 2, modo 3 ou escoamento da alma do pilar ou da viga); da capacidade resistente da região comprimida e do respectivo estado limite último (esmagamento da mesa da viga, flambagem ou esmagamento da alma do pilar) e da capacidade resistente do painel de alma ao cisalhamento, pode-se alterar a geometria da ligação, obtendo-se uma ligação geometricamente otimizada.

O formulário de resultados disponibiliza um comando para a verificação das soldas, segundo os critérios apresentados no capítulo 4, item 4.6. A figura 6.13, ilustra a mensagem que o programa emite quando todas as condições de resistência para as soldas são atendidas, enquanto a figura 6.14, a título de exemplo, ilustra a mensagem emitida quando não é atendida a condição de resistência para a solda entre a alma da viga e a chapa de topo.

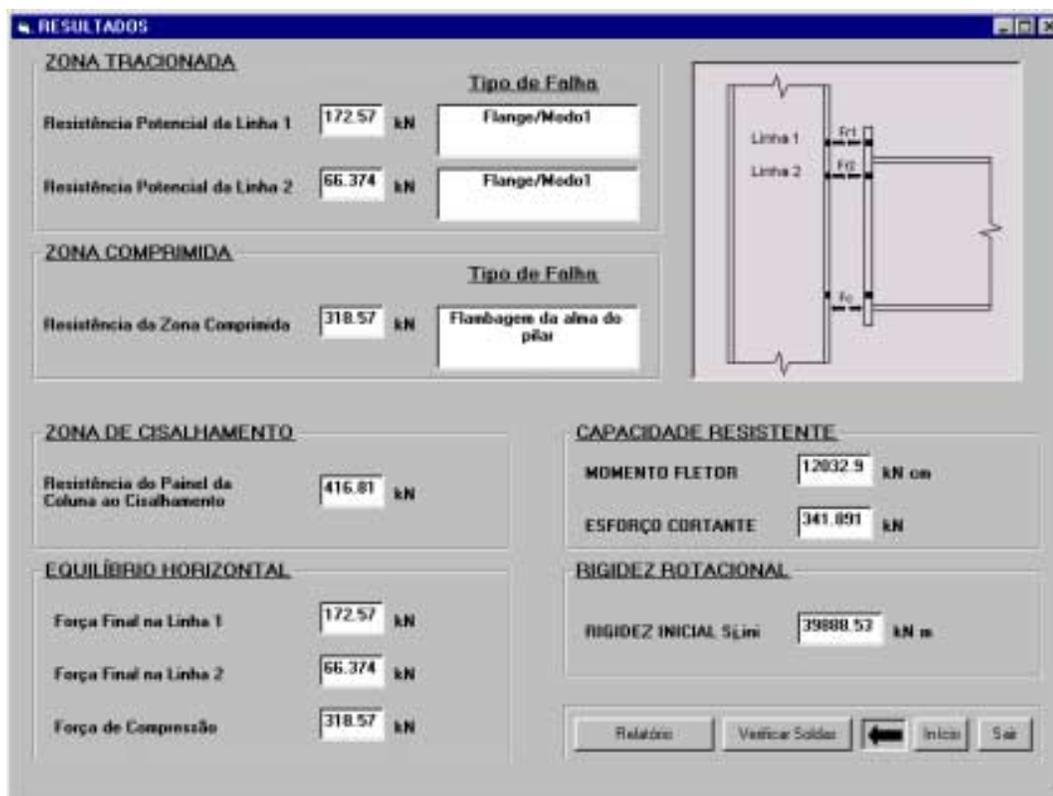


Figura 6. 12 – Planilha de resultados do dimensionamento

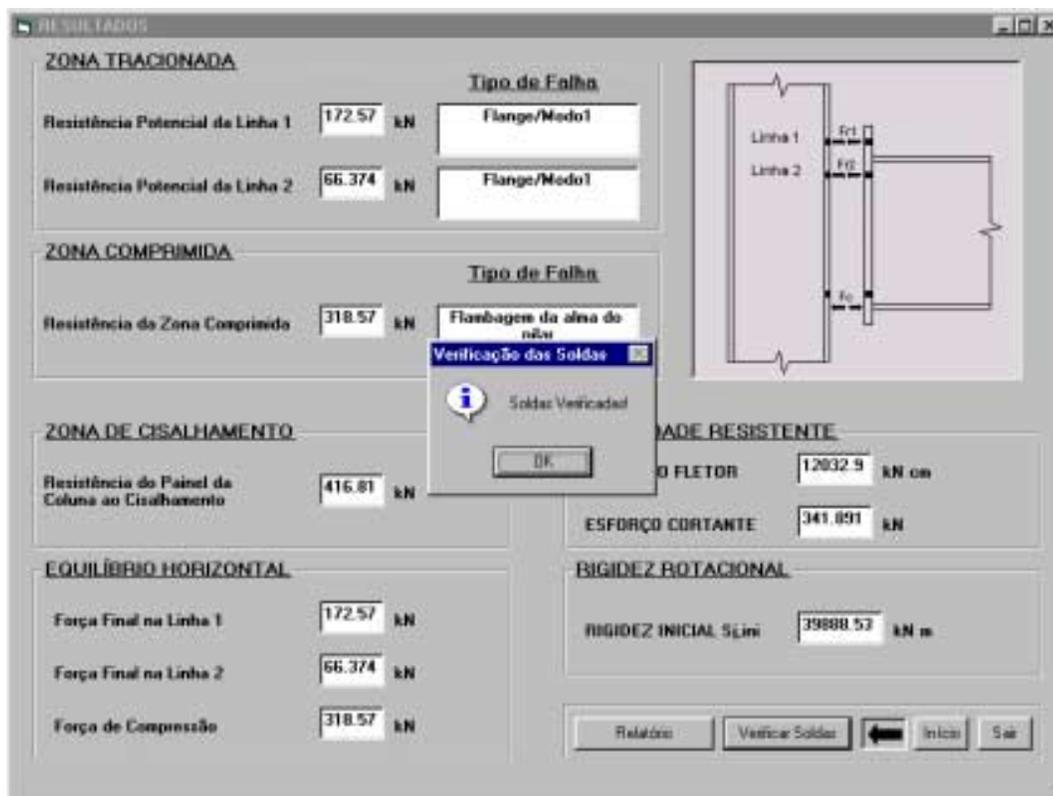


Figura 6. 13 – Verificação das soldas

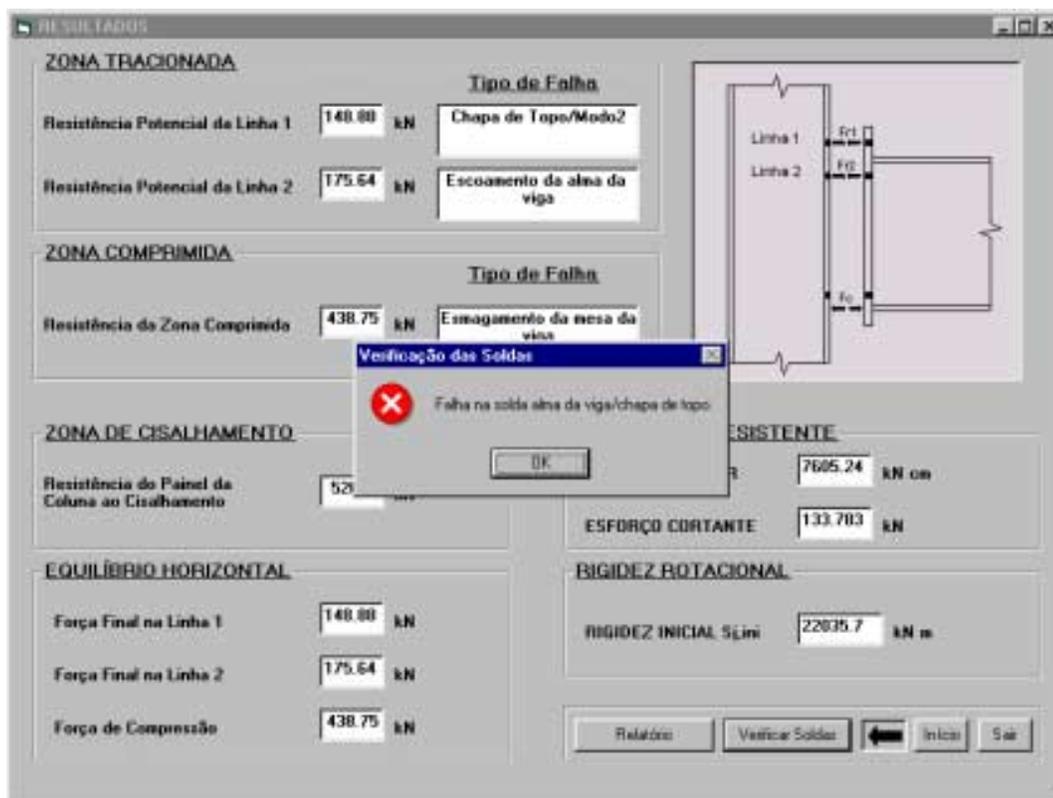


Figura 6. 14 – Verificação das soldas – mensagem de falha

A planilha de resultados disponibiliza um comando que possibilita a armazenagem dos resultados do dimensionamento de duas maneiras distintas. Ao solicitar o relatório o programa apresenta uma caixa de diálogo (figura 6.15) que possibilita o usuário optar pela impressão direta (figura 6.16) dos resultados ou pela geração de um arquivo de texto (*.txt) constando todas os dados de entrada e saída do dimensionamento.

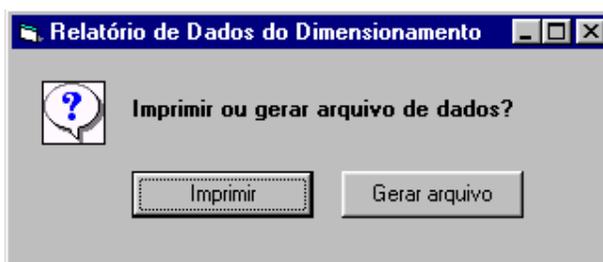


Figura 6. 15 – Opções para saída de dados

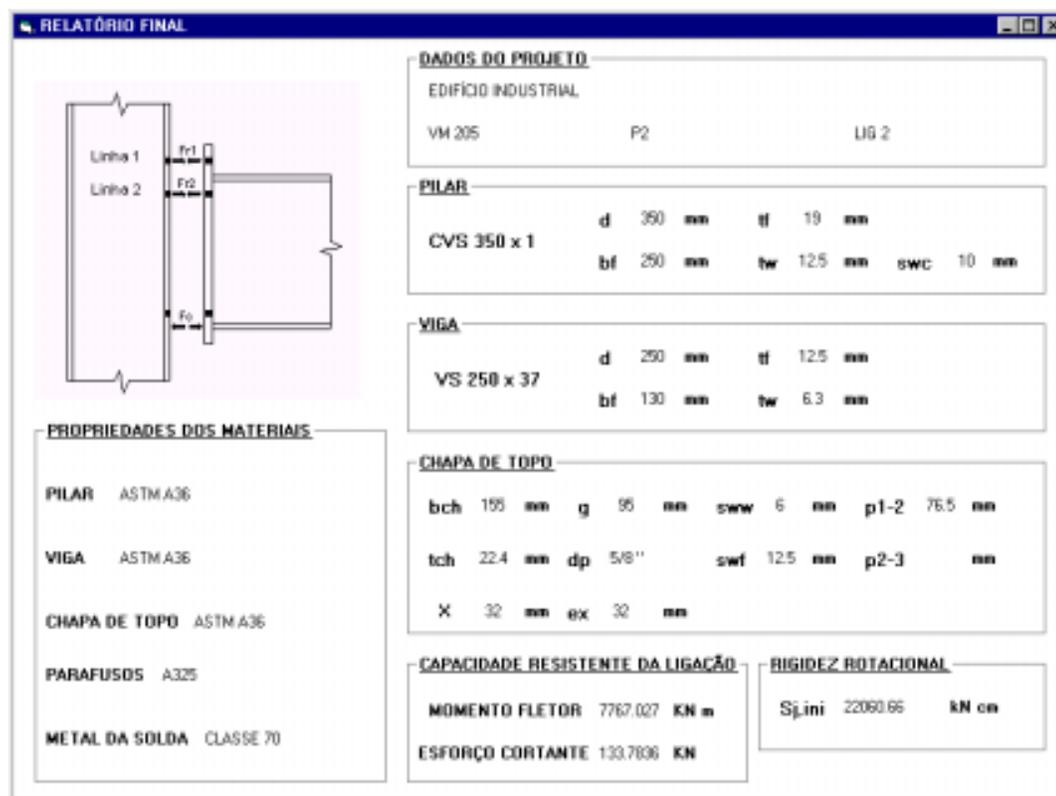


Figura 6. 16 - Programa de dimensionamento – relatório final

Caso opte-se pela geração do arquivo de texto, o programa disponibiliza uma nova caixa de diálogos onde deve-se informar ao programa, o diretório e o nome desejado para tal arquivo (figura 6.17), ressaltando-se que o diretório declarado deve ser previamente gerado.

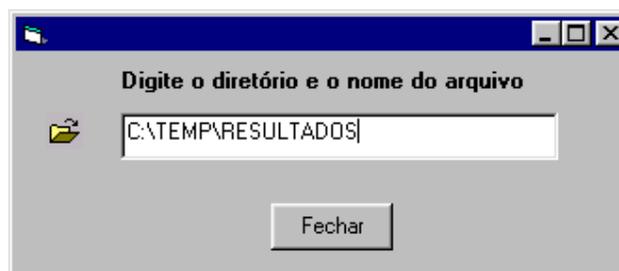


Figura 6. 17 – Informações necessárias para geração do arquivo de dados

6.2.2 Módulo de Verificação

O módulo de verificação deve ser utilizado nas situações onde, a partir dos esforços solicitantes, de uma combinação viga-pilar e da configuração geométrica da

ligação, objetiva-se a verificação do comportamento estrutural da ligação, tanto em relação ao modelo de análise quanto aos esforços solicitantes.

O programa efetua a verificação da ligação, considerando-se também a presença de forças axiais. A figura 6.18 apresenta o formulário de entrada dos esforços solicitantes, onde verifica-se, inicialmente, a consistência dos dados por intermédio do equilíbrio de forças horizontais (figura 6.19).

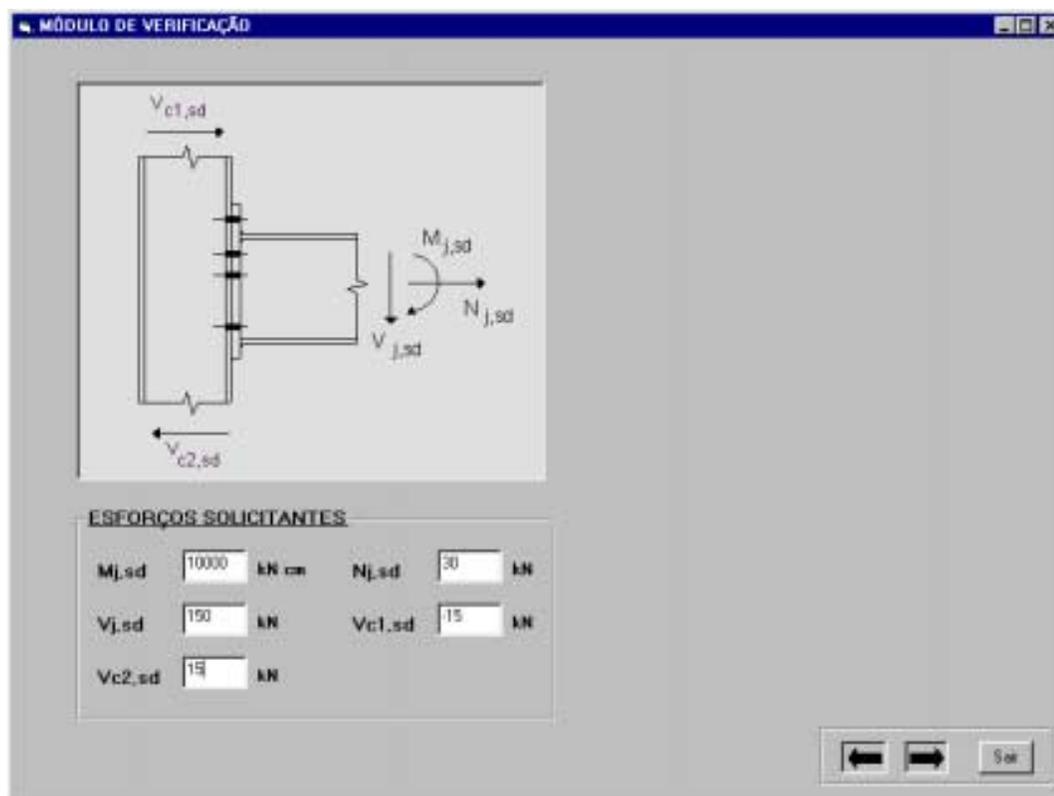


Figura 6. 18 – Entrada de dados – esforços solicitantes

Como ilustrado pelo fluxograma simplificado da figura 6.1, após a introdução dos valores dos esforços solicitantes, a entrada de dados (propriedade dos materiais, configuração geométrica e geometria da ligação) é similar à entrada apresentada para o módulo de dimensionamento.

A figura 6.20 apresenta o formulário de resultados da verificação, disponibilizando comandos para a verificação das soldas e para a apresentação dos resultados do dimensionamento

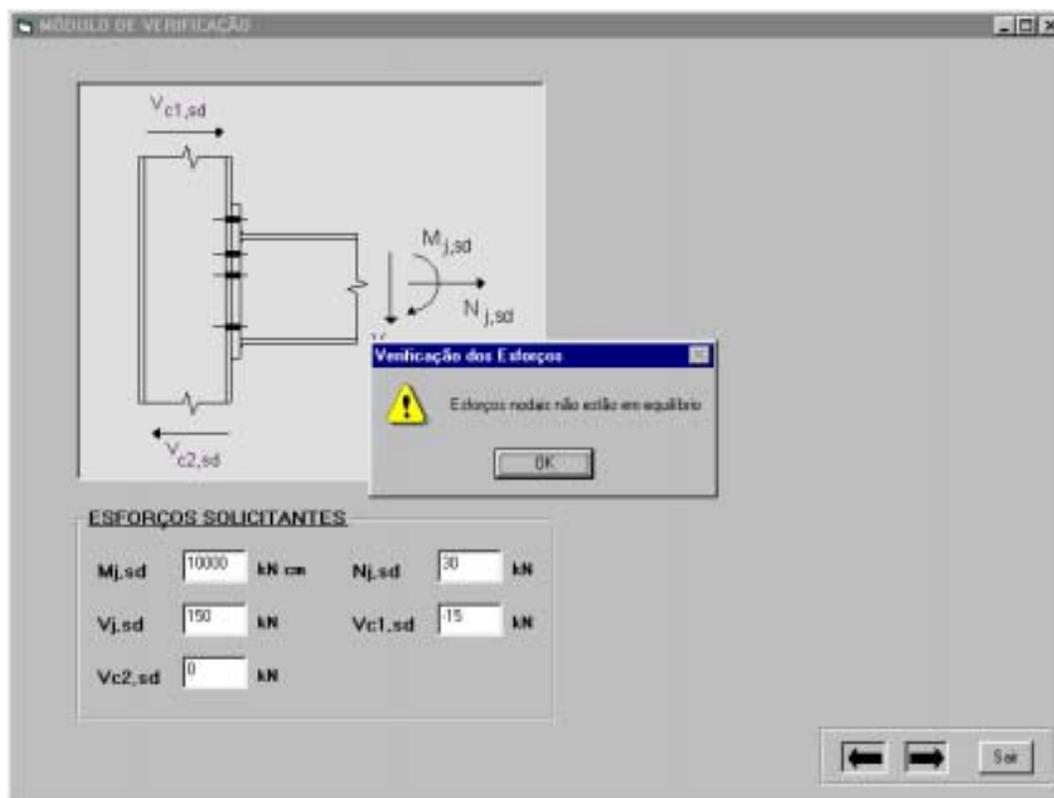


Figura 6. 19 – Verificação do equilíbrio de forças horizontais

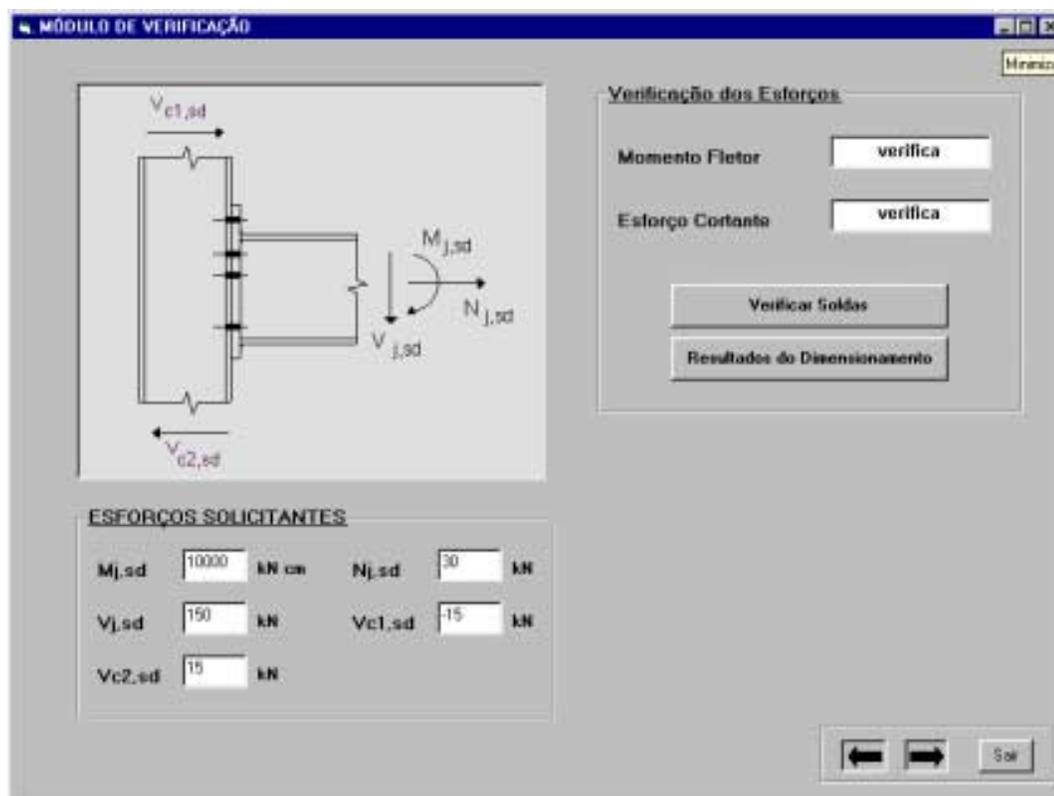


Figura 6. 20 – Resultados do módulo de verificação

Não verificando-se a resistência à qualquer dos esforços (momento fletor ou esforço cortante vertical), pode-se clicando sobre a caixa de texto referente ao esforço não verificado, acessar o formulário de caracterização da geometria da ligação (figura 6.6) e alterar-se a geometria objetivando-se o ganho de resistência para a verificação dos esforços.

6.3 - Tabelas de Dimensionamento

As tabelas de dimensionamento, apresentadas a seguir, constituem uma ferramenta de grande utilidade nos projetos de estruturas metálicas. Possibilitam, a partir da avaliação dos esforços e de uma combinação viga-pilar, a seleção da geometria da chapa de topo e do diâmetro dos parafusos, adequados aos esforços solicitantes.

Partindo-se desta avaliação inicial, utilizando-se o programa computacional, é possível introduzir-se sofisticções no detalhamento da ligação, determinar-se a rigidez inicial da ligação e, partindo-se dos conceitos apresentados no capítulo 2, avaliar-se a consistência das considerações atribuídas às ligações no modelo de análise.

As tabelas são apresentadas, separadamente, para vigas (série VS) e para pilares (séries CS e CVS).

CHAPA DE TOPO – GEOMETRIA TIPO 1								
			<p> AÇO – ASTM A36 PARAFUSOS – ASTM A325 SOLDA – E70XX </p>					
Série VS	espessura da chapa de topo	parafusos	FR1 (kN)	FR2 (kN)	FR3 (kN)	FC (kN)	M _{i,Rd} (kN cm)	V _{i,Rd} (kN)
200 x 25	12,5	φ=1/2"	82,5 (2)	94,9 (2)	---	307,8	3033,4	85,0
	16,0	φ=5/8"	130,9 (2)	151,9 (2)	---	307,8	4829,3	133,8
200 x 26	12,5	φ=1/2"	82,5 (2)	94,9 (2)	---	333,5	3033,0	85,0
	16,0	φ=5/8"	130,9 (2)	151,9 (2)	---	333,5	4829,3	133,8

Figura 6. 21 – Tabela de dimensionamento para as vigas

Para as vigas são apresentadas tabelas distintas segundo a geometria da chapa de topo, apresentando-se, para cada série, diferentes espessuras de chapa e diâmetro de parafusos (figura 6.21).

Para cada combinação (seção transversal, espessura de chapa de topo e diâmetro dos parafusos) apresenta-se a máxima força de tração em cada linha de parafusos (F_{Ri}) e o seu modo de falha; a resistência da região comprimida (F_c), limitada pelo estado limite de esmagamento da mesa da viga; o momento resistente da ligação ($M_{j,Rd}$) e a capacidade resistente ao esforço cortante ($V_{j,Rd}$).

As tabelas para pilares são apresentadas, separadamente, segundo a sua geometria, indicando-se as especificações dos materiais e a compatível geometria de chapa de topo (figura 6.22).

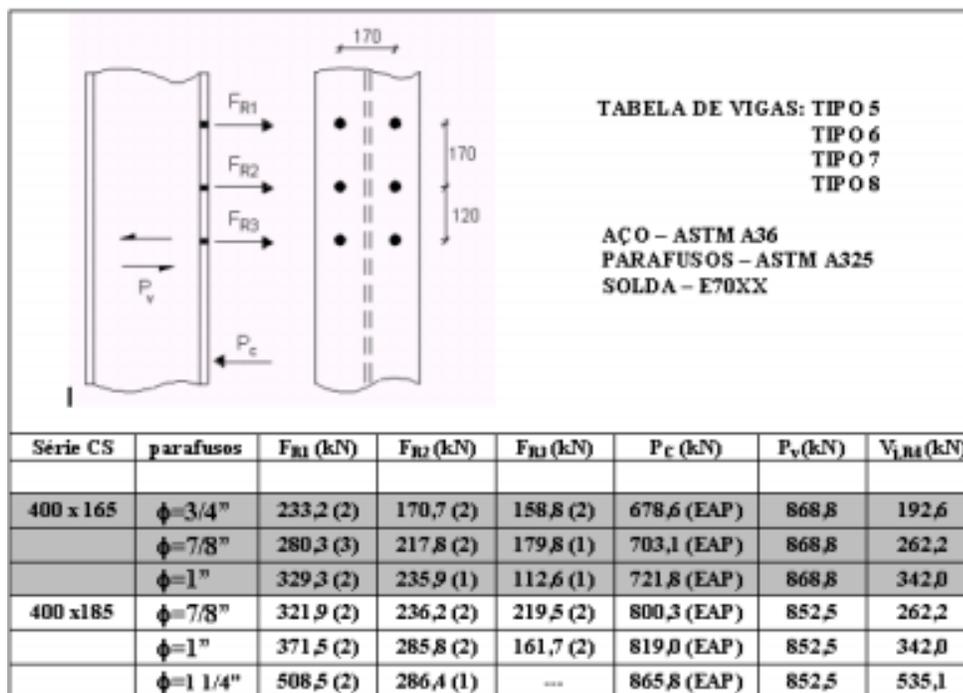


Figura 6. 22 – Tabela de dimensionamento para os pilares

As tabelas de dimensionamento para os pilares, séries CS e CVS, disponibilizam para cada combinação (seção transversal e diâmetro dos parafusos) a força máxima de tração em cada linha de parafusos (F_{Ri}) e o seu modo de falha; a resistência da região comprimida (P_c), limitada pelos estados limites de flambagem da alma do pilar (F_{AP}) e esmagamento da alma do pilar (EAP); a resistência do painel de alma do pilar ao cisalhamento (P_v) e a capacidade resistente ao esforço cortante ($V_{j,Rd}$).

O momento resistente ($M_{j,Rd}$) não é apresentado na tabela de pilares uma vez que ele depende, fundamentalmente, das distâncias das linhas de parafusos ao centro de rotação da ligação, definidas em função da geometria da chapa de topo.

Um exemplo de dimensionamento, utilizando-se as tabelas de dimensionamento, é apresentado no item 6.3.2.

6.3.1 Critérios para Elaboração das Tabelas de Dimensionamento

A elaboração das tabelas de dimensionamento exigiu, inicialmente, o estabelecimento de critérios para limitar-se as inúmeras possibilidades de combinações possíveis, buscando-se a obtenção de resultados compatíveis com os padrões usuais.

Para a elaboração da tabela de vigas consideraram-se diversos critérios, dentre os quais pode-se destacar:

- espessura da mesa maior ou igual a 9,5 mm;
- altura máxima da seção transversal das vigas igual a 600 mm;
- para vigas com altura da seção transversal até 300 mm adotou-se 2 linhas de parafusos na região tracionada;
- para vigas com altura da seção transversal maior que 300 mm adotou-se 3 linhas de parafusos na região tracionada;
- para vigas com altura da seção transversal até 400 mm adotou-se chapa de topo com espessura variando de uma a duas vezes a espessura das mesas;
- para vigas com altura da seção transversal maior que 400 mm, adotou-se chapa de topo com espessura variando de duas a três vezes a espessura das mesas da viga;
- posteriormente a algumas avaliações e recomendações da bibliografia analisada, adotou-se o diâmetro dos parafusos aproximadamente iguais à espessura das chapas de topo, apresentando-se na tabela 6.1 o diâmetro dos parafusos correspondentes às espessuras de chapa utilizadas;

TABELA 6. 1 – Diâmetro dos parafusos correspondentes às espessuras de chapa

espessura da chapa de topo	diâmetro dos parafusos
12,5 mm	1/2"
16,0 mm	5/8"
19,0 mm	3/4"
22,4 mm	7/8"
25,0 mm	1"
31,5 mm	1 1/4"
37,5mm	1 1/2 "

- para a solda entre a mesa da viga e a chapa de topo adotou-se solda de filete, sendo a espessura determinada pela espessura da mesa da viga como apresentado pela tabela 6.2;

TABELA 6. 2 – Espessura da solda entre a mesa da viga e a chapa de topo

espessura da mesa da viga	espessura do filete de solda
$t_{fv} < 12,5$	8,0 mm
$12,5 \leq t_{fv} < 16,0$	11,0 mm
$16,0 \leq t_{fv} < 19,0$	14,0 mm
$19,0 \leq t_{fv} < 22,4$	16,0 mm
$t_{fv} \geq 22,4$	22,0 mm

- para a solda entre a alma da viga e a chapa de topo, adotou-se solda de filete para espessura de alma (t_{wv}) até 6,3 mm e solda de penetração total para espessura de alma (t_{wv}) maior ou igual a 8,0 mm (tabela 6.3).

As tabelas de pilares (séries CS e CVS) foram elaboradas objetivando-se, primordialmente, a sua efetiva combinação com as tabelas de vigas. Portanto, a geometria disponível nas tabelas de pilares foi definida em função da geometria das chapas de topo apresentadas nas tabelas de vigas.

TABELA 6.3 – Espessura da solda entre a alma da viga e a chapa de topo

espessura da alma da viga	espessura de solda
$t_{wv} = 4,8$	4,0 mm
$t_{wv} = 6,3$	6,0 mm
$t_{wv} \geq 8,0$	solda de penetração total

Para a solda de composição dos pilares adotou-se soldas de filete com espessura igual à mínima especificada pela NBR 8800 item 7.2.6. Portanto, esta solda deve ser verificada posteriormente à determinação do momento resistente da ligação ($M_{j,Rd}$).

Para a tabela de pilares determinou-se a capacidade resistente da região comprimida, em relação aos estados limites de flambagem (FAP) e esmagamento da alma do pilar (EAP), considerando-se o comprimento efetivo resistente (b_{wc}) obtido a partir das considerações apresentadas no capítulo 4, item 4.2.2.

A figura 6.23 ilustra as considerações utilizadas na determinação do comprimento efetivo resistente. Para as séries CS e CVS considerou-se a espessura mínima de 9,5 mm para a mesa da viga.

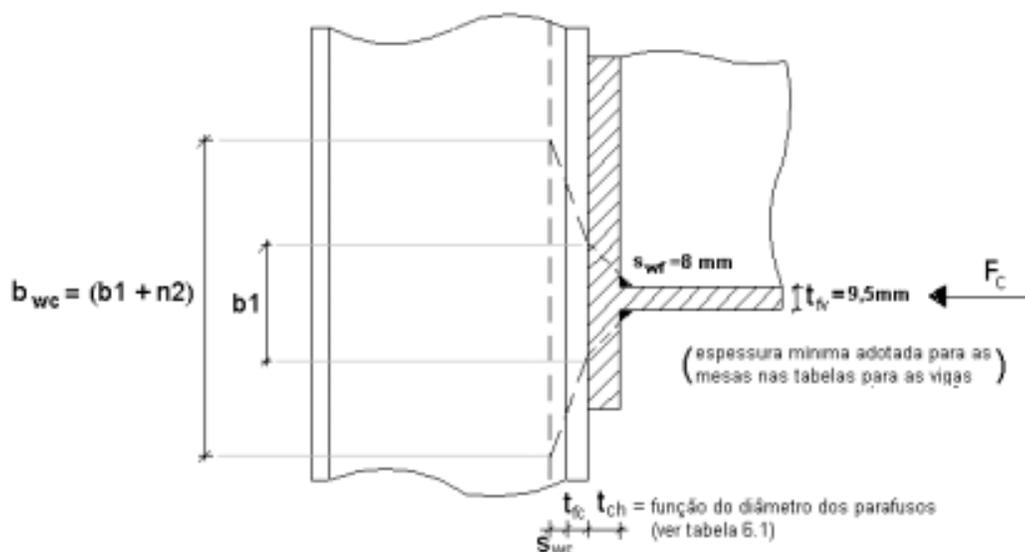


Figura 6.23 – Determinação de b_{wc} para as tabelas de pilares

Como ilustra a figura 6.23, adotou-se solda de filete de espessura igual a 8mm para a ligação entre a mesa da viga e a chapa de topo (s_{wf}). Admitiu-se a espessura da chapa de topo de acordo com o diâmetro dos parafusos.

A título de exemplo para a série CVS 500 x 204, diâmetro dos parafusos $\phi = 1''$ tem-se:

$$\text{para } \phi = 1'' \Rightarrow t_{ch} = 25,0 \text{ mm (ver tabela 6.1)}$$

$$b_1 = 9,5 + 2 \cdot 8 + 2 \cdot 25 = 75,50 \text{ mm (ver equação. IV.8)}$$

$$n_2 = 5 \cdot 25 + 5 \cdot 8 = 165,0 \text{ mm (ver equação IV.9)}$$

$$b_{wc} = b_1 + n_2 = 240,5 \text{ mm (ver equação IV.10)}$$

Tanto para a tabela de vigas quanto para a tabela de pilares, estabeleceu-se o equilíbrio horizontal desconsiderando-se a presença de força axiais e, para todas as combinações, considerou-se o somatório de forças de tração nas linhas de parafusos ($\sum F_{Ri}$) limitado à capacidade resistente da região comprimida (F_c para tabelas de vigas e P_c para as tabelas de pilares) ou à capacidade resistente da alma do pilar ao cisalhamento (P_v).

Para as séries com mais de três linhas de parafusos, limitou-se a força na terceira linha de parafusos à obtida com a consideração de distribuição triangular de forças. Também conservativamente, para as séries com três linhas de parafusos, admitiu-se, para efeito de cálculo da capacidade resistente ao cisalhamento vertical, a contribuição de apenas duas linhas na região tracionada. Assim a capacidade resistente da ligação ao esforço cortante ($V_{j,Rd}$) não se altera caso decida-se desconsiderar a terceira linha de parafusos. Neste caso, entretanto, é necessário calcular-se novamente o momento resistente da ligação ($M_{j,Rd}$).

6.3.2 Exemplo de Utilização das Tabelas de Dimensionamento

A título de exemplo desenvolve-se, neste item, o dimensionamento de uma ligação viga-coluna com chapa de topo utilizando-se como ferramenta de cálculo as tabelas de dimensionamento apresentadas no Anexo I deste trabalho.

O exemplo consiste no dimensionamento da ligação entre a viga e o pilar de um pórtico simples, constituído por uma viga VS 350 x 39 e dois pilares CS 300 x 131. A figura 6.24 apresenta os esforços que solicitam a ligação.

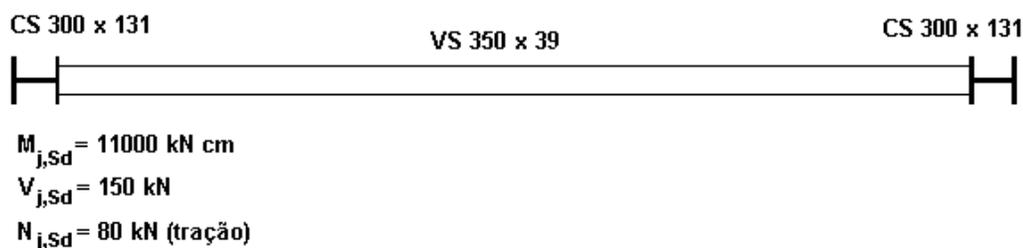


Figura 6. 24 – Detalhe esquemático do exemplo de dimensionamento

Devido à presença da força axial de tração, para a avaliação da geometria da chapa de topo, faz-se necessário a determinação do momento fletor modificado (M_{mod}), como apresentado no capítulo 4, item 4.4.3.

$$M_{mod} = 11000 + 80 \cdot \left(\frac{350 - 4,75}{2} \right) = 12362,0 \text{ kN cm} \quad \text{VI.1}$$

Portanto, para um momento fletor igual a 12362,0 kN cm, consultando-se a tabela para vigas série VS 350 x 39 (Anexo I), obtém-se: chapa de topo com geometria tipo 3, espessura da chapa $t_{ch}=19,0 \text{ mm}$, com duas linhas de parafusos de diâmetro $\phi=3/4''$.

Para o pilar, consultando-se a tabela série CS 300 x 131 (Anexo I), considerando-se parafusos de diâmetro $\phi=3/4''$, obtém-se os valores máximos das forças de tração (F_{Ri}). A tabela 6.4 apresenta estas forças, juntamente com as forças máximas de tração obtidas para a viga, possibilitando assim a determinação do momento fletor resistente para a combinação ($M_{j,Rd}$).

TABELA 6. 4 – Forças de tração nas linhas de parafusos

Linha	F_{Ri} (viga)	F_{Ri} (pilar)	h_i	$F_{Ri} \cdot h_i$
1	194,0	264,6	38,525	7473,85
2	227,9	213,9	26,525	5673,70
			Σ	13147,55 kN.cm

Analisando-se os valores das forças (F_{Ri}) apresentados pela tabela 6.4 e, tomando-se o menor valor para cada linha de parafusos obtém-se, para esta combinação e condições, um momento resistente $M_{j,Rd} = 13147,55 \text{ kN.cm}$, verificando-se a condição de resistência $M_{j,Rd} > M_{j,Sd}$ para o momento fletor solicitante.

Com relação à resistência ao esforço cortante, consultando-se as tabelas de dimensionamento, tanto para a série **VS 350 x 39** quanto para a série **CS 300 x 131**, obtém-se $V_{j,Rd} = 192,6 \text{ kN}$. Como as tabelas foram elaboradas desconsiderando-se a presença de forças axiais, este valor não pode ser comparado diretamente com esforço cortante que solicita a ligação, sendo necessária a determinação da capacidade resistente ao esforço cortante vertical quando a ligação é solicitada por força axial de tração como apresentou-se no capítulo 4 item 4.5.2.

6.4 - Considerações Finais

As forças máximas de tração para as linhas de parafusos (F_{Ri}) apresentadas nas tabelas de dimensionamento foram obtidas considerando-se cada uma das linhas isoladamente e em combinação com as linhas superiores.

Em vista disso, dependendo da combinação viga-pilar admitida, eventualmente o momento resistente ($M_{j,Rd}$) obtido pode ser menor do que aquele calculado manualmente ou pelo programa computacional pois, como na elaboração das tabelas considerou-se os elementos viga e pilar isoladamente, as forças nas linhas precedentes não contemplam a real capacidade dos outros elementos da ligação.

O capítulo 7 dedica-se à apresentação dos resultados obtidos segundo a metodologia apresentada neste trabalho e à comparação com os resultados obtidos segundo o Método do Manual Brasileiro de Construção Metálica, e resultados obtidos experimentalmente.

Capítulo 7

COMPARAÇÃO DE RESULTADOS

7.1 Considerações Iniciais

Para complementação dos objetivos deste trabalho, este capítulo é dedicado à avaliação da metodologia de dimensionamento apresentada, através da comparação dos resultados obtidos analítica e experimentalmente, objetivando-se uma avaliação crítica do modelo apresentado.

Dentro do objetivo principal, que constitui a comparação com a metodologia de dimensionamento de ligações com chapa de topo proposta pelo Manual Brasileiro para Cálculo de Estruturas Metálicas (1988), após estas considerações iniciais, faz-se uma breve apresentação deste método de modo a possibilitar as devidas comparações e análises.

Apresentada a metodologia de dimensionamento proposta pelo Manual Brasileiro, o item 7.3 objetiva a comparação dos fundamentos teóricos de cada método, ressaltando-se os aspectos mais importantes.

O dimensionamento de duas ligações viga-coluna com chapa de topo é apresentado no item 7.4, de acordo com a metodologia discutida neste trabalho, juntamente com a determinação da rigidez à rotação para uma das combinações, proporcionando-se assim a apresentação do método, a comparação e a avaliação dos resultados.

Ainda a título de avaliação da metodologia apresentada neste trabalho, como sugeriu Ribeiro (1998) em sua tese de doutorado, através da comparação dos resultados experimentais obtidos em sua pesquisa com os resultados da metodologia apresentada, são avaliados os aspectos teóricos da metodologia de dimensionamento preconizada pelo Anexo J do EUROCODE 3 (1993), enfatizando-se, primordialmente, as principais

conclusões de Ribeiro (1998).

7.2 Modelo de Dimensionamento do Manual Brasileiro

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 7.1, considera-se a largura tributária “p” para cada linha, definida como a soma das larguras resistentes efetivas da chapa, de cada lado do parafuso.

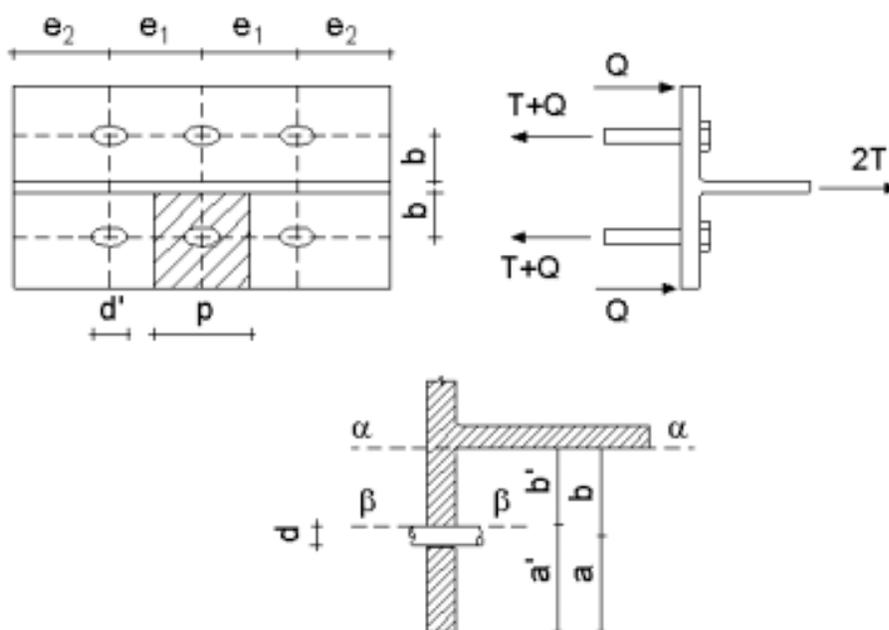


Figura 7.1 – Modelo adotado pelo Manual Brasileiro

Tais larguras efetivas são consideradas como:

- o menor valor entre $e_1/2$ e $b + d/2$, para parafusos intermediários;
- 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 (1986) item 5.4.1.3, será dada por $1,25 \cdot W \cdot f_y$, menor que $Z \cdot f_y$,

resultando na resistência de cálculo:

$$M_{\alpha} = \phi_b \cdot M_n = 0,9 \cdot 1,25 \cdot \frac{p t_{ch}^2 f_y}{6} = \frac{p t_{ch}^2 f_y}{5,33} \quad \text{VII.1}$$

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:

$$M_{\beta} = Q \cdot (a + 0,5d) = Q \cdot a' \quad \text{VII.2}$$

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:

$$M_{\beta} \leq \delta \cdot M_{\alpha} \quad \text{VII.3}$$

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

Define-se α como a relação entre o momento fletor, na seção $\beta - \beta$ da chapa e a resistência ao momento fletor, ou seja,

$$\alpha = \frac{M_{\beta}}{\delta \cdot M_{\alpha}} \leq 1 \quad \text{VII.4}$$

Pelo diagrama de momentos fletores da figura 7.1, tem-se:

$$M_{\alpha} = (T + Q)b' - Q(a' + b') = Tb' - Qa' \quad \text{VII.5}$$

$$M_{\beta} = Qa' = Tb' - M_{\alpha} \quad \text{VII.6}$$

Das duas últimas expressões, obtém-se:

$$\alpha = \frac{Tb' - M_{\alpha}}{\delta M_{\alpha}} \leq 1 \quad \text{VII.7}$$

O valor de α , dado pela expressão VII.7, vai determinar a existência ou não do efeito de alavanca (“prying action”) e o dimensionamento da espessura da chapa de topo, de acordo com as seguintes situações:

- $\alpha \leq 0$ – não haverá efeito alavanca, sendo o dimensionamento governado pela capacidade resistente dos parafusos;
- $\alpha > 1$ – existe efeito alavanca, mas a espessura t_{ch} , adotada para a chapa é insuficiente;
- $0 < \alpha < 1$ – é a faixa usual de dimensionamento, calculando-se o efeito alavanca, por parafuso, através de:

$$Q = \frac{Tb' - M_{\alpha}}{a'} \quad \text{VII.8}$$

7.3 Comparação dos Fundamentos Teóricos das Metodologias de Dimensionamento

O primeiro e notável aspecto de similaridade entre as duas metodologias de dimensionamento, é a adoção do modelo de perfis “T” no dimensionamento das ligações.

Analisando-se a teoria de ligações “T-stub”, apresentada por Zoetemeijer e deBack (1972), e os princípios de dimensionamento no qual baseia-se o método de dimensionamento do Manual Brasileiro (1988), conclui-se que, diferentemente do modelo de dimensionamento do Manual Brasileiro, as fórmulas para a determinação da capacidade máxima da ligação “T-stub” foram determinadas desconsiderando-se o efeito da presença dos furos na condição de resistência, uma vez que o momento de plastificação na linha de parafusos (M_p) foi tomado igual ao momento de plastificação na interseção do flange com a alma.

Constata-se que ao fazer $M_{\alpha} = \phi_b \cdot M_n = 0,9 \cdot 1,25 \cdot p t_{ch}^2 f_y / 6 = p t_{ch}^2 f_y / 5,33$, o Método do Manual Brasileiro, impõe que a máxima capacidade resistente ao momento

fletor da chapa de topo é igual à capacidade resistente da seção $\alpha - \alpha$.

Verifica-se, que a expressão de α (equação VII.4) define a capacidade resistente da seção $\beta - \beta$ em relação à capacidade resistente da seção $\alpha - \alpha$, pois, analisando-se os valores de α e considerando-se apenas a capacidade resistente da chapa ao momento fletor, tem-se:

- i) $\alpha = \frac{M_{\beta}}{\delta \cdot M_{\alpha}} > 1$ ou $M_{\beta} > \delta M_{\alpha} \Rightarrow$ colapso na seção $\beta - \beta$;
- ii) $\alpha = \frac{M_{\beta}}{\delta \cdot M_{\alpha}} < 1$ ou $M_{\beta} < \delta M_{\alpha} \Rightarrow$ colapso na seção $\alpha - \alpha$;
- iii) $\alpha = \frac{M_{\beta}}{\delta \cdot M_{\alpha}} = 1$ ou $M_{\beta} = \delta M_{\alpha} \Rightarrow$ o colapso pode ocorrer tanto na seção $\alpha - \alpha$ quanto na seção $\beta - \beta$.

Entretanto, no Método do Manual Brasileiro, as duas últimas situações são evitadas pela adoção de uma espessura de chapa compatível com a capacidade resistente M_{α} , resultando daí o dimensionamento dos parafusos, através da utilização das equações de equilíbrio que permitem o cálculo das forças de alavanca e do diâmetro necessário para os parafusos.

Em outras palavras, o colapso somente ocorrerá, na seção $\alpha - \alpha$ e/ou na seção $\beta - \beta$, se os diâmetros adotados para os parafusos forem superiores aos necessários para um dado valor da força de tração transmitida pela mesa da viga, considerando-se a distribuição uniforme da mesma (todos os parafusos da região tracionada igualmente solicitados).

Portanto, a condição *limite* de resistência imposta pelo método, traduzida pela situação (iii) acima, corresponde ao modo 1 do método de dimensionamento do EUROCODE-3, desde que haja suficiente capacidade resistente dos parafusos, ressaltando-se o fato de que, neste último método, não é levada em consideração a presença dos furos para a determinação da capacidade resistente da seção $\beta - \beta$.

Tal afirmação, pode ser comprovada pelas equações apresentadas a seguir, obtidas reescrevendo-se a equação VII.5 em função de “T” (equação VII.9), considerando-se $Q \cdot a' = M_{\beta}$ (equação VII.10) e fazendo-se $b' = m$ e $M_{\alpha} = M_{\beta} = M_p$,

(equação VII.11).

$$M_{\alpha} = T b' - Q a' \Rightarrow T = \frac{M_{\alpha} + Q a'}{b'} \quad \text{VII.9}$$

$$T = \frac{M_{\alpha} + M_{\beta}}{b'} \quad \text{VII.10}$$

$$2T = \frac{2M_{\alpha} + 2M_{\beta}}{b'} = \frac{4M_p}{m} = F_t \quad \text{VII.11}$$

Por outro lado, para $\alpha = M_{\beta} / \delta \cdot M_{\alpha} = T b' - M_{\alpha} / \delta \cdot M \leq 0$, não existe o efeito alavanca, assumindo-se que a capacidade resistente da ligação está associada apenas à resistência à tração dos parafusos.

Analisando-se a expressão VII.6, observa-se que, para $Q \leq 0$, tem-se $T b' \leq M_{\alpha}$, ou seja, a máxima sollicitação de tração nos parafusos também estará sendo governada pela capacidade resistente ao momento fletor da chapa na seção $\alpha - \alpha$.

Conclui-se, então, que a forma de determinação da espessura da chapa, pelo método do Manual Brasileiro, vai influenciar, diretamente, o dimensionamento dos parafusos, estabelecendo-se uma estreita relação entre ambos os parâmetros, ou seja, quanto menos espessa a chapa de topo, maior é a resistência necessária para os parafusos, considerando-se um dado valor da força de tração transmitida pela mesa da viga.

Portanto, ao reduzir-se a capacidade resistente da seção da chapa na linha de parafusos $M_{\beta} \leq \delta \cdot M_{\alpha}$, o método impõe a necessidade de uma maior resistência dos parafusos. Desse modo, ao considerar a redução proporcionada pela presença dos furos, deve-se adotar parafusos com maior diâmetro, devido ao aparecimento das forças de alavanca, o que acarreta redução da capacidade resistente da seção transversal da chapa na linha dos parafusos, inviabilizando-se determinadas combinações de espessura de chapa e diâmetro de parafusos.

Assim, pode-se afirmar não ser coerente a consideração de uma menor capacidade resistente na linha de parafusos, principalmente quando o método do Manual Brasileiro admite a modificação do ponto de aplicação das forças de tração resistidas pelos parafusos, adotando-se nos cálculos a' e b' no lugar de a e b , respectivamente,

além do fato de que tal consideração exigiria uma razoável rigidez dos parafusos, o que necessariamente, não ocorre para todas as possíveis combinações de espessura da chapa e de diâmetro dos parafusos, como comentado por Jaspart e Maquoi (1995).

7.4 Aplicação da Metodologia de Dimensionamento do EUROCODE-3 e Comparação de Resultados

Com o objetivo de exemplificar o desenvolvimento da metodologia de dimensionamento apresentada e possibilitar a avaliação do método, apresenta-se a seguir, passo a passo, o dimensionamento de ligações viga-coluna com chapa de topo e a comparação dos resultados com os obtidos de acordo com a metodologia adotada pela Manual Brasileiro (1988).

As combinações viga-pilar, a espessura das chapas de topo e o diâmetro dos parafusos adotados, são idênticos aos protótipos do grupo 1 ensaiados por Ribeiro (1998), respectivamente o **CT1A-4** ($t_{ch}= 22,4$ mm e $\phi=16$ mm) e **CT1A-1** ($t_{ch}= 31,5$ mm e $\phi=16$ mm). Denominados, neste trabalho, respectivamente por modelo 1 e modelo 2.

O citado autor dimensionou os protótipos **CT1A-4** e **CT1A-1** utilizando-se, respectivamente, de duas metodologias de dimensionamento: a proposta por Krishnamurthy (1978b), incorporada pelo AISC (1980) e mantida nas versões posteriores, e a proposta pelo Manual Brasileiro (1988).

Como salientou Ribeiro (1998), a combinação da espessura de chapa igual a 22,4mm com parafusos de 16mm adotada para o protótipo **CT1A-4**, não atende as condições de resistência quando dimensionada segundo o método do Manual Brasileiro.

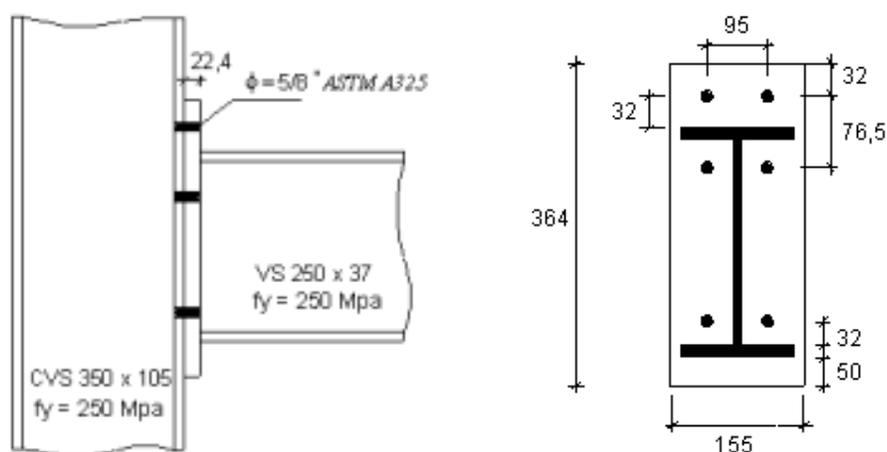
No entanto, uma vez que esta configuração atendeu às condições de resistência ao ser dimensionada pelo método de Krishnamurthy (1978b), tornou-se importante comprovar, experimentalmente, a possibilidade de estabelecer-se combinações diferentes daquelas admitidas pelo método do Manual Brasileiro (1998).

Assim, determinada a capacidade resistente dos modelos 1 e 2 segundo a metodologia preconizada pelo Anexo J do EUROCODE 3, apresenta-se, no item 7.4.3, a comparação de resultados buscando-se salientar os diversos aspectos abordados anteriormente.

Ainda a título de exemplo, apresenta-se no item 7.4.4 o desenvolvimento da

metodologia do Anexo J do EUROCODE 3 para determinação da rigidez de ligações com chapa de topo, discutida no capítulo 5, para o modelo 1, e para avaliação da metodologia de dimensionamento, no item 7.5 são apresentadas as principais conclusões da pesquisa de Ribeiro (1998) e, por intermédio dos seus resultados experimentais, estabelece-se uma avaliação qualitativa da metodologia de dimensionamento apresentada, enfatizando-se o comportamento dos protótipos ensaiados.

7.4.1 Dimensionamento do Modelo 1 – Viga VS 250 x 37 e Pilar CVS 350 x 105



CVS 350 x 105	$h_c = 350 \text{ mm}$	$b_{fc} = 250 \text{ mm}$	$t_{wc} = 12,5 \text{ mm}$	$t_{fc} = 19,0 \text{ mm}$
VS 250 x 37	$h_v = 250 \text{ mm}$	$b_{fv} = 130 \text{ mm}$	$t_{wv} = 6,3 \text{ mm}$	$t_{fv} = 12,5 \text{ mm}$
Chapa de Topo	$b_{ch} = 155 \text{ mm}$	$t_{ch} = 22,4 \text{ mm}$		

Especificação das soldas

Solda entre a alma da viga chapa de topo	$s_{wv} = 6,0 \text{ mm}$ (solda de filete)
Solda entre as mesas e a chapa de topo	$s_{wf} = 12,5 \text{ mm}$ (solda de penetração total)
Solda de composição do pilar	$s_{wc} = 10 \text{ mm}$ (solda de filete)

Geometria da Ligação	
Pilar	$m_c = \frac{95}{2} - \frac{12,5}{2} - 0,8 \cdot 10 = 33,25 \text{ mm}$ $e_c = \frac{250}{2} - \frac{95}{2} = 77,5 \text{ mm}$ $n_c = \min(30; 77,5; 1,25 \cdot 33,25) = 30 \text{ mm}$
Viga	$m_v = \frac{95}{2} - \frac{6,3}{2} - 0,8 \cdot 6,0 = 39,55 \text{ mm}$ $e_v = \frac{155}{2} - \frac{95}{2} = 30 \text{ mm}$ $n_v = \min(30; 77,5; 1,25 \cdot 39,55) = 30 \text{ mm}$
Chapa de Topo	$m_x = 32 \text{ mm}$ $e_x = 32 \text{ mm}$ $n_c = \min(32; 1,25 \cdot 32) = 32 \text{ mm}$

7.4.1.1 Resistência Potencial das Linhas de Parafusos

A.1 Linha 1

A.1.1 Flexão do Flange do Pilar

A.1.1.1 Determinação do Comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente

$$L_i = 2\pi \cdot m_c = 2 \cdot \pi \cdot 33,25 = 208,92 \text{ mm}$$

$$L_{ii} = 4 \cdot m_c + 1,25 \cdot e_c = 4 \cdot 33,25 + 1,25 \cdot 77,5 = 229,38 \text{ mm}$$

$$L_{eff} = \text{Min}\{L_i, L_{ii}\} = 208,92 \text{ mm} \text{ (ver tabela 4.3)}$$

A.1.1.2 Momento de Cálculo do Perfil “T” Equivalente

$$M_n = \frac{L_{eff} \cdot t_{fc}^2 \cdot f_y}{5,33} = \frac{208,92 \cdot 19^2 \cdot 250 \cdot 10^{-3}}{5,33} = 3537,53 \text{ kN mm}$$

A.1.1.3 Capacidade Resistente à Tração dos Parafusos

$$F_p = \phi_t \cdot 0,75 \cdot A_p \cdot f_{up} = 0,75 \cdot 0,75 \cdot 198 \cdot 825 \cdot 10^{-3} = 91,88 \text{ kN}$$

A.1.1.4 Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3

Modo 1 - Escoamento total do flange do pilar ou da chapa de topo

$$P_r = \frac{4M_n}{m_c} = \frac{4 \cdot 3537,53}{33,25} = 425,57 \text{ kN}$$

Modo 2 - Escoamento do flange do pilar ou da chapa de topo com simultânea ruptura dos parafusos

$$P_r = \frac{2M_n + n_c \cdot (\sum F_p)}{m_c + n_c} = \frac{2 \cdot 3537,53 + 30 \cdot 2 \cdot 91,88}{33,25 + 30} = 199 \text{ kN}$$

Modo 3 – Colapso dos Parafusos

$$P_r = \sum F_p = 2 \cdot 91,88 = 183,76 \text{ kN}$$

A.1.2 Verificação da Alma Tracionada do Pilar

$$b_{eff,wt} = \frac{g}{2} \cdot 1,73 \cdot 2 = 95 \cdot 1,73 = 164,35 \text{ mm}$$

$$P_r = \phi \cdot b_{eff,wt} \cdot t_w \cdot f_y = 0,9 \cdot 164,35 \cdot 12,5 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 462,23 \text{ kN}$$

A.1.3 Flexão da Chapa de Topo

A.1.3.1 Determinação do Comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente

$$L_v = \frac{b_{ch}}{2} = \frac{155}{2} = 77,5 \text{ mm}$$

$$L_{vi} = 2m_x + 0,625e_x + \frac{g}{2} = 2 \cdot 32 + 0,625 \cdot 32 + \frac{95}{2} = 131,5 \text{ mm}$$

$$L_{vii} = 2m_x + 0,625e_x + e_v = 2 \cdot 32 + 0,625 \cdot 32 + 30 = 114 \text{ mm}$$

$$L_{viii} = 4m_x + 1,25e_x = 4 \cdot 32 + 1,25 \cdot 32 = 168 \text{ mm}$$

$$L_{ix} = 2 \cdot \pi \cdot m_x = 2\pi \cdot 32 = 201,06 \text{ mm}$$

$$L_{eff} = \text{Min}\{L_v, L_{vi}, L_{vii}, L_{viii}, L_{ix}\} = 77,5 \text{ mm} \text{ (ver tabela 4.3)}$$

A.1.3.2 Momento de Cálculo do Perfil “T” Equivalente

$$M_n = \frac{L_{eff} \cdot t_{fc}^2 \cdot f_y}{5,33} = \frac{77,5 \cdot 22,4^2 \cdot 250 \cdot 10^{-3}}{5,33} = 1823,95 \text{ kN mm}$$

A.1.3.3 Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3

Modo 1 - Escoamento total do flange do pilar ou da chapa de topo

$$P_r = \frac{4M_n}{m_x} = \frac{4 \cdot 1823,95}{32} = 227,99 \text{ kN}$$

Modo 2 - Escoamento do flange do pilar ou da chapa de topo com simultânea ruptura dos parafusos

$$P_r = \frac{2M_n + n_x \cdot (\sum F_p)}{m_x + n_x} = \frac{2 \cdot 1823,95 + 32 \cdot 2 \cdot 91,88}{32 + 32} = 148,88 \text{ kN}$$

Modo 3 – Colapso dos Parafusos

$$P_r = \sum F_p = 2 \cdot 91,88 = 183,76 \text{ kN}$$

A.2 Linha 2

A.2.1 Flexão do Flange do Pilar

A.2.1.1 Determinação do Comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente

$$L_i = 2\pi \cdot m_c = 2 \cdot \pi \cdot 33,25 = 208,92 \text{ mm}$$

$$L_{ii} = 4 \cdot m_c + 1,25 \cdot e_c = 4 \cdot 33,25 + 1,25 \cdot 77,5 = 229,88 \text{ mm}$$

$$L_{eff} = \text{Min}\{L_i, L_{ii}\} = 208,92 \text{ mm (ver tabela 4.3)}$$

A.2.1.2 Momento de Cálculo do Perfil “T” Equivalente

$$M_n = \frac{L_{eff} \cdot t_{fc}^2 \cdot f_y}{5,33} = \frac{208,92 \cdot 19^2 \cdot 250 \cdot 10^{-3}}{5,33} = 3537,53 \text{ kN mm}$$

A.2.1.3 Capacidade Resistente à Tração dos Parafusos

$$F_p = \phi_t \cdot 0,75 \cdot A_p \cdot f_{up} = 0,75 \cdot 0,75 \cdot 198 \cdot 825 \cdot 10^{-3} = 91,88 \text{ kN}$$

A.2.1.4 Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3

Modo 1 - Escoamento total do flange do pilar ou da chapa de topo

$$P_r = \frac{4M_n}{m_c} = \frac{4 \cdot 3537,53}{33,25} = 425,57 \text{ kN}$$

Modo 2 - Escoamento do flange do pilar ou da chapa de topo com simultânea ruptura dos parafusos

$$P_r = \frac{2M_n + n_c \cdot (\sum F_p)}{m_c + n_c} = \frac{2 \cdot 3537,53 + 30 \cdot 2 \cdot 91,88}{33,25 + 30} = 199 \text{ kN}$$

Modo 3 – Colapso dos Parafusos

$$P_r = \sum F_p = 2 \cdot 91,88 = 183,76 \text{ kN}$$

A.2.2 Verificação da Alma Tractionada do Pilar

$$b_{eff,wt} = \frac{g}{2} \cdot 1,73 \cdot 2 = 95 \cdot 1,73 = 164,35 \text{ mm}$$

$$P_r = \phi \cdot b_{eff,wt} \cdot t_w \cdot f_y = 0,9 \cdot 164,35 \cdot 12,5 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 462,23 \text{ kN}$$

A.2.3 Flexão da Chapa de Topo

A.2.3.1 Determinação do Fator Geométrico α

$$m_1 = m_v = 39,55 \text{ mm} \quad \lambda_1 = \frac{m_1}{m_1 + e_v} = \frac{39,55}{39,55 + 30} = 0,57$$

$$m_2 = 32,0 \text{ mm} \quad \lambda_2 = \frac{m_2}{m_1 + e_v} = \frac{32}{39,55 + 30} = 0,46$$

$\alpha = 5,55$ (ver ábaco da figura 4.4)

A.2.3.2 Determinação do Comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente

$$L_i = 2\pi \cdot m_v = 2\pi \cdot 39,55 = 248,4 \text{ mm}$$

$$L_{ii} = 4m_v + 1,25e_v = 4 \cdot 39,55 + 1,25 \cdot 30 = 195,7 \text{ mm}$$

$$L_{iii} = \alpha \cdot m_1 = 5,55 \cdot 39,55 = 219,5 \text{ mm}$$

$$L_{eff} = \text{Min}\{\text{Max}\{L_{ii}, L_{iii}\}, L_i\} = 219,5 \text{ mm} \text{ (ver tabela 4.3)}$$

A.2.3.3 Momento de Cálculo do Perfil “T” Equivalente

$$M_n = \frac{L_{eff} \cdot t_{fc}^2 \cdot f_y}{5,33} = \frac{219,5 \cdot 22,4^2 \cdot 250 \cdot 10^{-3}}{5,33} = 5165,87 \text{ kN mm}$$

A.2.3.4 Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3

Modo 1 - Escoamento total do flange do pilar ou da chapa de topo

$$P_r = \frac{4M_n}{m_v} = \frac{4 \cdot 5165,87}{39,55} = 522,46 \text{ kN}$$

Modo 2 - Escoamento do flange do pilar ou da chapa de topo com simultânea ruptura dos parafusos

$$P_r = \frac{2M_n + n_v \cdot (\sum F_p)}{m_v + n_v} = \frac{2 \cdot 5165,87 + 30 \cdot 2 \cdot 91,88}{39,55 + 30} = 227,8 \text{ kN}$$

Modo 3 – Colapso dos Parafusos

$$P_r = \sum F_p = 2 \cdot 91,88 = 183,76 \text{ kN}$$

A.2.4 Verificação da Alma Tracionada da Viga

$$b_{eff,wt} = \frac{g}{2} \cdot 1,73 \cdot 2 = 95 \cdot 1,73 = 164,35 \text{ mm}$$

$$P_r = \phi \cdot b_{eff,wt} \cdot t_w \cdot f_y = 0,9 \cdot 164,35 \cdot 6,3 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 232,97 \text{ kN}$$

A.3 Linha 1 + 2

A.3.1 Flexão do Flange do Pilar

A.3.1.1 Determinação do Comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente

$$L_{ii} = 4 \cdot m_c + 1,25 \cdot e_c = 4 \cdot 33,25 + 1,25 \cdot 77,5 = 229,88 \text{ mm}$$

$$L_{eff} = \frac{L_{ii}}{2} + \frac{p_{12}}{2} = 229,88 + 76,5 = 306,38 \text{ mm (ver tabela 4.4)}$$

A.3.1.2 Momento de Cálculo do Perfil “T” Equivalente

$$M_n = \frac{L_{eff} \cdot t_{fc}^2 \cdot f_y}{5,33} = \frac{306,38 \cdot 19^2 \cdot 250 \cdot 10^{-3}}{5,33} = 5187,68 \text{ kN mm}$$

A.3.1.3 Capacidade Resistente à Tração dos Parafusos

$$F_p = \phi_t \cdot 0,75 \cdot A_p \cdot f_{up} = 0,75 \cdot 0,75 \cdot 198 \cdot 825 \cdot 10^{-3} = 91,88 \text{ kN}$$

A.3.1.4 Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3

Modo 1 - Escoamento total do flange do pilar ou da chapa de topo

$$P_r = \frac{4M_n}{m_c} = \frac{4 \cdot 5187,68}{33,25} = 624,08 \text{ kN}$$

Modo 2 - Escoamento do flange do pilar ou da chapa de topo com simultânea ruptura dos parafusos

$$P_r = \frac{2M_n + n_c \cdot (\sum F_p)}{m_c + n_c} = \frac{2 \cdot 5187,68 + 30 \cdot 4 \cdot 91,88}{33,25 + 30} = 338,36 \text{ kN}$$

Modo 3 – Colapso dos Parafusos

$$P_r = \sum F_p = 4 \cdot 91,88 = 367,52 \text{ kN}$$

A.3.2 Verificação da Alma Tracionada do Pilar

$$b_{eff,wt} = \frac{g}{2} \cdot 1,73 \cdot 2 + p_{12} = 95 \cdot 1,73 + 76,5 = 240,85 \text{ kN (ver tabela 4.6)}$$

$$P_r = \phi \cdot b_{eff,wt} \cdot t_w \cdot f_y = 0,9 \cdot 240,85 \cdot 12,5 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 677,4 \text{ kN}$$

As linhas 1 e 2 não são consideradas atuando em conjunto para a verificação da chapa de topo uma vez que, como mencionado no capítulo 4, elas estão separadas pela mesa da viga.

7.4.1.2 Resistência Potencial das Linhas de Parafusos

A tabela 7.1 resume os resultados do dimensionamento da região tracionada da ligação, em termos das resistências do flange do pilar e da chapa de topo à flexão, juntamente com os seus respectivos modos de colapso, assim como a resistência à tração da alma da viga e do pilar.

Como não é considerada a presença de enrijecedores de tração para o pilar, apresenta-se somente para o lado do pilar a resistência potencial das linhas 1 e 2, consideradas como um grupo, apresentando-se, na última coluna, a resistência potencial de cada linha de parafusos.

Tabela 7. 1 – Resultados do dimensionamento da região tracionada – modelo 1

Linha	Lado do Pilar		Lado da Viga		Resistência Potencial
	Flexão do Flange	Tração da alma	Flexão da Chapa de topo	Tração da Alma	
1	183,76 (modo 3)	462,23	148,88 (modo2)	N/A	$P_{r1}=148,88$
2	linha 2 isolada		linha 2 isolada		$P_{r2}=183,76$
	183,76 (modo3)	462,23	183,76 (modo 3)	232,97	
	(linha 1 + 2) – P_{r1}		(linha 1 + 2) – P_{r1}		
	189,48 (modo2)	528,52	N/A		

7.4.1.3 Resistência da Zona Comprimida

7.4.1.3.1 Estado Limite Último de Esmagamento da Mesa da Viga

$$P_{e,fv} = 1,2 \cdot \phi \cdot t_{fv} \cdot b_{fv} \cdot f_y = 1,2 \cdot 0,9 \cdot 12,5 \cdot 130 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 438,75 \text{ kN}$$

7.4.1.3.2 Estado Limite Último de Esmagamento da Alma do Pilar

$$b_1 = t_{fv} + 2t_{ch} = 12,5 + 2 \cdot 22,4 = 57,3 \text{ mm}$$

$$n_2 = 2,5 \cdot 2t_{fc} + 2,5 \cdot 2s_{wc} = 5 \cdot 19 + 5 \cdot 10 = 145 \text{ mm}$$

$$b_{wc} = b_1 + n_2 = 202,3 \text{ mm}$$

$$P_{e,wc} = \phi \cdot b_{wc} \cdot t_{wc} \cdot f_{yc} = 0,9 \cdot 202,3 \cdot 12,5 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 568,97 \text{ kN}$$

7.4.1.3.3 Estado Limite Último de Flambagem da Alma do Pilar

$$d_{wc} = h_c - 2t_{fc} - 2s_{wc} = 350 - 2 \cdot 19 - 2 \cdot 10 = 292 \text{ mm}$$

$$\lambda_{wc} = 0,932 \cdot \sqrt{\frac{b_{wc} \cdot d_{wc} \cdot f_y}{E \cdot t_{wc}^2}} = 0,932 \cdot \sqrt{\frac{202,3 \cdot 292 \cdot 250}{205000 \cdot 12,5^2}} = 0,633$$

$$\lambda_{wc} = 0,633 < 0,673 \rightarrow \rho = 1,0$$

$$P_{fl,wc} = \phi \cdot \rho \cdot b_{wc} \cdot t_{wc} \cdot f_y = 0,9 \cdot 202,3 \cdot 1,0 \cdot 12,5 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 568,97 \text{ kN}$$

A capacidade resistente da região comprimida (P_c), caracterizada pelo esmagamento da mesa da viga, é igual a 438,75kN.

7.4.1.4 Resistência da Zona de Cisalhamento

$$P_v = \phi \cdot 0,6 \cdot t_{wc} (h_c - 2t_{fc}) f_y = 0,54 \cdot 12,5 \cdot (350 - 2 \cdot 19) \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 526,5 \text{ kN}$$

7.4.1.5 Cálculo do Momento Resistente

$$F_c = \sum_{i=1}^n P_{ri} \text{ (condição para o equilíbrio de forças horizontais)}$$

$$\sum_{i=1}^2 P_{ri} = 148,88 + 183,76 = 332,64 \text{ kN}$$

$$F_c = \text{menor}(P_c; P_v) = 438,75 \text{ kN}$$

Atendida a condição de igualdade define-se a máxima força admissível para cada linha de parafusos (F_{ri}), calculando-se posteriormente o momento resistente da ligação ($M_{j,Rd}$).

$$F_{r1} = 148,88 \text{ kN}$$

$$F_{r2} = 183,76 \text{ kN}$$

$$M_{j,Rd} = F_{ri} \cdot h_i = 148,88 \cdot 27,575 + 183,76 \cdot 19,925$$

$$M_{j,Rd} = 7766,78 \text{ kN cm}$$

7.4.1.6 Cálculo da Resistência ao Esforço Cortante Vertical

$$V_{j,Rd} = n_t \cdot P_{ts} + n_s \cdot P_{ss}$$

$$P_{ts} = \text{menor}(0,25 \cdot \phi_v \cdot 0,42 \cdot A_p \cdot f_{up}; \phi \cdot \alpha \cdot d_p \cdot t_{ch} \cdot f_u; \phi \cdot \alpha \cdot d_p \cdot t_{fc} \cdot f_u)$$

$$P_{ss} = \text{menor}(\phi_v \cdot 0,42 \cdot A_p \cdot f_{up}; \phi \cdot \alpha \cdot d_p \cdot t_{ch} \cdot f_u; \phi \cdot \alpha \cdot d_p \cdot t_{fc} \cdot f_u)$$

Valores de α	
Flange do Pilar	$\alpha = \left(\frac{p_{12}}{d_p} \right) - 0,5 = \frac{76,5}{16} - 0,5 = 4,28 \geq 3,0$ (rasgamento entre furos)
Chapa de Topo	$\alpha = \left(\frac{p_{12}}{d_p} \right) - 0,5 = \frac{76,5}{16} - 0,5 = 4,28 \geq 3,0$ (rasgamento entre furos)
	$\alpha = \left(\frac{e_x}{d_p} \right) = \frac{30}{16} = 1,875$ (rasgamento entre o furo e a borda superior)

$$P_{ts} = \text{menor}(11,15; 201,6; 273,6) = 11,15 \text{ kN}$$

$$P_{ss} = \text{menor}(44,59; 322,56; 273,6) = 44,59 \text{ kN}$$

$$V_{j,Rd} = n_t \cdot P_{ts} + n_s \cdot P_{ss} = 4 \cdot 11,15 + 2 \cdot 44,59 = 133,78 \text{ kN}$$

7.4.1.7 Verificação das Soldas

7.4.1.7.1 Solda entre as Mesas da Viga e a Chapa de Topo

$$\phi_t \cdot N_n = 0,9 \cdot 130 \cdot 12,5 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 365,63 \text{ kN}$$

De acordo com a tabela 8 da NBR 8800, para solda de penetração total submetida à sollicitação normal à seção efetiva tem-se:

$$\phi \cdot R_n = 0,9 \cdot 130 \cdot 12,5 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 365,63 \text{ kN}$$

$$\phi \cdot R_n = \phi_t \cdot N_n \Rightarrow \text{ok!}$$

7.4.1.7.2 Solda de Composição do Pilar

$$h = 250 - 12,5 = 237,5 \text{ mm}$$

$$b_{eff,wt} = 1,73 \cdot 95 + 76,5 = 240,85 \text{ mm}$$

$$b_{wc} = b_1 + n_2 = 192,3 \text{ mm}$$

$$I = 29213 \text{ cm}^4$$

$$Q = 25 \cdot 1,9 \cdot 16,55 = 786,13 \text{ cm}^3$$

$$f_t = \frac{\left(\frac{M_{j,Rd}}{h} \right)}{b_{eff,wt}} = \frac{\frac{7766,78}{23,75}}{24,085} = 13,58 \frac{kN}{cm} = 1,358 \frac{kN}{mm}$$

$$f_c = \frac{\frac{M_{j,Rd}}{h}}{b_{wc}} = \frac{\frac{7766,78}{23,75}}{19,23} = 17,01 \frac{kN}{cm} = 1,701 \frac{kN}{mm}$$

$$f_v = \frac{\left(\frac{M_{j,Rd}}{h} \right) \cdot Q}{I} = \frac{\left(\frac{7766,78}{23,75} \right) \cdot 786,13}{29213} = 8,8 \frac{kN}{cm} = 0,88 \frac{kN}{mm}$$

$$f_R = \sqrt{1,701^2 + 0,88^2} = 1,915 \frac{kN}{mm}$$

$$(metal\ base) \Rightarrow \phi R_n = 2 \cdot 0,9 \cdot 0,6 \cdot 10 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 2,7 \frac{kN}{mm} > 1,915 \frac{kN}{mm}$$

$$(metal\ da\ solda) \Rightarrow \phi R_n = 2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot 10 \cdot 415 \cdot 10^{-3} = 3,74 \frac{kN}{mm} > 1,915 \frac{kN}{mm}$$

7.4.1.7.3 Solda entre a Alma da Viga e a Chapa de Topo

- Região Tracionada

$$h' = 250 - 12,5 - 2 \cdot 20 = 197,50 \text{ mm}$$

$$f_t = \frac{\frac{7766,78}{23,75}}{13 \cdot 1,25} \cdot \frac{19,75}{23,75} \cdot 0,63 = 10,52 \frac{kN}{cm} = 1,052 \frac{kN}{mm}$$

$$(metal\ base) \Rightarrow \phi R_n = 2 \cdot 0,9 \cdot 0,6 \cdot 6 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 1,62 \frac{kN}{mm} > 1,052 \frac{kN}{mm}$$

$$(metal\ da\ solda) \Rightarrow \phi R_n = 2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot 6 \cdot 415 \cdot 10^{-3} = 2,24 \frac{kN}{mm} > 1,052 \frac{kN}{mm}$$

- Região Comprimida

$$L_{wt} = 1,73 \cdot \frac{76,5}{2} = 66,17 \text{ mm}$$

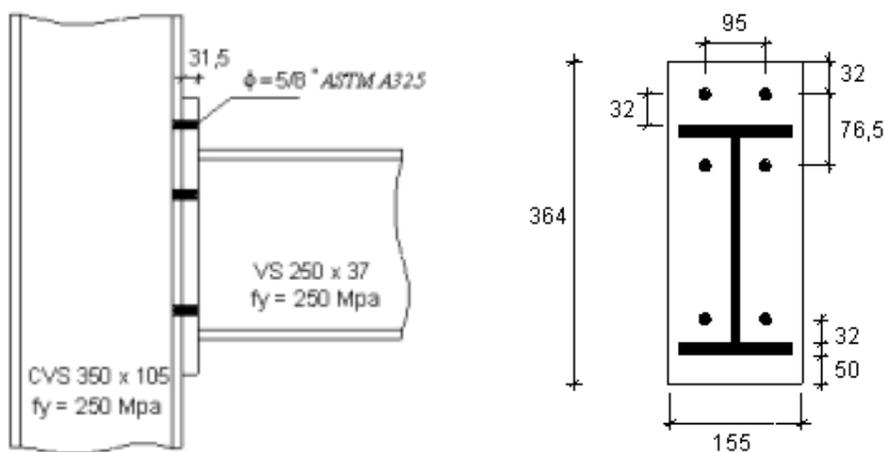
$$L_{wv} = h' - L_{wt} = 197,5 - 66,17 = 131,33 = 66,17 \text{ mm}$$

$$f_v = \frac{133,74}{131,33} = 1,02 \frac{kN}{mm}$$

$$(metal\ base) \Rightarrow \phi R_n = 2 \cdot 0,9 \cdot 0,6 \cdot 6 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 1,62 \frac{kN}{mm} > 1,02 \frac{kN}{mm}$$

$$(metal\ da\ solda) \Rightarrow \phi R_n = 2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot 6 \cdot 415 \cdot 10^{-3} = 2,24 \frac{kN}{mm} > 1,02 \frac{kN}{mm}$$

7.4.2 Dimensionamento do Modelo 2 – Viga VS 250 x 37 e Pilar CVS 1350 x 05



CVS 350 x 105	$h_c = 350\text{ mm}$	$b_{fc} = 250\text{ mm}$	$t_{wc} = 12,5\text{ mm}$	$t_{fc} = 19,0\text{ mm}$
VS 250 x 37	$h_v = 250\text{ mm}$	$b_{fv} = 130\text{ mm}$	$t_{wv} = 6,3\text{ mm}$	$t_{fv} = 12,5\text{ mm}$
Chapa de Topo	$b_{ch} = 155\text{ mm}$	$t_{ch} = 22,4\text{ mm}$		

Especificação das soldas

Solda entre a alma da viga chapa de topo $s_{ww} = 6,0\text{ mm}$ (solda de filete)

Solda entre as mesas e a chapa de topo $s_{wf} = 12,5\text{ mm}$ (solda de penetração total)

Solda de composição do pilar $s_{wc} = 10\text{ mm}$ (solda de filete)

Geometria da Ligação	
Pilar	$m_c = \frac{95}{2} - \frac{12,5}{2} - 0,8 \cdot 10 = 33,25 \text{ mm}$ $e_c = \frac{250}{2} - \frac{95}{2} = 77,5 \text{ mm}$ $n_c = \min(30; 77,5; 1,25 \cdot 33,25) = 30 \text{ mm}$
Viga	$m_v = \frac{95}{2} - \frac{6,3}{2} - 0,8 \cdot 6 = 39,55 \text{ mm}$ $e_v = \frac{155}{2} - \frac{95}{2} = 30 \text{ mm}$ $n_v = \min(30; 77,5; 1,25 \cdot 39,55) = 30 \text{ mm}$
Chapa de Topo	$m_x = 32 \text{ mm}$ $e_x = 32 \text{ mm}$ $n_c = \min(32; 1,25 \cdot 32) = 32 \text{ mm}$

7.4.2.1 Resistência Potencial das Linhas de Parafusos

B.1 Linha 1

B.1.1 Flexão do Flange do Pilar

B.1.1.1 Determinação do Comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente

$$L_i = 2\pi \cdot m_c = 2 \cdot \pi \cdot 33,25 = 208,92 \text{ mm}$$

$$L_{ii} = 4 \cdot m_c + 1,25 \cdot e_c = 4 \cdot 33,25 + 1,25 \cdot 77,5 = 229,88 \text{ mm}$$

$$L_{eff} = \text{Min}\{L_i, L_{ii}\} = 208,92 \text{ mm} \text{ (ver tabela 4.3)}$$

B.1.1.2 Momento de Cálculo do Perfil “T” Equivalente

$$M_n = \frac{L_{eff} \cdot t_{fc}^2 \cdot f_y}{5,33} = \frac{208,92 \cdot 19^2 \cdot 250 \cdot 10^{-3}}{5,33} = 3537,53 \text{ kN mm}$$

B.1.1.3 Capacidade Resistente à Tração dos Parafusos

$$F_p = \phi_t \cdot 0,75 \cdot A_p \cdot f_{up} = 0,75 \cdot 0,75 \cdot 198 \cdot 825 \cdot 10^{-3} = 91,88 \text{ kN}$$

B.1.1.4 Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3

Modo 1 - Escoamento total do flange do pilar ou da chapa de topo

$$P_r = \frac{4M_n}{m_c} = \frac{4 \cdot 3537,53}{33,25} = 425,57 \text{ kN}$$

Modo 2 - Escoamento do flange do pilar ou da chapa de topo com simultânea ruptura dos parafusos

$$P_r = \frac{2M_n + n_c \cdot (\sum F_p)}{m_c + n_c} = \frac{2 \cdot 3537,53 + 30 \cdot 2 \cdot 91,88}{33,25 + 30} = 199 \text{ kN}$$

Modo 3 – Colapso dos Parafusos

$$P_r = \sum F_p = 2 \cdot 91,88 = 183,76 \text{ kN}$$

B.1.2 Verificação da Alma Tracionada do Pilar

$$b_{eff,wt} = \frac{g}{2} \cdot 1,73 \cdot 2 = 95 \cdot 1,73 = 164,35 \text{ mm}$$

$$P_r = \phi \cdot b_{eff,wt} \cdot t_w \cdot f_y = 0,9 \cdot 164,35 \cdot 12,5 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 462,23 \text{ kN}$$

B.1.3 Flexão da Chapa de Topo

B.1.3.1 Determinação do Comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente

$$L_v = \frac{b_{ch}}{2} = \frac{155}{2} = 77,5 \text{ mm}$$

$$L_{vi} = 2m_x + 0,625e_x + \frac{g}{2} = 2 \cdot 32 + 0,625 \cdot 32 + \frac{95}{2} = 131,5 \text{ mm}$$

$$L_{vii} = 2m_x + 0,625e_x + e_v = 2 \cdot 32 + 0,625 \cdot 32 + 30 = 114 \text{ mm}$$

$$L_{viii} = 4m_x + 1,25e_x = 4 \cdot 32 + 1,25 \cdot 32 = 168 \text{ mm}$$

$$L_{ix} = 2 \cdot \pi \cdot m_x = 2\pi \cdot 32 = 201,06 \text{ mm}$$

$$L_{eff} = \text{Min}\{L_v, L_{vi}, L_{vii}, L_{viii}, L_{ix}\} = 77,5 \text{ mm} \text{ (ver tabela 4.3)}$$

B.1.3.2 Momento de Cálculo do Perfil “T” Equivalente

$$M_n = \frac{L_{eff} \cdot t_{fc}^2 \cdot f_y}{5,33} = \frac{77,5 \cdot 31,5^2 \cdot 250 \cdot 10^{-3}}{5,33} = 3606,91 \text{ kN mm}$$

B.1.3.3 Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3

Modo 1 - Escoamento total do flange do pilar ou da chapa de topo

$$P_r = \frac{4M_n}{m_x} = \frac{4 \cdot 3606,91}{32} = 450,86 \text{ kN}$$

Modo 2 - Escoamento do flange do pilar ou da chapa de topo com simultânea ruptura dos parafusos

$$P_r = \frac{2M_n + n_x \cdot (\sum F_p)}{m_x + n_x} = \frac{2 \cdot 3606,91 + 32 \cdot 2 \cdot 91,88}{32 + 32} = 204,6 \text{ kN}$$

Modo 3 – Colapso dos Parafusos

$$P_r = \sum F_p = 2 \cdot 91,88 = 183,76 \text{ kN}$$

B.2 Linha 2

B.2.1 Flexão do Flange do Pilar

B.2.1.1 Determinação do Comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente

$$L_i = 2\pi \cdot m_c = 2 \cdot \pi \cdot 33,25 = 208,92 \text{ mm}$$

$$L_{ii} = 4 \cdot m_c + 1,25 \cdot e_c = 4 \cdot 33,25 + 1,25 \cdot 77,5 = 229,88 \text{ mm}$$

$$L_{eff} = \text{Min}\{L_i, L_{ii}\} = 208,92 \text{ mm (ver tabela 4.3)}$$

B.2.1.2 Momento Nominal do Perfil “T” Equivalente

$$M_n = \frac{L_{eff} \cdot t_{fc}^2 \cdot f_y}{5,33} = \frac{208,92 \cdot 19^2 \cdot 250 \cdot 10^{-3}}{5,33} = 3537,53 \text{ kN mm}$$

B.2.1.3 Capacidade Resistente à Tração dos Parafusos

$$F_p = \phi_t \cdot 0,75 \cdot A_p \cdot f_{up} = 0,75 \cdot 0,75 \cdot 198 \cdot 825 \cdot 10^{-3} = 91,88 \text{ kN}$$

B.2.1.4 Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3

Modo 1 - Escoamento total do flange do pilar ou da chapa de topo

$$P_r = \frac{4M_n}{m_c} = \frac{4 \cdot 3537,53}{33,25} = 425,57 \text{ kN}$$

Modo 2 - Escoamento do flange do pilar ou da chapa de topo com simultânea ruptura dos parafusos

$$P_r = \frac{2M_n + n_c \cdot (\sum F_p)}{m_c + n_c} = \frac{2 \cdot 3537,53 + 30 \cdot 2 \cdot 91,88}{33,25 + 30} = 199 \text{ kN}$$

Modo 3 – Colapso dos Parafusos

$$P_r = \sum F_p = 2 \cdot 91,88 = 183,76 \text{ kN}$$

B.2.2 Verificação da Alma Tractionada do Pilar

$$b_{eff,wt} = \frac{g}{2} \cdot 1,73 \cdot 2 = 95 \cdot 1,73 = 164,35 \text{ mm}$$

$$P_r = \phi \cdot b_{eff,wt} \cdot t_w \cdot f_y = 0,9 \cdot 164,35 \cdot 12,5 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 462,23 \text{ kN}$$

B.2.3 Flexão da Chapa de Topo

B.2.3.1 Determinação do Fator Geométrico α

$$m_1 = m_v = 39,55 \text{ mm} \quad \lambda_1 = \frac{m_1}{m_1 + e_v} = \frac{39,55}{39,55 + 30} = 0,57$$

$$m_2 = 32,0 \text{ mm} \quad \lambda_2 = \frac{m_2}{m_1 + e_v} = \frac{32}{39,55 + 30} = 0,46$$

$\alpha = 5,55$ (ver ábaco da figura 4.4)

B.2.3.2 Determinação do Comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente

$$L_i = 2\pi \cdot m_v = 2\pi \cdot 39,55 = 248,5 \text{ mm}$$

$$L_{ii} = 4m_v + 1,25e_v = 4 \cdot 39,55 + 1,25 \cdot 30 = 195,7 \text{ mm}$$

$$L_{iii} = \alpha \cdot m_1 = 5,45 \cdot 39,55 = 219,5 \text{ mm}$$

$$L_{eff} = \text{Min}\{\text{Max}\{L_{ii}, L_{iii}\}, L_i\} = 219,5 \text{ mm} \text{ (ver tabela 4.3)}$$

B.2.3.3 Momento de Cálculo do Perfil “T” Equivalente

$$M_n = \frac{L_{eff} \cdot t_{fc}^2 \cdot f_y}{5,33} = \frac{219,5 \cdot 31,5^2 \cdot 250 \cdot 10^{-3}}{5,33} = 10215,71 \text{ kN mm}$$

B.2.3.4 Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3

Modo 1 - Escoamento total do flange do pilar ou da chapa de topo

$$P_r = \frac{4M_n}{m_v} = \frac{4 \cdot 10215,71}{39,55} = 1033,2 \text{ kN}$$

Modo 2 - Escoamento do flange do pilar ou da chapa de topo com simultânea ruptura dos parafusos

$$P_r = \frac{2M_n + n_v \cdot (\sum F_p)}{m_v + n_v} = \frac{2 \cdot 10215,71 + 30 \cdot 2 \cdot 91,88}{39,55 + 30} = 373,03 \text{ kN}$$

Modo 3 – Colapso dos Parafusos

$$P_r = \sum F_p = 2 \cdot 91,88 = 183,76 \text{ kN}$$

B.2.4 Verificação da Alma Tracionada da Viga

$$b_{eff,wt} = \frac{g}{2} \cdot 1,73 \cdot 2 = 95 \cdot 1,73 = 164,35 \text{ mm}$$

$$P_r = \phi \cdot b_{eff,wt} \cdot t_w \cdot f_y = 0,9 \cdot 164,35 \cdot 6,3 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 232,97 \text{ kN}$$

B.3 Linha 1 + 2

B.3.1 Flexão do Flange do Pilar

B.3.1.1 Determinação do Comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente

$$L_{ii} = 4 \cdot m_c + 1,25 \cdot e_c = 4 \cdot 33,25 + 1,25 \cdot 77,5 = 229,88 \text{ mm}$$

$$L_{eff} = \frac{L_{ii}}{2} + \frac{p_{12}}{2} = 229,88 + 76,5 = 306,38 \text{ mm (ver tabela 4.4)}$$

B.3.1.2 Momento de Cálculo do Perfil “T” Equivalente

$$M_n = \frac{L_{eff} \cdot t_{fc}^2 \cdot f_y}{5,33} = \frac{306,38 \cdot 19^2 \cdot 250 \cdot 10^{-3}}{5,33} = 5187,68 \text{ kN mm}$$

B.3.1.3 Capacidade Resistente à Tração dos Parafusos

$$F_p = \phi_t \cdot 0,75 \cdot A_p \cdot f_{up} = 0,75 \cdot 0,75 \cdot 198 \cdot 825 \cdot 10^{-3} = 91,88 \text{ kN}$$

B.3.1.4 Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3

Modo 1 - Escoamento total do flange do pilar ou da chapa de topo

$$P_r = \frac{4M_n}{m_c} = \frac{4 \cdot 5187,68}{33,25} = 624,08 \text{ kN}$$

Modo 2 - Escoamento do flange do pilar ou da chapa de topo com simultânea ruptura dos parafusos

$$P_r = \frac{2M_n + n_c \cdot (\sum F_p)}{m_c + n_c} = \frac{2 \cdot 5187,68 + 30 \cdot 4 \cdot 91,88}{33,25 + 30} = 338,36 \text{ kN}$$

Modo 3 – Colapso dos Parafusos

$$P_r = \sum F_p = 4 \cdot 91,88 = 367,52 \text{ kN}$$

B.3.2 Verificação da Alma Tracionada do Pilar

$$b_{eff,wt} = \frac{g}{2} \cdot 1,73 \cdot 2 + p_{12} = 95 \cdot 1,73 + 76,5 = 240,85 \text{ kN (ver tabela 4.6)}$$

$$P_r = \phi \cdot b_{eff,wt} \cdot t_w \cdot f_y = 0,9 \cdot 240,85 \cdot 12,5 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 677,4 \text{ kN}$$

7.4.2.2 Resistência Potencial das Linhas de Parafusos

A tabela 7.2 resume os resultados do dimensionamento da região tracionada da ligação, em termos das resistências do flange do pilar e da chapa de topo à flexão, juntamente com os seus respectivos modos de colapso, assim como a resistência à

tração da alma da viga e do pilar.

Como não é considerada a presença de enrijecedores de tração para o pilar, apresenta-se somente para o lado do pilar a resistência potencial das linhas 1 e 2, consideradas como um grupo, apresentando-se, na última coluna, a resistência potencial de cada linha de parafusos.

Tabela 7. 2 - Resultados do dimensionamento da região tracionada – modelo 2

Linha	Lado do Pilar		Lado da Viga		Resistência Potencial
	Flexão do Flange	Tração da alma	Flexão da Chapa de topo	Tração da Alma	
1	183,76 (modo 3)	462,23	183,76 (modo3)	N/A	$P_{r1}=183,76$
2	linha 2 isolada		linha 2 isolada		$P_{r2}=154,60$
	183,76 (modo3)	462,23	183,76 (modo 3)	232,97	
	(linha 1 + 2) – P_{r1}		(linha 1 + 2) – P_{r1}		
	154,60 (modo2)	493,64	N/A		

7.4.2.3 Resistência da Zona Comprimida

7.4.2.3.1 Estado Limite Último de Esmagamento da Mesa da Viga

$$P_{e,fv} = 1,2 \cdot \phi \cdot t_{fv} \cdot b_{fv} \cdot f_y = 1,2 \cdot 0,9 \cdot 12,5 \cdot 130 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 438,75 \text{ kN}$$

7.4.2.3.2 Estado Limite Último de Esmagamento da Alma do Pilar

$$b_1 = t_{fv} + 2t_{ch} = 12,5 + 2 \cdot 31,5 = 57,3 \text{ mm}$$

$$n_2 = 2,5 \cdot 2t_{fc} + 2,5 \cdot 2s_{wc} = 5 \cdot 19 + 5 \cdot 10 = 145 \text{ mm}$$

$$b_{wc} = b_1 + n_2 = 220,5 \text{ mm}$$

$$P_{e,wc} = \phi \cdot b_{wc} \cdot t_{wc} \cdot f_{yc} = 0,9 \cdot 220,5 \cdot 12,5 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 620,16 \text{ kN}$$

7.4.2.3.3 Estado Limite Último de Flambagem da Alma do Pilar

$$d_{wc} = h_c - 2t_{fc} - 2s_{wc} = 350 - 2 \cdot 19 - 2 \cdot 10 = 292 \text{ mm}$$

$$\lambda_{wc} = 0,932 \cdot \sqrt{\frac{b_{wc} \cdot d_{wc} \cdot f_y}{E \cdot t_{wc}^2}} = 0,932 \cdot \sqrt{\frac{220,5 \cdot 292 \cdot 250}{205000 \cdot 12,5^2}} = 0,666$$

$$\lambda_{wc} = 0,666 < 0,673 \rightarrow \rho = 1,0$$

$$P_{fl,wc} = \phi \cdot \rho \cdot b_{wc} \cdot t_{wc} \cdot f_y = 0,9 \cdot 220,5 \cdot 1,0 \cdot 12,5 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 620,16 \text{ kN}$$

A capacidade resistente da região comprimida (P_c), caracterizada pelo esmagamento da mesa da viga, é igual a 438,75kN.

7.4.2.4 Resistência da Zona de Cisalhamento

$$P_v = \phi \cdot 0,6 \cdot t_{wc} (h_c - 2t_{fc}) f_y = 0,54 \cdot 12,5 \cdot (350 - 2 \cdot 19) \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 526,5 \text{ kN}$$

7.4.2.5 Cálculo do Momento Resistente

$$F_c = \sum_{i=1}^n P_{ri} \text{ (condição para o equilíbrio de forças horizontais)}$$

$$\sum_{i=1}^2 P_{ri} = 183,76 + 153,24 = 337 \text{ kN}$$

$$F_c = \text{menor}(P_c; P_v) = 438,75 \text{ kN}$$

Atendida a condição de igualdade define-se a máxima força admissível para cada linha de parafusos (F_{ri}), calculando-se posteriormente o momento resistente da ligação ($M_{j,Rd}$).

$$F_{r1} = 183,76 \text{ kN}$$

$$F_{r1} = 154,6 \text{ kN}$$

$$M_{j,Rd} = F_{ri} \cdot h_i = 183,76 \cdot 27,575 + 154,60 \cdot 19,925$$

$$M_{j,Rd} = 8147,59 \text{ kN cm}$$

7.4.2.6 Cálculo da Resistência ao Esforço Cortante Vertical

$$V_{j,Rd} = n_t \cdot P_{ts} + n_s \cdot P_{ss}$$

$$P_{ts} = \text{menor}(0,25 \cdot \phi_v \cdot 0,42 \cdot A_p \cdot f_{up}; \phi \cdot \alpha \cdot d_p \cdot t_{ch} \cdot f_u; \phi \cdot \alpha \cdot d_p \cdot t_{fc} \cdot f_u)$$

$$P_{ss} = \text{menor}(\phi_v \cdot 0,42 \cdot A_p \cdot f_{up}; \phi \cdot \alpha \cdot d_p \cdot t_{ch} \cdot f_u; \phi \cdot \alpha \cdot d_p \cdot t_{fc} \cdot f_u)$$

Valores de α	
Flange do Pilar	$\alpha = \left(\frac{p_{12}}{d_p} \right) - 0,5 = \frac{76,5}{16} - 0,5 = 4,28 \geq 3,0$ (rasgamento entre furos)
Chapa de Topo	$\alpha = \left(\frac{p_{12}}{d_p} \right) - 0,5 = \frac{76,5}{16} - 0,5 = 4,28 \geq 3,0$ (rasgamento entre furos)
	$\alpha = \left(\frac{e_x}{d_p} \right) = \frac{30}{16} = 1,875$ (rasgamento entre o furo e a borda superior)

$$P_{ts} = \text{menor}(11,15 ; 283,5 ; 273,6) = 11,15 \text{ kN}$$

$$P_{ss} = \text{menor}(44,59 ; 453,6 ; 273,6) = 44,59 \text{ kN}$$

$$V_{j,Rd} = n_t \cdot P_{ts} + n_s \cdot P_{ss} = 4 \cdot 11,15 + 2 \cdot 44,59 = 133,78 \text{ kN}$$

7.4.2.7 Verificação das Soldas

7.4.2.7.1 Solda entre as Mesas da Viga e a Chapa de Topo

$$\phi_t \cdot N_n = 0,9 \cdot 130 \cdot 12,5 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 365,63 \text{ kN}$$

De acordo com a tabela 8 da NBR 8800, para solda de penetração total submetida à sollicitação normal à seção efetiva tem-se:

$$\phi \cdot R_n = 0,9 \cdot 130 \cdot 12,5 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 365,63 \text{ kN}$$

$$\phi \cdot R_n = \phi_t \cdot N_n \Rightarrow \text{ok!}$$

7.4.2.7.2 Solda de Composição do Pilar

$$h = 250 - 12,5 = 237,5 \text{ mm}$$

$$b_{eff,wt} = 1,73 \cdot 95 + 76,5 = 240,85 \text{ mm}$$

$$b_{wc} = b_1 + n_2 = 192,3 \text{ mm}$$

$$I = 29213 \text{ cm}^4$$

$$Q = 25 \cdot 1,9 \cdot 16,55 = 786,13 \text{ cm}^3$$

$$f_t = \frac{\left(\frac{M_{j,Rd}}{h}\right)}{b_{eff,wt}} = \frac{\frac{8147,59}{23,75}}{24,085} = 14,24 \frac{kN}{cm} = 1,424 \frac{kN}{mm}$$

$$f_c = \frac{\frac{M_{j,Rd}}{h}}{b_{wc}} = \frac{\frac{8147,59}{23,75}}{19,23} = 17,84 \frac{kN}{cm} = 1,784 \frac{kN}{mm}$$

$$f_v = \frac{\left(\frac{M_{j,Rd}}{h}\right) \cdot Q}{I} = \frac{\left(\frac{8147,59}{23,75}\right) \cdot 786,13}{29213} = 9,23 \frac{kN}{cm} = 0,923 \frac{kN}{mm}$$

$$f_R = \sqrt{1,784^2 + 0,923^2} = 2,01 \frac{kN}{mm}$$

$$(metal\ base) \Rightarrow \phi R_n = 2 \cdot 0,9 \cdot 0,6 \cdot 10 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 2,7 \frac{kN}{mm} > 2,01 \frac{kN}{mm}$$

$$(metal\ da\ solda) \Rightarrow \phi R_n = 2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot 10 \cdot 415 \cdot 10^{-3} = 3,74 \frac{kN}{mm} > 2,01 \frac{kN}{mm}$$

7.4.2.7.3 Solda entre a Alma da Viga e a Chapa de Topo

- Região Tracionada

$$h' = 250 - 12,5 - 2 \cdot 20 = 197,50 \text{ mm}$$

$$f_t = \frac{\frac{8147,59}{23,75}}{13 \cdot 1,25} \cdot \frac{19,75}{23,75} \cdot 0,63 = 11,04 \frac{kN}{cm} = 1,104 \frac{kN}{mm}$$

$$(metal\ base) \Rightarrow \phi R_n = 2 \cdot 0,9 \cdot 0,6 \cdot 6 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 1,62 \frac{kN}{mm} > 1,104 \frac{kN}{mm}$$

$$(metal\ da\ solda) \Rightarrow \phi R_n = 2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot 6 \cdot 415 \cdot 10^{-3} = 2,24 \frac{kN}{mm} > 1,104 \frac{kN}{mm}$$

- Região Comprimida

$$L_{wt} = 1,73 \cdot \frac{76,5}{2} = 66,17 \text{ mm}$$

$$L_{wv} = h' - L_{wt} = 197,5 - 66,17 = 131,33 = 66,17 \text{ mm}$$

$$f_v = \frac{133,74}{131,33} = 1,02 \frac{kN}{mm}$$

$$(metal\ base) \Rightarrow \phi R_n = 2 \cdot 0,9 \cdot 0,6 \cdot 6 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 1,62 \frac{kN}{mm} > 1,02 \frac{kN}{mm}$$

$$(metal\ da\ solda) \Rightarrow \phi R_n = 2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot 6 \cdot 415 \cdot 10^{-3} = 2,24 \frac{kN}{mm} > 1,02 \frac{kN}{mm}$$

7.4.3 Comparação com os Resultados do Método do Manual Brasileiro

Inicialmente é importante salientar que Ribeiro (1998), visando o dimensionamento dos protótipos para fins experimentais, considerou como critério de dimensionamento o momento resistente nominal da viga, admitindo-se no dimensionamento das ligações a resistência nominal dos elementos pois, uma vez que, em laboratório, torna-se possível o monitoramento tanto das propriedades mecânicas dos materiais quanto do carregamento aplicado, é razoável desconsiderar-se as possíveis variabilidades desses valores.

Contudo, para atendimento dos princípios de análise propostos por este trabalho e uma avaliação fundamentada nos princípios do método dos estados limites, o Anexo V apresenta o dimensionamento, segundo o método do Manual Brasileiro, dos modelos 1 e 2, bem como do protótipo CT1B-6 ($t_{ch} = 19\text{ mm}$ e $\phi = 19\text{ mm}$), neste trabalho designado por modelo 3, considerando-se a resistência de cálculo dos elementos e, com intuito de equalizar os parâmetros de comparação, desenvolve-se o dimensionamento visando a determinação da capacidade resistente de cada combinação.

Seguindo a hipótese admitida por Ribeiro (1998), para efeito de comparação de resultados desconsidera-se a influência da flexão do flange do pilar e da tração na alma do pilar para a determinação capacidade da ligação, limitando-se a análise comparativa apenas aos parafusos e à chapa de topo.

Tal consideração é plenamente justificável, uma vez que a aplicação, tanto do modelo de dimensionamento de Krishnamurthy (1978b) quanto do modelo proposto pelo Manual Brasileiro (1998), é adequada para as situações onde pode-se afirmar que o flange e a alma do pilar, por suas dimensões ou através de enrijecedores, não exerçam influência sobre o comportamento do conjunto viga/chapa de topo/ parafusos.

A partir do dimensionamento do protótipo CT1A-1, segundo o Manual Brasileiro (Anexo V), constata-se que para essa combinação não há o desenvolvimento

do efeito alavanca, pois $\alpha=0$. Conclui-se, então, que a capacidade resistente da ligação é determinada pela capacidade resistente dos parafusos.

Assim, considerando-se que o método do Manual Brasileiro admite a hipótese de que a transmissão do momento ocorre através das mesas da viga, obtém-se um momento máximo admissível ($M_{j,Rd}$) igual a:

$$M_{j,Rd} = (4 \cdot \phi_t R_{nt}) \cdot (h_v - t_{fv})$$

$$\phi_t R_{nt} = 0,75 \cdot 0,75 \cdot 1,98 \cdot 82,5 = 91,88 \text{ kN}$$

$$M_{j,Rd} = 4 \cdot 91,88 \cdot 23,75 = 8728,6 \text{ kN} \cdot \text{cm}$$

Avaliando-se os resultados obtidos no dimensionamento do modelo 2 pelo método do EUROCODE 3, sintetizados na tabela 7.3, conclui-se que os métodos apresentam resultados similares em relação tanto ao momento resistente quanto ao modo de colapso da ligação.

Tabela 7.3 – Resultados do modelo 2 considerando-se apenas a chapa de topo.

Linha	Flexão da Chapa de topo	Tração da Alma	Resistência Potencial	h_i	$\Sigma F_{Ri} \cdot h_i$
1	183,76 (modo3)	N/A	$P_{r1}=183,76\text{kN}$	27,575	5067,2
2	183,76 (modo 3)	232,97	$P_{r2}=183,76\text{kN}$	19,925	3661,4
				Σ	8728,6kN. cm

Já o dimensionamento do modelo 1 (protótipo CT1A-4), segundo a metodologia do Manual Brasileiro (Anexo V), demonstrou que ocorre o desenvolvimento de forças de alavanca. Contudo, como $0 < \alpha < 1$, a flexão da chapa de topo não caracteriza o colapso da ligação.

Posteriormente a uma série de avaliações, determinou-se a força máxima de tração transmitida pela mesa tracionada a cada parafuso (T), de forma que, com o incremento da solicitação de tração nos parafusos, gerado pela presença das forças de alavanca, a resultante de tração nos parafusos permanecesse limitada à resistência de cálculo dos parafusos $\phi_t R_{nt}$.

A partir deste valor determinou-se o máximo momento fletor admissível para esta combinação.

Avaliando-se os resultados do dimensionamento do modelo 1, segundo a metodologia preconizada pelo Anexo J do EUROCODE 3, considerando-se apenas a contribuição da chapa de topo, apresentados na tabela 7.4, conclui-se que ambos os métodos apresentam resultados similares quanto ao momento máximo admissível, diferindo apenas no que diz respeito à configuração de colapso uma vez que, para a segunda linha de parafusos não é constatada a interação entre a flexão da chapa de topo (ausência de forças de alavanca) e a ruptura dos parafusos no mecanismo de colapso.

Tabela 7. 4 – Resultados do modelo 1 considerando-se apenas a chapa de topo.

Linha	Flexão da Chapa de topo	Tração da Alma	Resistência Potencial	h_i	$\Sigma F_{Ri} \cdot h_i$
1	148,88 (modo2)	N/A	$P_{r1}=148,88kN$	27,575	4105,4
2	183,76 (modo 3)	232,97	$P_{r2}=183,76kN$	19,925	3661,4
				Σ	7766,8kN. cm

Mesmo apresentando valores praticamente idênticos quanto ao momento fletor máximo admissível, observa-se que o método do Manual Brasileiro admite um momento fletor máximo ligeiramente maior que o obtido pelo método proposto pelo Anexo J do EUROCODE 3 (1993).

Esta constatação poderia evidenciar um ligeiro conservadorismo do método mas, analisando-se o somatório de forças na região tracionada, verifica-se que, coincidentemente, obtêm-se valores iguais, para ambos os métodos, ou seja:

Método do Anexo J do EUROCODE 3 $\Sigma F_{Ri} = 148,88 + 183,76 = 332,64 \text{ kN}$

Método do Manual Brasileiro $\Sigma T = 4 \cdot 83,15 = 332,6 \text{ kN}$

Pode-se então, atribuir tal desigualdade no momento fletor máximo admissível, pela diferente consideração dada ao procedimento de determinação, uma vez que o método do Manual Brasileiro distribui igualmente as forças de tração entre as linhas de parafusos, enquanto o método preconizado pelo Anexo J do EUROCODE 3, considera na determinação do momento resistente a distância de cada linha de parafusos em relação ao centro de rotação.

Comportamento distinto dos já analisados é constatado quando são comparados os resultados obtidos para o protótipo CT1B-6 ($t_{ch}= 19 \text{ mm}$ e $\phi=19 \text{ mm}$), modelo 3,

segundo os métodos apresentados. Consta-se, de acordo com os cálculos apresentados no Anexo IV, limitando-se a análise apenas à chapa de topo, que o colapso da primeira linha parafusos caracteriza-se pelo escoamento total da chapa (modo 1), enquanto o colapso da segunda linha de parafusos deve-se ao escoamento da alma da viga, obtendo-se em um momento resistente $M_{j,Rd} = 7920,0 \text{ kN cm}$ (tabela 7.5).

Tabela 7.5 - Resultados do modelo 3 considerando-se apenas a chapa de topo.

Linha	Flexão da Chapa de topo	Tração da Alma	Resistência Potencial	h_i	$\Sigma F_{Ri} \cdot h_i$
1	138,13 (modo1)	N/A	$P_{r1}=138,13 \text{ kN}$	28,175	3808,9
2	229,85 (modo 2)	208,44	$P_{r2}=208,44 \text{ kN}$	19,325	4153,2
				Σ	7920,0 kN. cm

Analisando-se os resultados do dimensionamento do modelo 3 pelo método do Manual Brasileiro (Anexo V), verifica-se que, para $M_{j,Rd} = 7920,0 \text{ kN cm}$ tem-se $\alpha > 1$, concluindo-se que a espessura de chapa especificada é insuficiente.

Contudo, fazendo-se $\alpha = 1$, a fim de obter-se o momento fletor máximo, tem-se:

$$\alpha = \frac{Tb' - M_\alpha}{\delta M_\alpha} = \frac{T \cdot 2,85 - 129,533}{0,732 \cdot 129,533} = 1 \rightarrow T = 78,72 \text{ kN}$$

$$Q = \frac{Tb' - M_\alpha}{a'} = \frac{78,72 \cdot 2,85 - 129,533}{4,45} = 21,31 \text{ kN}$$

$$T + Q = 100,0 \text{ kN} < \phi_t R_{nt} \text{ ok!}$$

$$M_{j,Rd} = (4 \cdot 78,72) \cdot (25 - 1,25) = 7478,4 \text{ kN.cm}$$

Constata-se, para o modelo 3, que o método do Manual Brasileiro é conservador, muito embora seja possível notar que a diferença entre a largura tributária “p” (método do Manual Brasileiro) e o comprimento efetivo L_{eff} (método do Anexo J do EUROCODE 3) é pequena, indicando-se que tal discrepância de resultados, principalmente em relação a primeira linha de parafusos, pode estar associada à condição de resistência admitida pelo método do Manual Brasileiro, que reduz a capacidade resistente da seção da chapa na linha de parafusos.

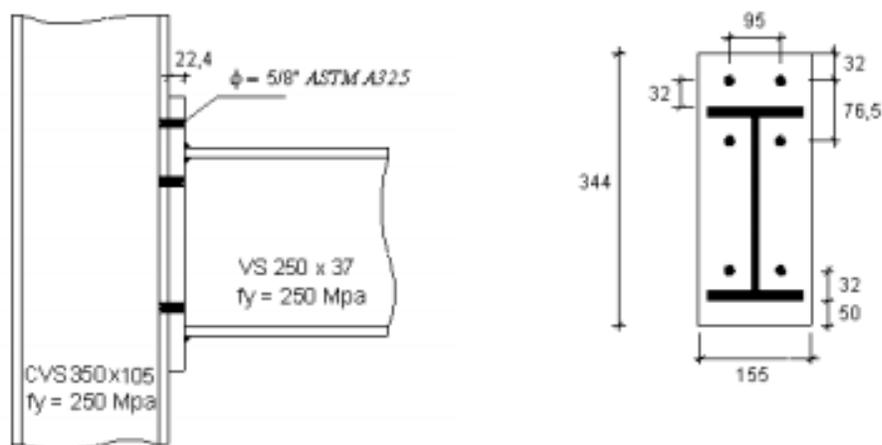
Verifica-se que, com relação a configuração de colapso da segunda linha de

parafusos tem-se, analogamente ao modelo 1, diferentes comportamentos uma vez que previu-se o colapso determinado pelo escoamento da alma da viga. Mesmo limitando-se a análise apenas à resistência à flexão da chapa de topo, pode-se constatar que para a segunda linha o colapso é caracterizado pela interação da ruptura dos parafusos com a flexão da chapa de topo, enquanto o método do Manual prevê o colapso isolado da chapa de topo sem a ocorrência de ruptura dos parafusos.

7.4.4 Determinação da Rigidez à Rotação para o Modelo 1

Como mencionado anteriormente, uma vez que dispõe-se de dados experimentais obtidos por Ribeiro (1988), relativos ao comportamento momento-rotação dos modelos aqui analisados, é importante a determinação da rigidez à rotação, de acordo com os procedimentos recomendados pelo Anexo J do EUROCODE 3, de modo a poder-se avaliar sua eficácia.

Com este objetivo, apresenta-se, a seguir os cálculos para a determinação da rigidez à rotação do modelo 1 ($t_{ch} = 22,4\text{mm}$ e $\phi = 16\text{ mm}$).



CVR 350 x 105	$h_c = 350\text{ mm}$	$b_{fc} = 250\text{ mm}$	$t_{wc} = 12,5\text{ mm}$	$t_{fc} = 19,0\text{ mm}$
VS 250 x 37	$h_v = 250\text{ mm}$	$b_{fv} = 130\text{ mm}$	$t_{wv} = 6,3\text{ mm}$	$t_{fv} = 12,5\text{ mm}$
Chapa de Topo	$b_{ch} = 155\text{ mm}$	$t_{ch} = 22,4\text{ mm}$		

Especificação das soldas

Solda entre a alma da viga e a chapa de topo	$s_{ww} = 6,0$ mm (solda de filete)
Solda entre as mesas e a chapa de topo	$s_{wf} = 12,5$ mm (solda de penetração total)
Solda de composição do pilar	$s_{wc} = 10$ mm (solda de filete)

Geometria da Ligação	
Pilar	$m_c = \frac{95}{2} - \frac{12,5}{2} - 0,8 \cdot 10 = 33,25 \text{ mm}$ $e_c = \frac{250}{2} - \frac{95}{2} = 77,5 \text{ mm}$ $n_c = \min(30; 75,5; 1,25 \cdot 33,25) = 30 \text{ mm}$
Viga	$m_v = \frac{95}{2} - \frac{6,3}{2} - 0,8 \cdot 6 = 39,55 \text{ mm}$ $e_v = \frac{155}{2} - \frac{95}{2} = 30 \text{ mm}$ $n_v = \min(30; 77,5; 1,25 \cdot 39,55) = 30 \text{ mm}$
Chapa de Topo	$m_x = 32 \text{ mm}$ $e_x = 32 \text{ mm}$ $n_c = \min(32; 1,25 \cdot 32) = 32 \text{ mm}$

7.4.4.1 Determinação da Rigidez de Translação dos Componentes

7.4.4.1.1 Alma do Pilar sob Cisalhamento (k_1)

Considerando $\xi = 1$

$$h = h_v - t_{fv} = 250 - 12,5 = 237,5 \text{ mm}$$

$$A_v = (h_c - 2t_{fc}) \cdot t_{wc} = (350 - 2 \cdot 19,0) \cdot 12,5 = 3900,0 \text{ mm}^2$$

$$k_1 = \frac{0,385 \cdot A_v}{\zeta \cdot h} = \frac{0,385 \cdot 3900,0}{1,0 \cdot 237,5} = 6,32 \text{ mm}$$

7.4.4.1.2 Alma do Pilar sob Compressão (k_2)

$$b_{eff,c} = \min\{t_{fv} + 2t_{ch} + 5 \cdot (t_{fc} + s_{wc}); t_{fv} + t_{ch} + u + 5 \cdot (t_{fc} + s_{wc})\}$$

$$b_{eff,c} = \min\{12,5 + 2 \cdot 22,4 + 5 \cdot (19,0 + 10); 12,5 + 22,4 + 50 + 5 \cdot (19,0 + 10)\} = 202,3 \text{ mm}$$

$$d_c = 350 - 2 \cdot 19,0 - 2 \cdot 10 = 292 \text{ mm}$$

$$k_2 = \frac{0,7 b_{eff,c} \cdot t_{wc}}{d_c} = \frac{0,7 \cdot 202,3 \cdot 12,5}{292} = 6,06 \text{ mm}$$

7.4.4.1.3 Alma Tracionada do Pilar ($k_{3,i}$)

Linha de Parafusos 1

$$b_{eff,wt} = \min\left\{1,73g; \frac{1,73g}{2} + \frac{p_{1-2}}{2}\right\}$$

$$b_{eff,wt} = \min\left\{1,73 \cdot 95; \frac{1,73 \cdot 95}{2} + \frac{76,5}{2}\right\} = 120,43 \text{ mm}$$

$$k_{3,1} = \frac{0,7 \cdot b_{eff,wt} \cdot t_{wc}}{d_c} = \frac{0,7 \cdot 120,4 \cdot 12,5}{292} = 3,61 \text{ mm}$$

Linha de Parafusos 2

$$b_{eff,wt} = \min\left\{1,73g; \frac{1,73g}{2} + \frac{p_{1-2}}{2}\right\}$$

$$b_{eff,wt} = \min\{164,35; 120,4\} = 120,4 \text{ mm}$$

$$k_{3,2} = \frac{0,7 b_{eff,wt} \cdot t_{wc}}{d_c} = \frac{0,7 \cdot 120,4 \cdot 12,5}{292} = 3,61 \text{ mm}$$

7.4.4.1.4 Flange do Pilar sob Flexão ($k_{4,i}$)

Linha de Parafusos 1

$$l_{eff,fc} = \min\left\{2\pi m_c; 4m_c + 1,25e_c; 2m_c + 0,625e_c + \frac{p_{1-2}}{2}\right\}$$

$$l_{eff,fc} = \min\{2\pi \cdot 33,25; 4 \cdot 33,25 + 1,25 \cdot 77,5; 2 \cdot 33,25 + 0,625 \cdot 77,5 + 38,25\}$$

$$l_{eff,fc} = 153,19 \text{ mm}$$

$$k_{4,1} = \frac{0,85 \cdot l_{eff,fc} \cdot t_{fc}^3}{m_c^3} = \frac{0,85 \cdot 153,19 \cdot 19,0^3}{33,25^3} = 24,30 \text{ mm}$$

Linha de Parafusos 2

$$l_{eff,fc} = \min \left\{ 2\pi m_c ; 4m_c + 1,25e_c ; 2m_c + 0,625e_c + \frac{P_{1-2}}{2} \right\}$$

$$l_{eff,fc} = \min \left\{ 2\pi \cdot 33,25 ; 4 \cdot 33,25 + 1,25 \cdot 77,5 ; 2 \cdot 33,25 + \frac{0,625 \cdot 77,5 + 38,25}{1} \right\} = 153,19 \text{ mm}$$

$$k_{4,2} = \frac{0,85 \cdot l_{eff,fc} \cdot t_{fc}^3}{m_c^3} = \frac{0,85 \cdot 153,19 \cdot 19,0^3}{33,25^3} = 24,30 \text{ mm}$$

7.4.4.1.5 Chapa de Topo sob Flexão (k_{5,i})

Linha de Parafusos 1

$$l_{eff,ch} = \min \left\{ \frac{b_{ch}}{2} ; 2m_x + 0,625e_x + \frac{g}{2} ; 2m_x + 0,625e_x + e_v ; 4m_x + 1,25e_x ; 2\pi m_x \right\}$$

$$l_{eff,ch} = \{77,5 ; 131,5 ; 114,0 ; 190,5 ; 200,96\} = 77,5 \text{ mm}$$

$$k_{5,1} = \frac{0,85 \cdot l_{eff,ch} \cdot t_{ch}^3}{m_x^3} = \frac{0,85 \cdot 77,5 \cdot 22,4^3}{32^3} = 22,6 \text{ mm}$$

Linha de Parafusos 2

$$l_{eff,ch} = \min \{ 2\pi m_v ; \max(4m_v + 1,25e_v ; \alpha \cdot m_v) \}$$

$$l_{eff,ch} = \min \{ 2\pi \cdot 39,55 ; \max(4 \cdot 39,55 + 1,25 \cdot 30 ; 5,5 \cdot 39,55) \} = 217,53 \text{ mm}$$

$$k_{5,2} = \frac{0,85 \cdot l_{eff,ch} \cdot t_{ch}^3}{m_v^3} = \frac{0,85 \cdot 217,53 \cdot 22,4^3}{39,55^3} = 33,59 \text{ mm}$$

7.4.4.1.6 Parafusos Tracionados (k_{6,i})

Parafusos $\phi = 5/8''$

espessura da cabeça do parafuso = $0,625d_p = 9,92 \text{ mm}$

espessura da porca = $0,9375d_p = 14,87 \text{ mm}$

$L_p = t_{ch} + t_{fc} + 0,5 \cdot (9,92 + 14,87) = 22,4 + 19 + 12,40 = 53,80 \text{ mm}$

Linha de Parafusos 1

$$k_{6,1} = 2 \cdot \frac{1,6 \cdot A_p}{L_p} = 2 \cdot \frac{1,6 \cdot 198,0}{53,80} = 11,78 \text{ mm}$$

Linha de Parafusos 2

$$k_{6,2} = 2 \cdot \frac{1,6 \cdot A_p}{L_p} = 2 \cdot \frac{1,6 \cdot 198,0}{53,81} = 11,78 \text{ mm}$$

7.4.4.2 Determinação da Rigidez de Translação Efetiva ($k_{eff,i}$)

Calculada a rigidez de translação de cada componente da ligação, é necessário determinar-se a rigidez de translação efetiva (figura 7.2) de cada linha de parafusos ($k_{eff,i}$).

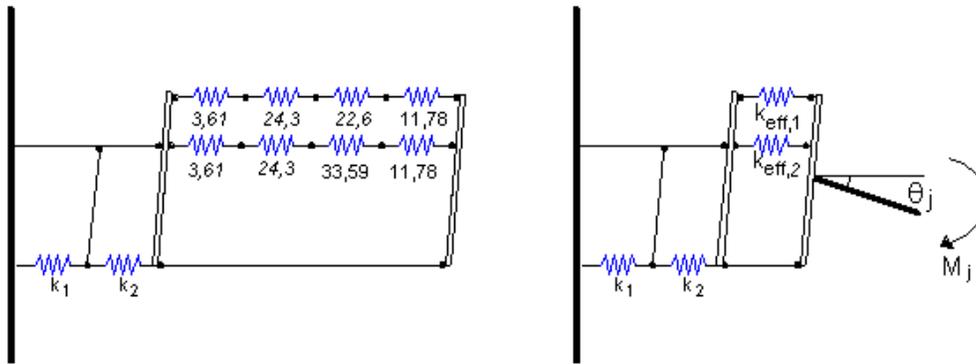


Figura 7.2 - Avaliação da rigidez à rotação – rigidez à translação efetiva das linhas de parafusos

7.4.4.2.1 Rigidez de Translação Efetiva da Linha de Parafusos 1

$$k_{eff,1} = \frac{1}{\frac{1}{k_{3,1}} + \frac{1}{k_{4,1}} + \frac{1}{k_{5,1}} + \frac{1}{k_{6,1}}}$$

$$k_{eff,1} = \frac{1}{\frac{1}{3,61} + \frac{1}{24,3} + \frac{1}{22,6} + \frac{1}{11,78}} = 2,27 \text{ mm}$$

7.4.4.2.2 Rigidez De Translação Efetiva da Linha de Parafusos 2

$$k_{eff,2} = \frac{1}{\frac{1}{k_{3,2}} + \frac{1}{k_{4,2}} + \frac{1}{k_{5,2}} + \frac{1}{k_{6,2}}}$$

$$k_{eff,2} = \frac{1}{\frac{1}{3,61} + \frac{1}{24,3} + \frac{1}{33,59} + \frac{1}{11,78}} = 2,33 \text{ mm}$$

7.4.4.3 Determinação da Rigidez de Translação Resultante (k_t)

Calculada a rigidez de translação efetiva de cada linha de parafusos, determina-se a rigidez de translação resultante, representando a rigidez de translação da região tracionada da ligação (figura 7.3).

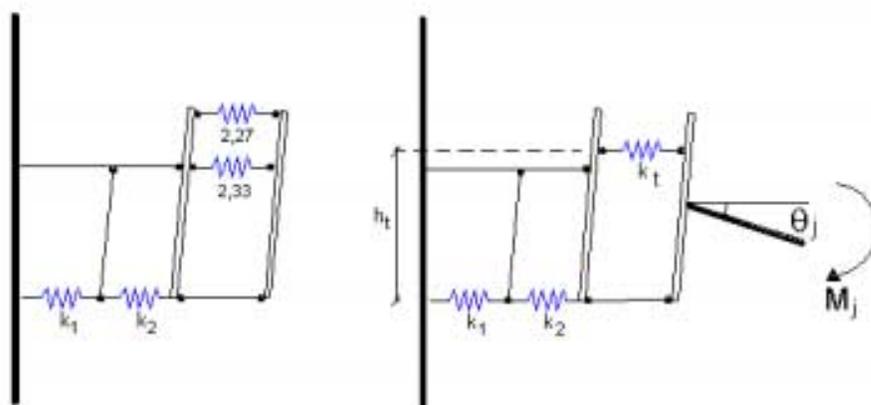


Figura 7.3 - Avaliação da rigidez à rotação – rigidez à translação resultante da região tracionada

7.4.4.3.1 Cálculo de h_t

$$h_t = \frac{k_{eff,1} \cdot h_1^2 + k_{eff,2} \cdot h_2^2}{k_{eff,1} \cdot h_1 + k_{eff,2} \cdot h_2}$$

$$h_t = \frac{2,27 \cdot 275,75^2 + 2,33 \cdot 199,25^2}{2,27 \cdot 275,75 + 2,33 \cdot 199,25} = 243,17 \text{ mm}$$

7.4.4.3.2 Cálculo de k_t

$$k_t = \frac{k_{eff,1} \cdot h_1 + k_{eff,2} \cdot h_2}{h_t}$$

$$k_t = \frac{2,27 \cdot 275,75 + 2,33 \cdot 199,25}{243,17} = 4,48$$

7.4.4.4 Rigidez à Rotação Inicial ($S_{j,ini}$)

$$S_{j,ini} = \frac{E \cdot h_t^2}{\sum \frac{1}{k_i}}$$

$$S_{j,ini} = \frac{205000 \cdot 243,17^2 \cdot 10^{-6}}{\frac{1}{6,32} + \frac{1}{6,06} + \frac{1}{4,48}} = 22039,98 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

7.4.4.5 Comparação com Resultados Experimentais

Atendendo-se aos propósitos deste capítulo, este item objetiva avaliar o modelo do EUROCODE 3 para determinação da rigidez de ligações com chapa de topo através da comparação com resultados obtidos experimentalmente.

Como o objetivo deste trabalho não constitui a avaliação profunda de tal modelo, mas sim possibilitar uma breve avaliação dos seus resultados, e uma vez que apresentou-se anteriormente o desenvolvimento completo da metodologia obtendo-se a rigidez inicial ($S_{j,ini}$) para o modelo 1, através de resultados experimentais obtidos por Ribeiro (1998) e apresentados no Anexo VII, faz-se a comparação direta destes valores obtendo-se indicações da efetividade do modelo apresentado no capítulo 5.

Uma vez que os protótipos ensaiados dispunham de enrijecedores de tração e de compressão, o valor da rigidez inicial determinada no item 7.4.4.4 deve ser corrigido desconsiderando-se:

- a contribuição das deformações da alma do pilar devido às tensões de compressão, tal que $1/k_2 = 0$;
- a contribuição das deformações da alma do pilar devido às tensões de tração, tal que $1/k_{3,1} = 0$ e $1/k_{3,2} = 0$;
- a interação entre as linhas de parafusos 1 e 2 devido à presença do enrijecedor de tração, na determinação de $l_{eff,fc}$.

A partir destas considerações tem-se:

$$k_1 = \frac{0,385 \cdot A_v}{\zeta \cdot h} = \frac{0,385 \cdot 3900,0}{1,0 \cdot 237,5} = 6,32 \text{ mm}$$

$$l_{eff,fc} = 229,88 \text{ mm} \quad \rightarrow \quad k_{4,1} = 36,46 \text{ mm}$$

$$l_{eff,fc} = 229,88 \text{ mm} \quad \rightarrow \quad k_{4,1} = 36,46 \text{ mm}$$

$$k_{5,1} = 22,6 \text{ mm} \quad \quad \quad k_{5,2} = 22,6 \text{ mm}$$

$$k_{6,1} = 11,78 \text{ mm} \quad \quad \quad k_{6,2} = 11,78 \text{ mm}$$

$$k_{eff,1} = \frac{1}{\frac{1}{k_{4,1}} + \frac{1}{k_{5,1}} + \frac{1}{k_{6,1}}}$$

$$k_{eff,1} = \frac{1}{\frac{1}{36,46} + \frac{1}{22,6} + \frac{1}{11,78}} = 6,39 \text{ mm}$$

$$k_{eff,2} = \frac{1}{\frac{1}{k_{4,2}} + \frac{1}{k_{5,2}} + \frac{1}{k_{6,2}}}$$

$$k_{eff,2} = \frac{1}{\frac{1}{36,46} + \frac{1}{33,59} + \frac{1}{11,78}} = 7,04 \text{ mm}$$

$$h_t = \frac{6,39 \cdot 275,75^2 + 7,04 \cdot 199,25^2}{6,39 \cdot 275,75 + 7,04 \cdot 199,25} = 241,84 \text{ mm}$$

$$k_t = \frac{6,39 \cdot 275,75 + 7,04 \cdot 199,25}{241,84} = 13,09$$

$$S_{j,ini} = \frac{205000 \cdot 241,87^2 \cdot 10^{-6}}{\frac{1}{6,06} + \frac{1}{13,09}} = 49677,7 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Segundo o item 7.4.3, tabela 4, tem-se para o modelo 1 um momento resistente $M_{j,Rd} = 7766,8 \text{ kN} \cdot \text{cm}$. Assim considerando-se que a rigidez inicial caracteriza o comportamento da ligação até um nível de sollicitação máximo igual a $2/3 M_{j,Rd} = 5177,9 \text{ kN} \cdot \text{cm}$ obtém-se, a partir do gráfico apresentado no Anexo VII, considerando-se um comportamento linear uma rigidez $S_j = 55975,92 \text{ kN} \cdot \text{m}$.

7.5 Principais Conclusões da Análise Experimental e Comparação de Resultados

Este item é dedicado à apresentação das principais conclusões de Ribeiro (1998), enfatizando-se o comportamento dos modelos ensaiados e a comparação com os resultados analíticos obtidos para os modelos 1, 2 e 3, segundo a metodologia de dimensionamento apresentada neste trabalho.

Entre as principais conclusões do autor citado, pode-se ressaltar que:

- i) para solicitações inferiores ao momento de plastificação da viga, as forças de tração não se distribuem igualmente pelas linhas de parafusos, ocorrendo menor solicitação nos parafusos internos;
- ii) a hipótese de considerar-se a transmissão do momento fletor apenas pelas vigas é conservadora;
- iii) a análise experimental permitiu concluir que é possível estabelecer-se mais de uma combinação espessura de chapa/diâmetro dos parafusos, sendo digna de menção a ausência do controle da rigidez da ligação pelo método de dimensionamento do Manual Brasileiro;
- iv) os resultados experimentais comprovaram também que as forças de alavanca desenvolvem-se, realmente, somente em situações onde tem-se chapas de topo delgadas e elevados níveis de solicitação, e
- v) a premissa da condição de resistência, admitida pelo Método do Manual Brasileiro, ao considerar que o colapso é caracterizado pelo escoamento da seção na linha de parafusos, conduz a valores superestimados do diâmetro dos parafusos e da espessura da chapa de topo pois admite, de forma precoce, a existência de forças de alavanca e que essas assumem seu valor máximo.

A figura 7.4 ilustra a configuração de colapso do protótipo CT1A-1 ($t_{ch}=31,5\text{mm}$ e $\phi=16\text{mm}$), observando-se a ruptura dos parafusos como fator preponderante, sem no entanto apresentar deformações de flexão na chapa de topo. Tal configuração indica a ausência de forças de alavanca, como prevê o método do Anexo J do EUROCODE 3 em seu modo de colapso 3.



Figura 7. 4 – Configuração do protótipo CT1A-1 ($t_{ch}= 31,5$ mm e $\phi=16$ mm) após o colapso – Ribeiro (1998)

Analisando-se os resultados do dimensionamento do modelo 2 (tabela 7.6) conclui-se que o modelo de dimensionamento previu corretamente o comportamento da ligação, uma vez que foi admitido o colapso para ambas as linhas de parafusos caracterizadas pelo modo 3.

Tabela 7. 6 - Resultados do dimensionamento do modelo 2 (CT1A-1) considerando-se a presença de enrijecedores

Linha	Lado do Pilar		Lado da Viga		Resistência Potencial
	Flexão do Flange	Tração da alma	Flexão da Chapa de topo	Tração da Alma	
1	183,76 (modo 3)	462,23	183,76 (modo3)	N/A	$P_{r1}=183,76kN$
2	183,76 (modo3)	462,23	183,76 (modo 3)	232,97	$P_{r2}=183,76kN$

Reverendo-se o dimensionamento do modelo 1, observa-se que a resistência da linha de parafusos na extensão da chapa de topo é determinada pelo modo de colapso 2, e que a resistência da linha de parafusos 2 é determinada pelo modo 3.

A tabela 7.7 apresenta os resultados do dimensionamento do modelo 1, sem

levar-se em consideração a contribuição à resistência do flange do pilar quando as linhas 1 e 2 são consideradas atuando em conjunto, uma vez que o protótipo ensaiado possuía enrijecedores na alma do pilar.

Tabela 7. 7 - Resultados do dimensionamento do modelo 1 (CT1A-4) considerando-se a presença de enrijecedores

Linha	Lado do Pilar		Lado da Viga		Resistência Potencial
	Flexão do Flange	Tração da alma	Flexão da Chapa de topo	Tração da Alma	
1	183,76 (modo 3)	462,23	148,88 (modo2)	N/A	$P_{r1}=148,88kN$
2	183,76 (modo3)	462,23	183,76 (modo 3)	232,97	$P_{r2}=183,76kN$

A figura 7.5 ilustra a configuração de colapso do protótipo CT1A-4 ($t_{ch}=22,4\text{mm}$ e $\phi=16\text{mm}$), indicando-se novamente a ruptura dos parafusos de ambas as linhas como fator preponderante ao colapso da ligação.



Figura 7. 5 - Configuração do protótipo CT1A-4 ($t_{ch}= 22,4 \text{ mm}$ e $\phi=16 \text{ mm}$) após o colapso – Ribeiro (1998)

Observa-se, no entanto, que a interação entre a flexão da chapa de topo e a ruptura dos parafusos (modo 2), prevista pelo dimensionamento para a linha de parafusos na extensão da chapa de topo (linha 1), mostra-se pouco evidente impossibilitando a determinação da contribuição de cada um desses elementos no colapso da ligação.

Tal fato, porém, pode ser justificado pela análise os resultados obtidos para os modos 1,2 e 3, quando da determinação da resistência potencial desta linha (tabela 7.8).

Tabela 7. 8 – Resultados do dimensionamento do modelo 1 – resistência potencial da linha 1

Linha	Flexão da Chapa de Topo		
	Resistência Potencial (P_r)		
	Modo 1	Modo 2	Modo 3
1	227,99kN	148,88kN	183,76kN

Observa-se que a diferença entre a resistência potencial (P_r) para os modos 2 e 3 é menor do que a diferença obtida quando consideram-se os modos 1 e 2. Tal fato chama a atenção, pois é possível admitir, a partir dos resultados, que mesmo havendo uma interação entre a flexão da chapa de topo e a ruptura dos parafusos, estes ainda constituem o elemento preponderante ao dimensionamento.

Para a segunda linha de parafusos evidencia-se, a partir da figura 7.5, um comportamento típico de ruptura isolada, sem a ocorrência de flexão da chapa de topo.

Com relação ao modelo 3 apresentado no anexo IV deste trabalho, correspondente ao protótipo CT1B-6 ($t_{ch}= 19$ mm e $\phi=19$ mm), obteve-se do dimensionamento que a resistência da linha de parafusos na extensão da chapa de topo é determinada pelo modo de colapso 1 (escoamento da chapa) e que a resistência da segunda linha de parafusos é caracterizada pelo escoamento da alma da viga (tabela 7.9).

Tabela 7. 9 – Resultados do dimensionamento do modelo 3

Linha	Lado do Pilar		Lado da Viga		Resistência Potencial
	Flexão do Flange	Tração da alma	Flexão da Chapa de topo	Tração da Alma	
1	241,36 (modo 2)	413,58	138,13 (modo1)	N/A	$P_{r1}=138,13kN$
2	241,36 (modo2)	413,58	229,85 (modo 2)	208,44	$P_{r2}=208,44kN$

A figura 7.6 ilustra a configuração de colapso do protótipo CT1B-6 observando-se que o colapso da linha de parafusos na extensão da chapa de topo caracterizou-se, realmente, pelo escoamento devido à flexão da chapa, sem no entanto

haver a ruptura dos parafusos. Já o colapso da segunda linha de parafusos caracterizou-se pela ruptura das linhas de parafusos.



Figura 7. 6- Configuração do protótipo CT1B-6 ($t_{ch}= 19 \text{ mm}$ e $\phi=19 \text{ mm}$) após o colapso – Ribeiro (1998)

Observa-se que o modelo de dimensionamento previu corretamente o colapso da primeira linha de parafusos, caracterizado pela flexão da chapa (modo 1). No entanto nota-se que, para a segunda linha de parafusos não há escoamento da alma da viga admitindo-se um eventual conservadorismo do método.

Tal discrepância de comportamento pode ser explicada pela não consideração da contribuição da mesa da viga na resistência da alma à tração, uma vez que esta pode estar contida na largura efetiva resistente ($b_{eff, wt}$). Esta consideração é adotada pelo BCSA/SCI (1996) que recomenda desconsiderar-se esta verificação para as situações em que a mesa da viga está contida na largura efetiva resistente.

No entanto para a segunda linha de parafusos verificou-se experimentalmente que o colapso ocorreu devido à ruptura dos parafusos, embora identifique-se, mesmo

que pouco evidente, a presença de deformações ocasionadas pela flexão da chapa de topo.

Limitando-se a análise apenas à resistência à flexão da chapa de topo, constata-se que o método do Anexo J prevê o colapso caracterizado pelo modo 2. Mais uma vez pode-se observar que os resultados obtidos para os modos 1, 2 e 3 para esta linha podem justificar o comportamento constatado experimentalmente, uma vez que pode-se presumir, a partir destes, a existência de uma tendência de colapso caracterizado pelo colapso dos parafusos (tabela 7.10).

Tabela 7. 10 - Resultados do dimensionamento do modelo 3 – resistência potencial da linha 2

Flexão da Chapa de Topo			
Resistência Potencial (P_r)			
Linha	Modo 1	Modo 2	Modo 3
2	389,45 kN	229,85 kN	264,52 kN

O próximo capítulo dedica-se à apresentação das conclusões finais e recomendações para o desenvolvimento de novos estudos na linha de pesquisa relativa ao comportamento das ligações parafusadas viga-coluna com chapa de topo.

Capítulo 8

CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Nos capítulos anteriores apresentou-se a fundamentação teórica e a metodologia de dimensionamento de ligações viga-coluna parafusadas com chapa de topo preconizada pelo Anexo J do EUROCODE 3 (1993), bem como o modelo para determinação da rigidez à rotação destas ligações.

No capítulo 7, analisando-se os resultados obtidos analiticamente segundo o método apresentado neste trabalho e o método de dimensionamento do Manual Brasileiro (1988), buscou-se estabelecer comparações a fim de obter-se aspectos conclusivos a respeito do comportamento dos modelos.

Também por meio de comparações com resultados obtidos experimentalmente, buscou-se avaliar a resposta do modelo quanto à determinação da rigidez inicial à rotação e, principalmente, à eficiência quanto aos modos de colapso previstos, ou seja, à configuração no estado limite último.

8.1 Considerações sobre a Metodologia Empregada e sobre os Objetivos Alcançados

Sendo o enfoque principal deste trabalho, a apresentação de uma nova metodologia de dimensionamento de ligações com chapa de topo, bem como a sua fundamentação teórica, pode-se afirmar que a metodologia empregada mostrou-se adequada.

Visando-se não apenas fazer uma releitura do método apresentado pelo Anexo J do EUROCODE 3, buscou-se obter, primordialmente, a essência da metodologia, através da busca das pesquisas que originaram os fundamentos teóricos do método, e a adequação das verificações propostas segundo as recomendações da NBR 8800 (1986).

Diante dos objetivos propostos inicialmente mostrou-se, através da análise dos valores obtidos analiticamente, que foi possível obter-se indicações da eficiência do método, e apontar-se alguns aspectos que requerem uma avaliação mais profunda.

As conclusões obtidas a partir da comparação dos resultados analíticos e experimentais, demonstrou a importância de estabelecer-se linhas de pesquisa e o desenvolvimento de trabalhos que possibilitem a sua continuidade, a exemplo da pesquisa de Ribeiro (1998), cujos ensaios permitiram uma avaliação do método apresentado pelo EUROCODE 3.

8.2 Recomendações para o Dimensionamento de Ligações com Chapa de Topo

Apresenta-se neste item algumas recomendações de ordem prática, com o intuito de proporcionar o estabelecimento de critérios que possibilitem a seleção da geometria da chapa de topo, da viga e do pilar, que melhor correspondem aos critérios de utilização deste tipo de ligação.

Algumas destas recomendações já foram apresentados no capítulo 6, quando foram utilizadas como critérios para elaboração das tabelas de dimensionamento. Parte destas recomendações foram obtidas a partir da bibliografia, muito embora tenham sido verificadas a partir da análise dos resultados de diversas simulações feitas com o programa computacional.

Relaciona-se a seguir estas recomendações, objetivando-se a sua utilização como critérios de detalhamento da geometria das ligações:

- espessura da mesa da viga maior ou igual a 9,5 mm;
- para vigas com altura da seção transversal maior que 300 mm, avaliar a viabilidade da utilização de 3 linhas de parafusos na região tracionada;
- para vigas com altura da seção transversal até 400 mm adotar chapa de topo com espessura variando de uma a duas vezes a espessura das mesas;
- para vigas com altura da seção transversal maior que 400 mm, adotar chapa de topo com espessura variando de duas a três vezes a espessura das mesas da viga;
- diâmetro dos parafusos aproximadamente iguais à espessura das chapas de topo;

- espessura do flange do pilar (t_{fc}) maior ou igual a espessura da chapa de topo;
- espessura da alma do pilar (t_{wc}) maior ou igual a 8mm;
- para ligações com 2 linhas de parafusos adotar espessura da alma do pilar (t_{wc}) maior ou igual a 8 mm ou $t_{wc} \geq 0,5t_{fc}$;
- para ligações com 3 linhas de parafusos adotar espessura da alma do pilar (t_{wc}) maior ou igual a 16 mm ou $t_{wc} \geq 0,75t_{fc}$;

As recomendações apresentadas acima objetivam, tão somente, evitar que algum componente tenha resistência muito menor comparada à resistência dos outros componentes da ligação.

Tal critério evita, por exemplo, que obtenha-se, para uma dada linha de parafusos, valores muito discrepantes para os modos de colapso, pois o ideal é que obtenha-se valores aproximados para os modos 1, 2 e 3.

Entretanto, o caráter aparentemente conservador das recomendações apresentadas deve ser avaliado caso a caso, uma vez que, em muitas situações, outros fatores podem ser predominantes na determinação, por exemplo, das dimensões dos elementos constituintes (espessura dos flanges e da alma) do pilar, bem como a necessidade de maior ou menor rigidez das ligações.

8.3 Conclusões

Apresentados os objetivos deste capítulo, as considerações gerais sobre a metodologia empregada, os objetivos alcançados e as recomendações para o dimensionamento, relaciona-se a seguir as principais conclusões deste trabalho, já delineadas preliminarmente no capítulo 7.

8.3.1 Metodologia de Dimensionamento do Manual Brasileiro x Metodologia do Anexo J do EUROCODE 3

Concluindo-se as análises iniciadas no capítulo 7, com relação à comparação de resultados entre a metodologia de dimensionamento preconizada pelo Anexo J do

EUROCODE 3 e o método adotado pelo Manual Brasileiro, apresenta-se a seguir a avaliação dos resultados obtidos, visando-se a obtenção de aspectos conclusivos em relação aos métodos em questão.

A tabela 8.1, visando ilustrar a diferente consideração dada aos modelos no que diz respeito à transmissão do momento fletor, apresenta a máxima força admissível para cada linha de parafusos.

Tabela 8.1 – Forças nas linhas de parafusos para os modelos segundo o dimensionamento pelos métodos do Anexo J e do Manual Brasileiro

Modelo	Protótipo	Anexo J – EUROCODE 3		Manual Brasileiro	
		Linha	F_{Ri}	Linha	F_{Ri}
1	CT1A-4	1	148,88	1	166,2
		2	183,76	2	166,2
2	CT1A-1	1	183,76	1	183,76
		2	183,76	2	183,76
3	CT1B-6	1	138,13	1	157,44
		2	208,44	2	157,44

A tabela 8.2 apresenta, para cada modelo, a força resultante de tração transmitida e a sua correspondente capacidade resistente ao momento fletor, resultados obtidos no capítulo 7, Anexo IV e V.

Tabela 8.2 – Capacidade resistente ao momento fletor dos modelos segundo os métodos do Anexo J e do Manual Brasileiro

Modelo	Protótipo	Anexo J – EUROCODE 3		Manual Brasileiro	
		ΣF_{Ri} (kN)	$M_{j,Rd}$ (kN.cm)	ΣF_{Ri} (kN)	$M_{j,Rd}$ (kN.cm)
1	CT1A-4	332,64	7766,8	332,60	7894,5
2	CT1A-1	367,52	8728,6	367,52	8728,6
3	CT1B-6	346,57	7920,0	314,88	7478,4

Pode-se concluir, a partir dos valores apresentados na tabela 8.2, com relação à resultante de tração (ΣF_{Ri}), que o método do Manual Brasileiro apresenta resultados

conservadores para o modelo 3, indicando-se uma possível influência da consideração dada, aos efeitos das forças de alavanca, e que para as situações onde não verifica-se a presença de forças de alavanca (modelo 2) ou esta é pouco representativa (modelo 1), os métodos apresentam resultados equivalentes.

Contudo, partindo-se dos valores do momento resistente ($M_{j,Rd}$) para cada modelo, conclui-se que tem-se a igualdade de resultados para o modelo 2, um resultado ligeiramente conservador, segundo o Anexo J, para o modelo 1 e um conservadorismo, segundo o método do Manual Brasileiro, para o modelo 3.

Como salientou-se no capítulo 7, tais discrepâncias de resultados estão associadas à diferente consideração dada ao procedimento de dimensionamento, uma vez que o método do Manual Brasileiro distribui igualmente as forças de tração entre as linhas de parafusos, enquanto o método preconizado pelo Anexo J do EUROCODE 3, considera, na determinação do momento resistente, a distância de cada linha de parafusos em relação ao centro de rotação.

A tabela 8.3 apresenta o valor do momento resistente ($M_{j,Rd}^*$), considerando-se o produto da força resultante de tração, determinada segundo os preceitos admitidos pelo Anexo J do EUROCODE 3, pela distância entre os planos médios das mesas da viga.

Tabela 8.3 – Momento fletor resistente determinado a partir de

$$M_{j,Rd} = \sum F_{Ri} \cdot (h_v - t_{fv})$$

modelo	protótipo	Anexo J – EUROCODE 3		Manual Brasileiro	
		$\sum F_{Ri}$ (kN)	$M_{j,Rd}^*$ (kN.cm)	$\sum F_{Ri}$ (kN)	$M_{j,Rd}$ (kN.cm)
1	CT1A-4	332,64	7900,2	332,40	7894,5
2	CT1A-1	367,52	8728,6	367,52	8728,6
3	CT1B-6	346,57	8231,0	314,88	7478,4

A partir destes resultados pode-se igualmente concluir que, para os modelos analisados, a capacidade resistente ao momento fletor segundo o Manual Brasileiro apresenta, como indicou-se anteriormente, resultado equivalente ao método do Anexo J para o modelo 2 (não há influência de forças de alavanca), resultado ligeiramente

conservador para o modelo 1 (pouca influência das forças de alavanca) e resultado conservador para o modelo 3 (grande influência das força de alavanca).

8.3.2 Modelo do Anexo J do EUROCODE 3 para Avaliação da Rigidez à Rotação de Ligações com Chapa de Topo

Como salientou-se no capítulo 7, embora o objetivo deste trabalho não constitua a avaliação profunda deste modelo, busca-se através da comparação feita no item 7.4.4.5 obter indícios da efetividade do modelo no que diz respeito à determinação da rigidez inicial da ligação.

A partir dos resultados, pode-se afirmar que, através do método do EUROCODE-3, determinou-se uma rigidez inicial próxima da obtida experimentalmente. Tal fato indica a potencialidade do modelo, podendo este certamente ser utilizado na determinação da rigidez das ligações com chapa de topo.

Embora tenha-se obtido através do modelo, um bom resultado, podem ser ainda introduzidos ajustes no modelo. Tais ajustes certamente relacionam-se à quantificação das forças de alavanca, uma vez que estas variam substancialmente com a geometria da ligação. Revisando-se o capítulo 5, constata-se que, na determinação da rigidez de translação do flange do pilar e da chapa de topo sob flexão e dos parafusos tracionados, é considerada a presença de forças de alavanca equivalentes a 26% das forças nos parafusos.

Analisando-se a configuração do protótipo CT1A-4 (modelo1), constata-se um comportamento praticamente isento dos efeitos ocasionados pelas forças de alavanca. Pode-se então admitir, para este modelo, que considerá-las equivalentes a 26% das forças nos parafusos implica admitir que a chapa de topo possui considerável deformabilidade.

Estes indicativos e a possível variabilidade das propriedades dos materiais utilizadas no ensaio podem justificar, em parte, a diferença entre a rigidez inicial obtida analiticamente e a obtida experimentalmente.

Constata-se que, corretamente, ao desconsiderar a influência das deformações da alma do pilar e a interação entre as linhas de parafusos 1 e 2 devido à presença dos enrijecedores, considerou-se o acréscimo na rigidez à rotação gerado pelos

enrijecedores, pois a rigidez inicial calculada elevou-se de $S_{j,ini} = 22039,98 \text{ kN} \cdot \text{m}$ para $S_{j,ini} = 49677,7 \text{ kN} \cdot \text{m}$, correspondente a um acréscimo de 125%.

Conclui-se então que o modelo pode ser utilizado como ferramenta na determinação da rigidez de ligações com chapa de topo, podendo ainda submeter-se a ajustes principalmente no que diz respeito à consideração das forças de alavanca.

8.3.3 Comportamento do Modelo do EUROCODE 3 em Relação aos Resultados Experimentais

Desenvolveu-se no capítulo 7, item 7.5, a comparação entre os resultados obtidos analiticamente segundo a metodologia preconizada pelo Anexo J do EUROCODE 3 e os obtidos experimentalmente por Ribeiro (1998).

Como o objetivo desta comparação visa apenas a avaliação do comportamento dos modelos em relação às configurações de colapso, a tabela 8.4, sintetiza a comparação feita naquele item, apresentando-se para cada modelo o modo de falha previsto pelo método e o obtido experimentalmente.

Tabela 8. 4 – Colapso da ligação segundo a metodologia de dimensionamento apresentada neste trabalho e segundo resultados experimentais

Modelo	Protótipo	Resultado Analítico		Resultado Experimental
		Linha	Modo de Falha	Modo de Falha
1	CT1A-4	1	modo 2	ruptura dos parafusos
		2	modo 3	ruptura dos parafusos
2	CT1A-1	1	modo 3	ruptura dos parafusos
		2	modo 3	ruptura dos parafusos
3	CT1B-6	1	modo 1	chapa de topo
		2	alma da viga	ruptura dos parafusos

Pode-se concluir, a partir destes resultados, que a resistência das linhas de parafusos é bem determinada quando ocorrem: o modo 1 (escoamento total da chapa) e o modo 3 (ruptura dos parafusos).

Contudo, experimentalmente, para o protótipo CT1A-4, não evidenciou-se a interação entre a flexão da chapa de topo e a ruptura dos parafusos como previu-se analiticamente (modo 2 – linha 1), pois nota-se claramente que a ruptura dos parafusos caracterizou o colapso.

Constatação importante diz respeito ao colapso previsto (escoamento da alma da viga) para a segunda linha de parafusos do protótipo CT1B-6. A configuração observada experimentalmente indica que para esta linha a ruptura dos parafusos caracterizou o colapso.

Tal fato, como ressaltado no capítulo 7, indica um conservadorismo do método em não considerar a contribuição da mesa da viga na transmissão das tensões de tração atuantes, pois se a alma da viga não caracterizar colapso desta linha obtém-se uma maior capacidade resistente para esta linha.

Embora o BCSA/SCI (1996) apresente algumas considerações a este respeito, é necessário a profunda avaliação desta influência, a fim de introduzir-se melhoramentos à metodologia de dimensionamento.

8.4 Observações Finais e Sugestões para o Prosseguimento da Linha de Pesquisa

Visando-se o atendimento da necessidade de apresentar-se novas técnicas para o dimensionamento de ligações com chapa de topo, apresentou-se ao longo do desenvolvimento deste trabalho, uma metodologia que possibilita analisar-se a ligação como um todo, abrangendo a influência dos elementos que compõem a viga, a chapa de topo e o pilar. Muito embora constitua uma metodologia complexa, mostrou-se dinâmica e didática, possibilitando o desenvolvimento de um programa computacional e tabelas de dimensionamento.

Contudo, constatou-se que aspectos relacionados: à rigidez proporcionada pela mesa da viga na determinação da capacidade resistente à tração de sua alma, à resistência das linhas de parafusos para o modo 2, ao valor considerado para as forças de alavanca (26% da força nas linhas de parafusos) na determinação da rigidez de translação da chapa de topo, flange do pilar e parafusos, no modelo apresentado no capítulo 5, precisam ser melhor avaliados a fim de introduzir-se melhoramentos no modelo.

Como salientou-se, a grande inovação apresentada pelo método está na verificação da flexão da chapa de topo e do flange do pilar pois baseia-se na substituição da complexa configuração de charneiras plásticas que ocorrem em torno dos parafusos por perfis “T” equivalentes.

Contudo a partir dos modelos analisados neste trabalho, não foi possível avaliar-se a influência da determinação dos comprimentos efetivos dos perfis “T” equivalentes, mas algumas das charneiras plásticas utilizadas para a determinação de L_{eff} , aparentemente, não são compatíveis com as características, em termos de deformações finais, esperadas para as ligações concebidas para apresentarem um razoável grau de rigidez.

Ainda em relação a determinação da resistência à flexão da chapa de topo e do flange do pilar, nota-se que a NBR 8800 (1986) é mais severa que o EUROCODE 3 (1993) e o BS 5950 (1990), uma vez que estes consideram o momento nominal para seções retangulares, igual ao momento de plastificação da seção, enquanto a NBR 8800 limita o momento a $1,25 \cdot W \cdot f_y$.

Necessita-se ainda avaliar-se a influência das forças de protensão, uma vez que a teoria indica que somente ocorrerá separação das partes conectadas (flange do pilar e chapa de topo), quando a força externa transmitida aos parafusos for igual à força de protensão inicial, o que não é considerado tanto pelo método do Manual Brasileiro quanto pelo Anexo J do EUROCODE 3. Contudo, coerentemente, o EUROCODE-3 não exige a aplicação de protensão inicial.

Notou-se que uma importante característica do método, como mostrado na comparação efetuada, deve-se à filosofia, adotada pelos europeus, de projetar-se estruturas “limpas”, ou seja, sempre que possível não dotadas de enrijecedores, o que reduz, sensivelmente, a capacidade resistente das ligações, no caso de pilares com elementos (flanges e alma) muito esbeltos.

Finalizando, é interessante abordar que, ao longo desta pesquisa verificou-se que o modelo apresentado pode ser utilizado, evidentemente após adaptações, no dimensionamento e na determinação da rigidez à rotação de ligações com chapa de topo em estruturas mistas (“Composite Steel-Concrete Joints”).

Atualmente, este tema é profundamente pesquisado pela comunidade científica européia. Assim seria de grande valia o desenvolvimento de um trabalho nacional de pesquisa, que subsidiasse a implementação de uma metodologia para o

dimensionamento e determinação da rigidez à rotação de ligações com chapa de topo em estruturas mistas.

Sugere-se também para o prosseguimento das pesquisas, a análise mais aprofundada das ligações com chapa de topo de altura não superior à altura das vigas (“flush end plates”), o que não foi abordado neste trabalho principalmente pela ausência de resultados obtidos por intermédio de ensaios realizados no Brasil.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Anderson, D.; Colson, A.e Jaspart, J. P. (1995). Connections and Frame Design for Economy, *Costruzione Metalliche*, v. 4, p. 25-33.

Aggarwal, A. K. (1994). Comparative Tests on End Plate Beam to Column Connections, *Journal of Constructional Steel Research*, v.30.

Associação Brasileira de Normas Técnicas (1996). NBR 8800 – Projeto e Execução de Estruturas de Aço de Edifícios: Método dos Estados Limites, Rio de Janeiro.

American Institute of Steel Construction (1992). Manual of Steel Construction: Volume II: Connections. AISC. 1992.

Bose B.(1993). Tests to Verify the Performance of Standard Ductile Connections, Dundee Institute of technology, Consultancy Report C1/93, December.

Bose, B.; Youngson, G. K. e Wang, M. Z. (1996). An Appraisal of the Design Rules in EUROCODE 3 for Bolted End-plate Joints by Comparison with Experimental Results, *Proc. Instn. Civ. Engrs. Structs & Bldgs*, v.116, p. 221-234.

Bose, B.(1994). Additional Tests of Standardised Ductile Connections, University of Abertay Dundee, Consultancy Report c1/94, December.

Bose, B. e Youngson, G. K.(1996). Behaviour of Column Webs in Bolted Beam-to-Column Connections, *International Colloquium on Semi-Rigid Structural Connections*, p. 25-27, Istanbul, Turkey.

British Standards Institution (1990). BS 5950 (1990) – Structural Use of Steelwork in Building. Part 1. Code, Inglaterra.

Brown, D. G. (1996). A New Industry Standard for Moment Connections in steelwork, *The Structural Engineer*, v.74, n.20, p.335-342.

Commission of European Communities (1990). EUROCODE 3: Design of Steel Structures.

Curtis, L. E. e Murray, T. M.(1989). Column Flange Strength at Moment End-Plate Connection, Engineering Journal of American Institute for Steel Construction, v. 26, p. 41-50.

Doornbos, L. M. (1979). Design Method for the Stiffened Column-Flange, Developed With Yield Line Theory. Checked With Experimental Results. Thesis. Delft University of Technology.

ECSC / European Commission of the Steel Construction (1997). Frame Design Including Joint Behaviour. EUR 18563 EN, ISBN 92-828-4904-X.

EUROCODE 3. Design of Steel Structures: Part 1.1 – General Rules and Rules for Buildings, 1992.

EUROCODE 3 . Design of Steel Structures: Part 1.1 – General Rules and Rules for Buildings – Revised Annex J: Joints in Building Frames, 1993.

CEN/ European Committee for Standardisation (2000). EUROCODE 3 – Part 1.8: Design of Joints (Draft nº 1- 2000).

Faella, C.; Piluso, V. e Rizzano, G. (1996). Some Proposal to Improve EC3-Annex J Approach for Predicting the Moment-Rotation Curve of Extended End Plate Connections, *Costruzione Metalliche*, n. 4, p.15-31.

Faella, C.; Piluso, V. e Rizzano, G. (1997). A New Method to Design Extend End Plate Connections and Semi Rigid Braced Frames, *Journal of Constructional Steel Research*, v.41, n.1, p. 61-91.

Faella. C.; Piluso, V. e Rizzano, G. (1995). Reliability of EUROCODE 3 Procedures for Predicting Beam to Column Joint Behaviour, Third International Conference on Steel and Aluminium Structures, Istanbul, Turquia.

Feldmann, M. (1995). Safety Considerations of Annex J of EUROCODE 3, *Connections in Steel Structures III*, (Pergamon) Elsevier Scie, p. 453-454, London.

Graham, J. D.; Sherbourne, A. N. ; Khabbaz, R. N. e Jensen, C. D.(1960). Welded Interior Beam-to-Column Connections, *Welding Research Council Bulletin*, v. 63, August.

- Grogan, W. e Surtees, J.O. (1999). Experimental Behaviour of End Plate Connections Reinforced with Bolted Backing Angles, *Journal of Constructional Steel Research*, v. 50, n. 1, p. 71-96.
- Granston, A. (1980). Bolted End Plate Connections – EHS Steel Beam to Column Application, Swedish Institute of Steel Construction, 1980
- Hegedus, L.. Analysis of Steel Frames in the light of (I) EUROCODE 3 and (II) New Research Results – Semi-Rigid Connections, Department of Steel Structures, Technical University of Budapest.
- Hendrik, R. e Murray, T. M.(1984). Column Web Compression Strength at End Plate Connections, *Engineering Journal of American Institute for Steel Construction* v.21, n.3, p. 161-169.
- Horne, M. R. e Morris, L. J. (1981). Plastic Design of Low-Rise Frame, Constrado Monograph.
- Ioannides, S. A. (1978). Flange Behaviour in Bolted End-Plate Moment Connections, Ph.D. thesis, Vanderbilt University, Nashville, Tennessee.
- Jaspart, J. P. ; Steenhuis, M. e Weinand, K.(1995). The Stiffness Model of Revised Annex J of EUROCODE 3, Third International Workshop on Connections in Steel Structures, Trento, Italia.
- Jaspart, J.P e Maquoi, R. (1995). Effect of Bolt Preloading on Joint Behaviour, *Steel Structures, Eurosteel '95*, edited by Kounadis, Balkema.
- Jaspart, J.P e Maquoi, R. (1991). Plastic Capacity of End Plate and Flange Cleated Connections, Second International Workshop on Connections, 10-12 April, p. 225-235, Pittsburgh, USA.
- Jaspart, J., P. (1996). Steel Moment Connections According to EUROCODE 3. Simple Design Aids for Rigid and Semi-Rigid Joints, *Connections in Steel structures III*, (Pergamon) Elsevier Scie, p.159-168, London.
- Kishi, N. e Chen, W. F. (1986). Data base for steel beam-to-column connections, CE-STR-86,26, School of Civil Engineering, Purdue University, West Lafayette, IN.

- Manual Brasileiro para Cálculo de Estruturas Metálicas (1988). Brasília-DF, MCI/STI. v.3, tomo 2.
- Munter, H e Zoetemeijer, P.(1984). Influence of an Axial Compression Load in the Column on the Behaviour of an Unstiffened Beam-to-Column End Plate Connection Tests, Report 6-84-1, Stevin Laboratory, Delft University of Technology, Department of Civil Engineering, Structural Steelwork Section.
- Munter, H. e Zoetemeijer P. (1983). Proposal for the Standardisation of Extended End Plate Connection Based on Tests Results. Tests and Analysis, Report 6-83-23, Delft University, Stevin Laboratory.
- Nethercort, D. A.; LI, T. Q. e Ahmed, B. (1998). Unified Classification System for Beam-to-Column Connections, Journal of Constructional Research, v.45, p. 39-65.
- Packer, J. A. e Morris, L. J. (1977). A Limit State Design Method for the Tension Region of Bolted Beam- Column Connections, Structural Engineer, v.55, n.10, p. 446-458.
- Ribeiro, L. F. L.(1998). Estudo do Comportamento das Ligações Parafusadas Viga-Coluna com Chapa de Topo: Análise Teórico-Experimental, Tese (Doutorado), Escola de Engenharia de São Carlos.
- Romstad, K. M.; Subramanian, C. V.(1970). Analysis of Frames with Partial Connection Rigidity, Journal of Structural Division, v.96, n.ST11, p.2283-2300, november.
- Santos, A. E. P.; Silva, D. R. e Ribeiro, L. F. L. (1999).Comportamento Momento Rotação de Ligações Semi-Rígidas. VII SIC/UFOP – Seminário de Iniciação Científica da UFOP., UFOP, Ouro Preto/MG, 22 a 24 de novembro, p. 52.
- SPRINT. European Community Strategic Programme for Innovation and Technology (1995). Steel Moment Connections According to EUROCODE 3: Simple Design Aids for Rigid and Semirigid Joints.
- Stockwell JR., F. W. (1974). Yield Line Analysis of Column Webs with Welded Beam Connections, AISC Engineering Journal, v.11, n.1, p.12-17, January.

- Surtees, J. O.; Mann, A. P.(1970). End plate Connections in Plastically Design Structures, Conference on Joint Structures, Proceedings, July 1970, Sheffield, University of Sheffield. v.1, paper 5.
- Stark, J.W.B.(1992). EC3: A Eurocode for Economical Steel Structures, Presented at IABSE Structural Eurocodes Conference Switzerland, p. 183-190, September.
- Steel Construction Institute / British Constructional Steelwork Association (1996). Joints in Steel Construction: Moment Connections, SCI/BCSA, Londres.
- Steenhuis, M. ; DOL, C. e Van Gorp, L.(1993). Computerised Calculation of Force Distributions in Bolted End Plate Connections According to EUROCODE 3, Journal of Constructional Steel Research, v.31, p.135-144.
- Tschemmerneegg, F.(1988). Extended End-plate Connections with Backing Plates, Apresentado no Ciclo de Palestras da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais (EEUFMG), Belo Horizonte.
- Tschemmerneegg, F. e Queiroz, G. (1995). Mechanical Modeling of Semi-Rigid Joints for the Analysis of Framed Steel and Composite Structures, Third International Workshop on Connections in Steel Structures, Trento, Italy, May, 1995.
- Owens, G. W. e Knowles, P. R. (1992). Steel Designers Manual, Blackwell Scientific Publications, 5° edition, 1992.
- Yu, C. H. ; Liew, R. ; Shanmugam, N. E. e Ng, Y. H. (1998). Collapse Behaviour of Sway Frames with End Plate Connections, Journal of Constructional Steel Research, v.48, p. 169-188.
- Weller, A. D.(1996). An Introduction to EC3, The structural Engineer, v.71, n.18, p.326-330, September.
- Wood, R. H.(1955). Yield Line Theory, Building Research Station, Research Paper n. 22, Watford, Inglaterra.
- WRC, ASCE (1960). Commentary on Plastic Design in Steel, Progress Report 6: Connections, Journal of Engineering Mechanical Division, ASCE, v.86, n.EM2, p. 107-140, April.
- Zoetemeijer, P.(1990). Summary of the Research on Bolted Beam to Column Connections, Report 6-85-7, University of Technology, Delft, Holanda.

Zoetemeijer, P. e deBACK, J.(1972). High Strength Bolted Beam to Column Connections – The Computation of Bolts, T-stub Flanges and Column Flanges, Report 6-72-13, Stevin Laboratory, Delft, Department of Civil Engineering, Delft University of Technology.

Zoetemeijer , P.(1974). A Design Method for the Tension Side of Statically Loaded, Bolted Beam-to-Column Connections, Heron, v. 20.

Zoetemeijer, P.(1981). Bolted Connections with Flush End Plates and Haunched Beams. Tests and Limit State Design Methods, Report 6-81-15, Delft University of Technology, Department of Civil Engineering, Structural Steelwork Section, Stevin Laboratory, June 1981.

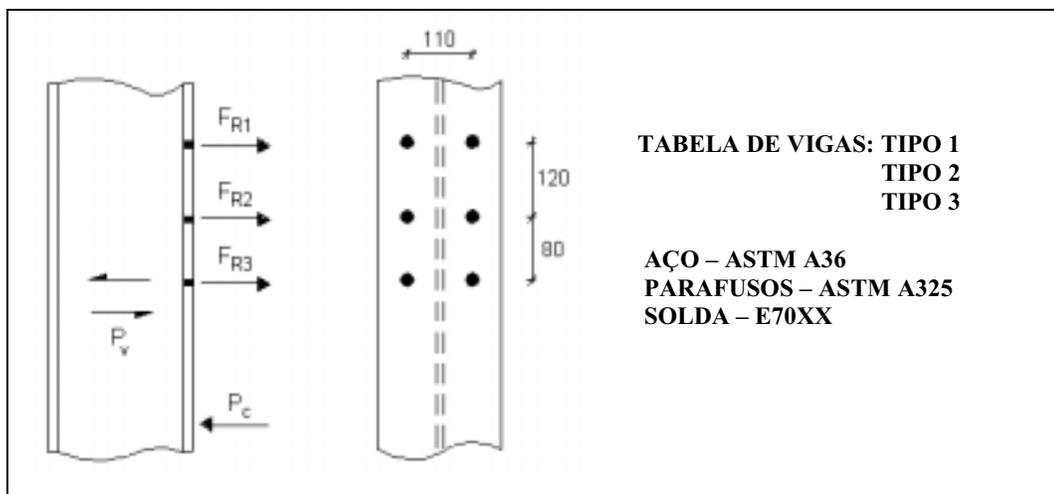
Zoetemeijer, P.(1981). Bolted Beam-to-Column Knee Connections with Haunched Beams. Tests and Computations, Report 6-81-23, Delft University of Technology, Department of Civil Engineering, Structural Steelwork Section, Stevin Laboratory, December 1981.

Zoetemeijer, P. (1980). The Interaction of Normal, Bending and Shear Stresses in the Web of European Rolled Sections, Report 6-80-5, Stevin Laboratory.Delft University of Technology, Stevin Laboratory.

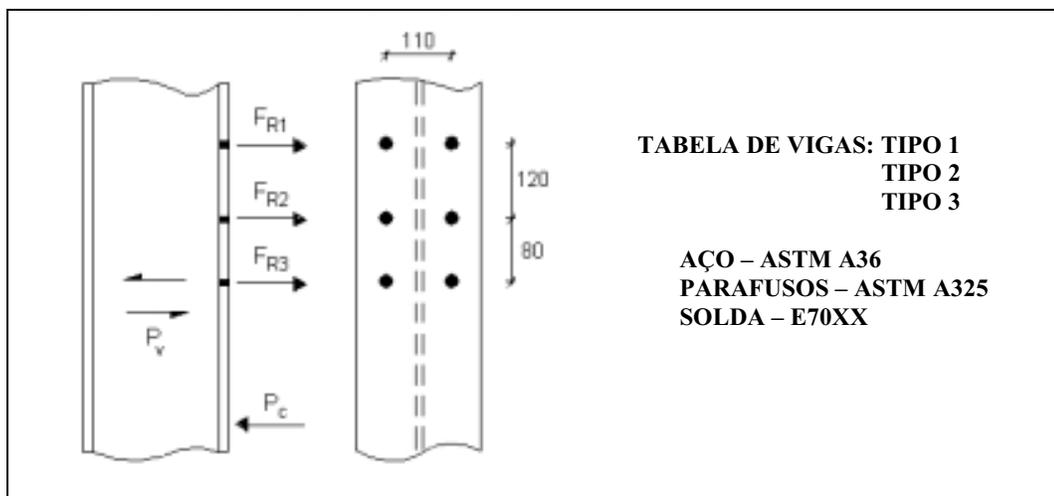
ANEXO

I

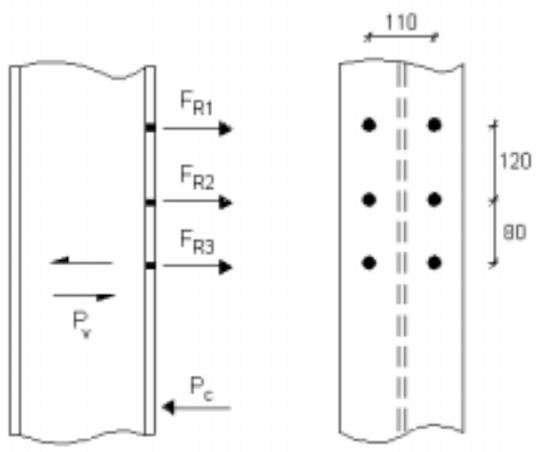
TABELAS DE DIMENSIONAMENTO



Série CS	parafusos	FR1 (kN)	FR2 (kN)	FR3 (kN)	PC (kN)	Pv (kN)	V _{i,Rd} (kN)
200 x 50	φ=1/2"	94,9 (2)	74,0 (2)	41,0 (2)	248,4 (EAP)	210,0	85,0
	φ=5/8"	125,6 (2)	84,4, (1)	---	261,0 (EAP)	210,0	133,8
	φ=3/4"	152,3 (1)	57,6 (1)	---	271,8 (EAP)	210,0	192,6
200 x 61	φ=1/2"	116,9 (3)	84,7 (2)	---	288,9 (EAP)	201,6	85,0
	φ=5/8"	152,4 (2)	49,2 (2)	---	299,4 (EAP)	201,6	133,8
250 x 63	φ=1/2"	101,9 (2)	78,4 (2)	59,9 (2)	240,2 (FAP)	270,0	85,0
	φ=5/8"	136,3 (2)	110,3 (1)	---	248,9 (FAP)	270,0	133,8
	φ=3/4"	171,8 (1)	74,9 (1)	---	256,1 (FAP)	270,0	192,6
250 x 66	φ=1/2"	102,2 (2)	79,0 (2)	72,9 (2)	295,0 (EAP)	320,6	85,0
	φ=5/8"	137,0 (2)	111,8 (1)	50,7 (1)	309,9 (EAP)	320,6	133,8
	φ=3/4"	172,7 (1)	76,1 (1)	50,7 (1)	322,8 (EAP)	320,6	192,6
250 x 76	φ=1/2"	116,9 (3)	102,5 (2)	42,1 (2)	270,0 (FAP)	261,6	85,0
	φ=5/8"	163,5 (2)	98,1 (2)	---	278,1 (FAP)	261,6	133,8
	φ=3/4"	205,5 (2)	56,1 (2)	---	284,9 (FAP)	261,6	192,6
250 x 79	φ=1/2"	116,9 (3)	103,5 (2)	81,4 (2)	343,1 (EAP)	310,7	85,0
	φ=5/8"	164,0 (2)	126,5 (2)	---	358,0 (EAP)	310,7	133,8
	φ=3/4"	206,3 (2)	104,3 (2)	---	370,9 (EAP)	310,7	192,6
250 x 84	φ=1/2"	116,9 (3)	105,5 (2)	82,7 (2)	451,4 (EAP)	408,8	85,0
	φ=5/8"	165,1 (1)	128,5 (2)	115,2 (2)	471,1 (EAP)	408,8	133,8
	φ=3/4"	208,1 (2)	171,4 (2)	---	488,0 (EAP)	408,8	192,6
250 x 90	φ=1/2"	116,9 (3)	116,9 (3)	68,2 (2)	375,1 (EAP)	302,1	85,0
	φ=5/8"	183,8 (3)	118,3 (2)	---	390,0 (FAP)	302,1	133,8
	φ=3/4"	234,1 (2)	68,0 (2)	---	399,3 (FAP)	302,1	192,6



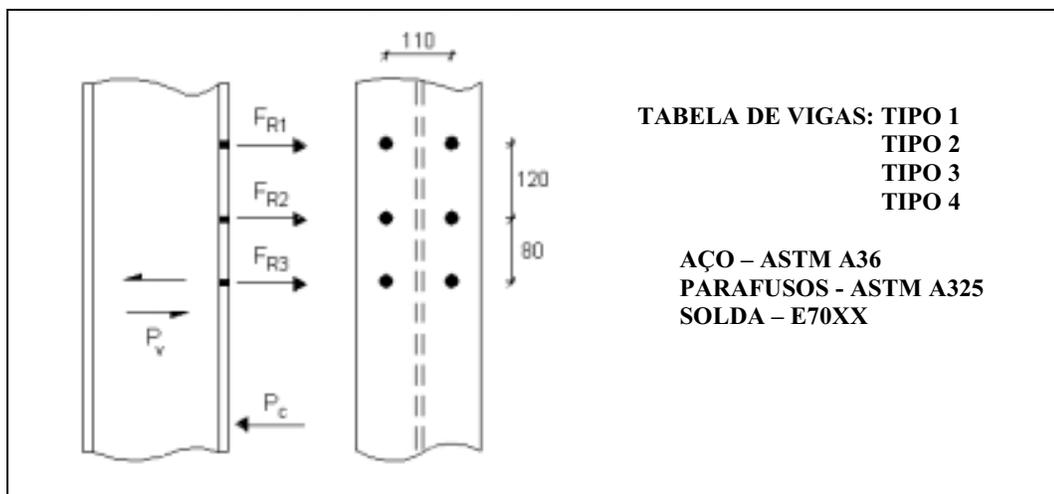
Série CS	parafusos	FR1 (kN)	FR2 (kN)	FR3 (kN)	PC (kN)	Pv (kN)	Vj,Rd (kN)
250 x 95	φ=1/2"	116,9 (3)	116,9 (3)	116,9 (3)	493,6 (EAP)	397,5	85,0
	φ=5/8"	183,8 (3)	150,0 (2)	63,8 (2)	513,3 (EAP)	397,5	133,8
	φ=3/4"	235,7 (2)	161,8 (2)	---	530,2 (EAP)	397,5	192,6
250 x 108	φ=1/2"	116,9 (3)	116,9 (3)	116,9 (3)	569,5 (EAP)	384,7	85,0
	φ=5/8"	183,8 (3)	183,8 (3)	---	589,2 (EAP)	384,7	133,8
	φ=3/4"	264,5 (3)	120,2 (2)	---	606,1 (EAP)	384,7	192,6
300 x 76	φ=1/2"	104,9 (2)	80,14 (2)	41,4 (2)	226,4 (FAP)	330,0	85,0
	φ=5/8"	139,35 (2)	94,9 (2)	---	234,3 (FAP)	330,0	133,8
	φ=3/4"	181,0 (2)	59,9 (1)	---	240,9 (FAP)	330,0	192,6
300 x 92	φ=1/2"	116,9 (3)	110,4 (2)	---	253,1 (FAP)	321,6	85,0
	φ=5/8"	168,0 (2)	92,6 (2)	---	260,5 (FAP)	321,6	133,8
	φ=3/4"	209,9 (2)	56,8 (2)	---	266,7 (FAP)	321,6	192,6
300 x 95	φ=1/2"	116,9 (3)	111,4 (2)	81,4 (2)	333,3 (FAP)	381,9	85,0
	φ=5/8"	168,1 (2)	130,2 (2)	---	343,8 (FAP)	381,9	133,8
	φ=3/4"	210,4 (2)	142,0 (2)	---	352,5 (FAP)	381,9	192,6
	φ=7/8"	260,5 (2)	101,8 (1)	---	362,2 (FAP)	381,9	262,2
300 x 102	φ=1/2"	116,9 (3)	113,5 (2)	82,7 (2)	451,4 (EAP)	502,5	85,0
	φ=5/8"	168,4 (2)	133,2 (2)	118,2 (2)	471,1 (EAP)	502,5	133,8
	φ=3/4"	211,4 (2)	176,1 (2)	100,5 (1)	488,0 (EAP)	502,5	192,6
	φ=7/8"	262,2 (2)	190,8 (1)	---	507,1 (EAP)	502,5	262,2
300 x 109	φ=1/2"	116,9 (3)	116,9 (3)	116,9 (3)	357,7 (FAP)	373,4	85,0
	φ=5/8"	183,8 (3)	158,0 (2)	---	367,8 (FAP)	373,4	133,8
	φ=3/4"	240,0 (2)	133,5 (2)	---	376,3 (FAP)	373,4	192,6



**TABELA DE VIGAS: TIPO 1
TIPO 2
TIPO 3**

**AÇO – ASTM A36
PARAFUSOS – ASTM A325
SOLDA – E70XX**

Série CS	parafusos	FR1 (kN)	FR2 (kN)	FR3 (kN)	PC (kN)	Pv (kN)	Vj,Rd (kN)
300 x115	φ=5/8"	183,8 (3)	161,3 (2)	126,6 (2)	513,3 (EAP)	491,25	133,8
	φ=3/4"	240,3 (2)	190,7 (2)	60,3 (2)	530,2 (EAP)	491,25	192,6
	φ=7/8"	291,2 (2)	200,0 (2)	---	549,3 (EAP)	491,25	262,2
300 x 122	φ=5/8"	183,8 (3)	165,2 (2)	129,0 (2)	657,0 (EAP)	628,8	133,8
	φ=3/4"	240,3 (2)	195,8 (2)	172,8 (2)	678,6 (EAP)	628,8	192,6
	φ=7/8"	292,7 (2)	247,6 (2)	---	703,8 (EAP)	628,8	262,2
300 x 131	φ=5/8"	183,8 (3)	183,8 (3)	110,9 (2)	589,2 (EAP)	478,5	133,8
	φ=3/4"	264,6 (3)	213,9 (2)	---	606,1 (EAP)	478,5	192,6
	φ=7/8"	330,6 (2)	147,9 (2)	---	625,2 (EAP)	478,5	262,2
300 x 138	φ=3/4"	264,5 (3)	235,8 (2)	112,1 (2)	775,8 (EAP)	612,5	192,6
	φ=7/8"	331,3 (2)	274,6 (2)	---	800,3 (EAP)	612,5	262,2
	φ=1"	386,2 (2)	226,3 (2)	---	819,0 (EAP)	612,5	342,0
350 x 89	φ=1/2"	104,9 (2)	84,9 (2)	---	214,7 (FAP)	390,0	85,0
	φ=5/8"	139,4 (2)	82,55 (2)	---	221,9 (FAP)	390,0	133,8
	φ=3/4"	181,0 (2)	47,0 (1)	---	228,0 (FAP)	390,0	192,6
350 x93	φ=1/2"	105,0 (2)	85,8 (2)	72,9 (2)	283,3 (FAP)	463,1	85,0
	φ=5/8"	139,7 (2)	120,5 (2)	---	293,5 (FAP)	463,1	133,8
	φ=3/4"	181,7 (2)	106,7 (1)	---	302,0 (FAP)	463,1	192,6
350 x 108	φ=1/2"	116,9 (3)	116,9 (3)	---	239,1 (FAP)	381,6	85,0
	φ=5/8"	168,0 (2)	77,9 (2)	---	245,9 (FAP)	381,6	133,8
	φ=3/4"	209,95 (2)	41,6 (2)	---	251,6 (FAP)	381,6	192,6
350 x 112	φ=1/2"	116,9 (3)	116,9 (3)	83,7 (2)	317,2 (FAP)	453,2	85,0
	φ=5/8"	168,1 (2)	138,1 (2)	---	326,8 (FAP)	453,2	133,8
	φ=3/4"	210,4 (2)	124,4 (2)	---	334,8 (FAP)	453,2	192,6



Série CS	parafusos	FR1 (kN)	FR2 (kN)	FR3 (kN)	PC (kN)	Pv (kN)	Vj,Rd (kN)
350 x 119	φ=1/2"	116,9 (3)	116,9 (3)	87,2 (2)	451,4 (EAP)	596,2	85,0
	φ=5/8"	168,4 (2)	141,2 (2)	118,2 (2)	471,1 (EAP)	596,2	133,8
	φ=3/4"	211,4 (2)	184,1 (2)	92,5 (2)	488,0 (EAP)	596,2	192,6
	φ=7/8"	262,2 (2)	224,9 (1)	---	507,1 (FAP)	596,2	262,2
350 x 128	φ=1/2"	116,9 (3)	116,9 (3)	116,9 (3)	339,5 (FAP)	444,6	85,0
	φ=5/8"	183,8 (3)	165,0 (2)	---	348,8 (FAP)	444,6	133,8
	φ=3/4"	239,9 (2)	116,6 (2)	---	356,5 (FAP)	444,6	192,6
350 x 135	φ=5/8"	183,8 (3)	172,5 (2)	126,6 (2)	513,3 (EAP)	585,0	133,8
	φ=3/4"	240,3 (2)	201,9 (2)	87,9 (2)	530,2 (EAP)	585,0	192,6
	φ=7/8"	291,2 (2)	252,8 (2)	---	549,3 (EAP)	585,0	262,2
350 x 144	φ=5/8"	183,8 (3)	176,7 (2)	129,1 (2)	657,0 (EAP)	748,8	133,8
	φ=3/4"	240,8 (2)	207,2 (2)	172,8 (2)	678,6 (EAP)	748,8	192,6
	φ=7/8"	292,7 (2)	259,1 (2)	151,3 (2)	703,1 (EAP)	748,8	262,2
	φ=1"	346,7 (7)	313,0 (2)	---	721,8 (EAP)	748,8	342,0
350 x 153	φ=5/8"	183,8 (3)	183,8 (3)	183,8 (3)	589,2 (EAP)	572,2	133,8
	φ=3/4"	264,5 (3)	245,9 (2)	---	606,1 (EAP)	572,2	192,6
	φ=7/8"	330,6 (2)	241,6 (2)	---	622,8 (FAP)	572,2	262,2
350 x 161	φ=3/4"	264,5 (3)	252,1 (2)	187,5 (2)	775,8 (EAP)	732,5	192,6
	φ=7/8"	331,3 (2)	290,8 (2)	110,4 (2)	800,3 (EAP)	732,5	262,2
	φ=1"	386,2 (2)	345,8 (2)	---	819,0 (EAP)	732,5	342,0

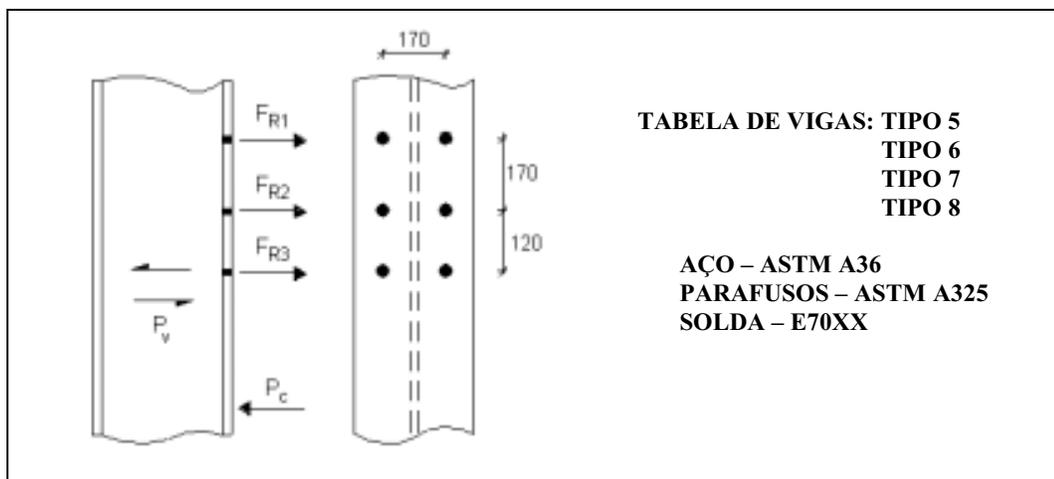
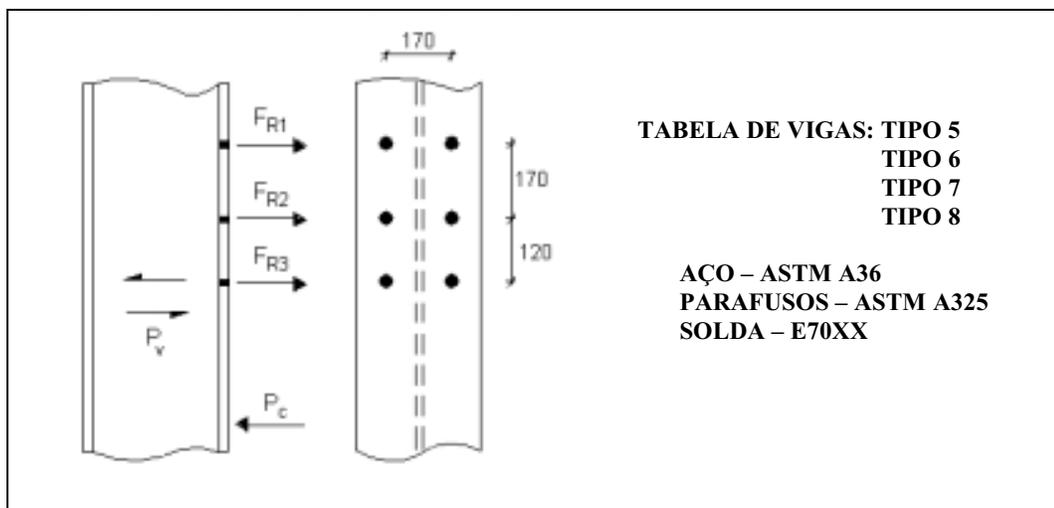


TABELA DE VIGAS: TIPO 5
TIPO 6
TIPO 7
TIPO 8

AÇO – ASTM A36
PARAFUSOS – ASTM A325
SOLDA – E70XX

Série CS	parafusos	F_{R1} (kN)	F_{R2} (kN)	F_{R3} (kN)	P_C (kN)	P_v (kN)	$V_{i,Rd}$ (kN)
400 x 165	$\phi=3/4''$	233,2 (2)	170,7 (2)	158,8 (2)	678,6 (EAP)	868,8	192,6
	$\phi=7/8''$	280,3 (3)	217,8 (2)	179,8 (1)	703,1 (EAP)	868,8	262,2
	$\phi=1''$	329,3 (2)	235,9 (1)	112,6 (1)	721,8 (EAP)	868,8	342,0
400 x 185	$\phi=7/8''$	321,9 (2)	236,2 (2)	219,5 (2)	800,3 (EAP)	852,5	262,2
	$\phi=1''$	371,5 (2)	285,8 (2)	161,7 (2)	819,0 (EAP)	852,5	342,0
	$\phi=1\ 1/4''$	508,5 (2)	286,4 (1)	---	865,8 (EAP)	852,5	535,1
400 x 201	$\phi=7/8''$	357,0 (2)	250,2 (2)	229,3 (2)	847,1 (EAP)	840,0	262,2
	$\phi=1''$	406,5 (2)	299,7 (2)	133,7 (2)	865,8 (EAP)	840,0	342,0
	$\phi=1\ 1/4''$	543,5 (2)	296,5 (2)	---	912,6 (EAP)	840,0	535,1
400 x 209	$\phi=7/8''$	358,3 (2)	252,9 (2)	231,8 (2)	1005,9 (EAP)	997,5	262,2
	$\phi=1''$	408,4 (2)	303,0 (2)	281,9 (2)	1028,1 (EAP)	997,5	342,0
	$\phi=1\ 1/4''$	546,9 (2)	441,4 (2)	---	1083,7 (EAP)	997,5	535,1
400 x 248	$\phi=7/8''$	360,1 (3)	360,1 (3)	240,2 (2)	1144,8 (EAP)	960,4	262,2
	$\phi=1''$	459,7 (3)	397,9 (2)	102,9 (2)	1167,0 (EAP)	960,4	342,0
	$\phi=1\ 1/4''$	650,9 (2)	309,5 (2)	---	1222,6 (EAP)	960,4	535,1
450 x 209	$\phi=7/8''$	327,8 (2)	240,8 (2)	219,5 (2)	800,3 (EAP)	972,5	262,2
	$\phi=1''$	377,4 (2)	290,4 (2)	151,2 (2)	819,0 (EAP)	972,5	342,0
	$\phi=1\ 1/4''$	514,3 (2)	322,2 (2)	---	865,8 (EAP)	972,5	535,1
450 x 216	$\phi=5/8''$	183,8 (3)	183,8 (3)	183,8 (3)	577,4 (FAP)	750,0	133,8
	$\phi=3/4''$	264,5 (3)	256,9 (2)	---	588,2 (FAP)	750,0	192,6
	$\phi=7/8''$	360,1 (3)	240,2 (2)	---	600,3 (FAP)	750,0	262,2
450 x 227	$\phi=7/8''$	360,1 (3)	260,1 (2)	226,9 (2)	847,1 (EAP)	960,0	262,2
	$\phi=1''$	413,8 (2)	305,5 (2)	146,5 (2)	865,8 (EAP)	960,0	342,0
	$\phi=1\ 1/4''$	550,8 (2)	361,8 (2)	---	912,6 (EAP)	960,0	535,1



Série CS	parafusos	F_{R1} (kN)	F_{R2} (kN)	F_{R3} (kN)	P_C (kN)	P_v (kN)	$V_{i,Rd}$ (kN)
450 x 236	$\phi=1''$	414,3 (2)	310,2 (2)	281,9 (2)	1028,1 (EAP)	1140,0	342,0
	$\phi=1\ 1/4''$	552,8 (2)	448,6 (2)	82,3 (1)	1083,7 (EAP)	1140,0	535,1
	$\phi=1\ 1/2''$	719,6 (2)	334,9 (1)	80,5 (1)	1135,0 (EAP)	1140,0	770,3
450 x 291	$\phi=1''$	459,7 (3)	425,1 (2)	315,5 (2)	1375,9 (EAP)	1300,3	342,0
	$\phi=1\ 1/4''$	661,3 (2)	503,8 (2)	135,3 (2)	1441,4 (EAP)	1300,3	535,1
	$\phi=1\ 1/2''$	830,2 (2)	470,2 (2)	---	1501,9 (EAP)	1300,3	770,3
450 x 321	$\phi=7/8''$	360,1 (3)	360,1 (3)	360,1 (3)	1273,0 (EAP)	1068,7	262,2
	$\phi=1''$	459,7 (3)	459,7 (3)	149,4 (3)	1295,3 (EAP)	1068,7	342,0
	$\phi=1\ 1/4''$	743,8 (3)	334,0 (2)	---	1350,9 (EAP)	1068,7	535,1
450 x 331	$\phi=7/8''$	360,1 (3)	360,1(3)	360,1 (3)	1500,9 (EAP)	1260,0	262,2
	$\phi=1''$	459,7 (3)	459,7 (3)	340,7 (3)	1527,1 (EAP)	1260,0	342,0
	$\phi=1\ 1/4''$	734,8 (3)	525,2 (2)	---	1592,6 (EAP)	1260,0	535,1

**TABELA DE VIGAS: TIPO 1
TIPO 2
TIPO 3**

**AÇO – ASTM A36
PARAFUSOS ASTM A325
SOLDA – E70XX**

Série CVS	parafusos	FR1 (kN)	FR2 (kN)	FR3 (kN)	PC (kN)	Pv (kN)	Vj,Rd (kN)
300 x 70	φ=1/2"	116,9 (3)	93,2 (2)	77,2 (2)	333,3 (FAP)	381,9	85,0
	φ=5/8"	152,92 (2)	119,9 (2)	71,0 (2)	343,7 (FAP)	381,9	133,8
	φ=3/4"	190,7 (2)	157,5 (2)	---	352,5 (FAP)	381,9	192,6
300 x 79	φ=1/2"	116,9 (3)	116,9 (3)	103,9 (2)	357,7 (FAP)	373,3	85,0
	φ=5/8"	180,4 (2)	133,6 (2)	53,8 (2)	367,8 (FAP)	373,3	133,8
	φ=3/4"	218,2 (2)	155,2 (2)	---	376,3 (FAP)	373,3	192,6
300 x 85	φ=1/2"	116,9 (3)	116,9 (3)	107,6 (2)	493,6 (EAP)	491,25	85,0
	φ=5/8"	181,2 (2)	136,0 (2)	119,8 (2)	513,3 (EAP)	491,25	133,8
	φ=3/4"	219,6 (2)	174,5 (2)	97,17 (2)	530,2 (EAP)	491,25	192,6
300 x 95	φ=1/2"	116,9 (3)	116,9 (3)	116,9 (3)	569,6 (EAP)	478,5	85,0
	φ=5/8"	183,8 (3)	183,8 (3)	110, (2)	589,2 (EAP)	478,5	133,8
	φ=3/4"	257,5 (2)	197,1 (2)	---	606,1 (EAP)	478,5	192,6
300 x 83	φ=1/2"	116,9 (3)	103,5 (2)	81,4 (2)	333,3 (FAP)	381,9	85,0
	φ=5/8"	164,0 (2)	126,5 (2)	53,3 (2)	343,7 (FAP)	381,9	133,8
	φ=3/4"	206,3 (2)	146,2 (2)	---	352,5 (FAP)	381,9	192,6
300 x 94	φ=1/2"	116,9 (3)	116,9 (3)	116,4 (2)	357,8 (FAP)	373,3	85,0
	φ=5/8"	183,8 (3)	146,9 (2)	---	367,8 (FAP)	373,3	133,8
	φ=3/4"	234,1 (2)	139,2 (2)	---	376,3 (FAP)	373,3	192,6
300 x 100	φ=5/8"	183,8 (3)	150,0 (2)	126,6 (2)	513,3 (EAP)	491,2	133,8
	φ=3/4"	235,7 (2)	184,0 (2)	71,5 (2)	530,1 (EAP)	491,2	192,6
	φ=7/8"	286,5 (2)	204,7 (2)	---	549,3 (EAP)	491,2	262,2
350 x 73	φ=1/2"	102,2 (2)	79,0 (2)	72,9 (2)	283,3 (FAP)	463,1	85,0
	φ=5/8"	137,0 (2)	111,8 (1)	44,7 (1)	293,5 (FAP)	463,1	133,8
	φ=3/4"	172,7 (1)	76,1 (1)	50,7 (1)	302,0 (FAP)	463,1	192,6

TABELA DE VIGAS: TIPO 1
TIPO 2
TIPO 3
TIPO 4

AÇO – ASTM A36
 PARAFUSOS -ASTM A325
 SOLDA – E70XX

Série CVS	parafusos	FR1 (kN)	FR2 (kN)	FR3 (kN)	PC (kN)	Pv (kN)	Vj,Rd (kN)
350 x 87	φ=1/2"	116,9 (3)	103,5 (2)	81,4 (2)	317,2 (FAP)	453,2	85,0
	φ=5/8"	164,0 (2)	126,5 (2)	---	326,8 (FAP)	453,2	133,8
	φ=3/4"	206,3 (2)	128,5 (2)	---	334,8 (FAP)	453,2	192,6
350 x 98	φ=1/2"	116,9 (3)	116,9 (3)	105,6 (2)	339,5 (FAP)	444,6	85,0
	φ=5/8"	183,8 (3)	146,9 (2)	---	348,8 (FAP)	444,6	133,8
	φ=3/4"	234,1 (2)	122,4 (2)	---	356,6 (FAP)	444,6	192,6
350 x 105	φ=5/8"	183,8 (3)	150,0 (2)	126,6 (2)	513,3 (EAP)	585,0	133,8
	φ=3/4"	235,7 (2)	184,0 (2)	110,4 (2)	530,1 (EAP)	585,0	192,6
	φ=7/8"	286,5 (2)	234,9 (2)	---	549,3 (EAP)	585,0	262,2
350 x 118	φ=5/8"	183,8 (3)	183,8 (3)	163,8 (2)	589,2 (EAP)	572,2	133,8
	φ=3/4"	264,5 (3)	241,0 (2)	93,7 (2)	606,1 (EAP)	572,2	192,6
	φ=7/8"	325,9 (2)	246,3 (2)	---	622,8 (FAP)	572,2	262,2
350 x 128	φ=5/8"	183,8 (3)	183,8 (3)	183,8 (3)	625,8 (EAP)	562,5	133,8
	φ=3/4"	264,5 (3)	261,2 (2)	---	638,5 (FAP)	562,5	192,6
	φ=7/8"	358,1 (2)	204,4 (2)	---	652,4 (FAP)	562,5	262,2
350 x 136	φ=3/4"	264,5 (3)	264,5 (3)	191,0 (2)	822,6 (EAP)	720,0	192,6
	φ=7/8"	360,1 (3)	276,7 (2)	83,1 (2)	847,1 (EAP)	720,0	262,2
	φ=1"	415,4 (2)	304,6 (2)	---	865,8 (EAP)	720,0	342,0

**TABELA DE VIGAS: TIPO 5
TIPO 6**

AÇO – ASTM A36
PARAFUSOS – ASTM A325
SOLDA – E70XX

Série CVS	parafusos	FR ₁ (kN)	FR ₂ (kN)	FR ₃ (kN)	P _C (kN)	P _V (kN)	V _{i,Rd} (kN)
400 x 125	φ=3/4"	213,8 (2)	161,5 (2)	148,8 (2)	527,3 (FAP)	678,8	192,6
	φ=7/8"	256,6 (2)	204,3 (2)	---	541,3 (FAP)	678,8	262,2
	φ=1"	301,2 (2)	199,8 (1)	---	551,8 (FAP)	678,8	342,0
400 x 140	φ=3/4"	251,8 (2)	180,4 (2)	152,2 (2)	584,4 (FAP)	666,0	192,6
	φ=7/8"	295,1 (2)	223,7 (2)	---	597,6 (FAP)	666,0	262,2
	φ=1"	340,2 (2)	267,3 (2)	---	607,5 (FAP)	666,0	342,0
400 x 152	φ=3/4"	264,5 (3)	214,8 (3)	132,7 (2)	612,0 (FAP)	656,2	192,6
	φ=7/8"	327,4 (2)	238,6 (2)	---	624,9 (FAP)	656,2	262,2
	φ=1"	372,6 (2)	262,0 (2)	---	634,6 (FAP)	656,2	342,0
400 x 162	φ=3/4"	264,5 (3)	218,1 (2)	175,4 (2)	822,6 (EAP)	840,0	192,6
	φ=7/8"	328,7 (2)	241,8 (2)	219,3 (2)	847,1 (EAP)	840,0	262,2
	φ=1"	374,4 (2)	287,5 (2)	178,1 (2)	865,8 (EAP)	840,0	342,0
450 x 141	φ=3/4"	214,8 (2)	163,6 (2)	150,8 (2)	678,6 (EAP)	988,8	192,6
	φ=7/8"	258,2 (2)	207,0 (2)	154,0 (1)	703,1 (EAP)	988,8	262,2
	φ=1"	303,4 (2)	203,2 (1)	112,6 (1)	721,8 (EAP)	988,8	342,0
450 x 156	φ=7/8"	296,5 (2)	226,7 (2)	208,7 (2)	800,3 (EAP)	972,5	262,2
	φ=1"	342,2 (2)	272,4 (2)	204,4 (1)	819,0 (EAP)	972,5	342,0
	φ=1 1/4"	468,6 (2)	243,0 (1)	154,2 (1)	865,8 (EAP)	972,5	535,1
450 x 168	φ=7/8"	328,7 (2)	241,8 (2)	219,3 (2)	847,1 (EAP)	960,0	262,2
	φ=1"	374,4 (2)	287,5 (2)	203,9 (2)	865,8 (EAP)	960,0	342,0
	φ=1 1/4"	500,8 (2)	385,5 (1)	---	912,6 (EAP)	960,0	535,1
450 x 177	φ=1"	376,0 (2)	290,8 (2)	268,1 (2)	1028,1 (EAP)	1140,0	342,0
	φ=1 1/4"	503,9 (2)	391,5 (1)	188,3 (1)	1083,7 (EAP)	1140,0	535,1
	φ=1 1/2"	606,9 (1)	288,5 (1)	203,6 (1)	1135,0 (EAP)	1140,0	770,3

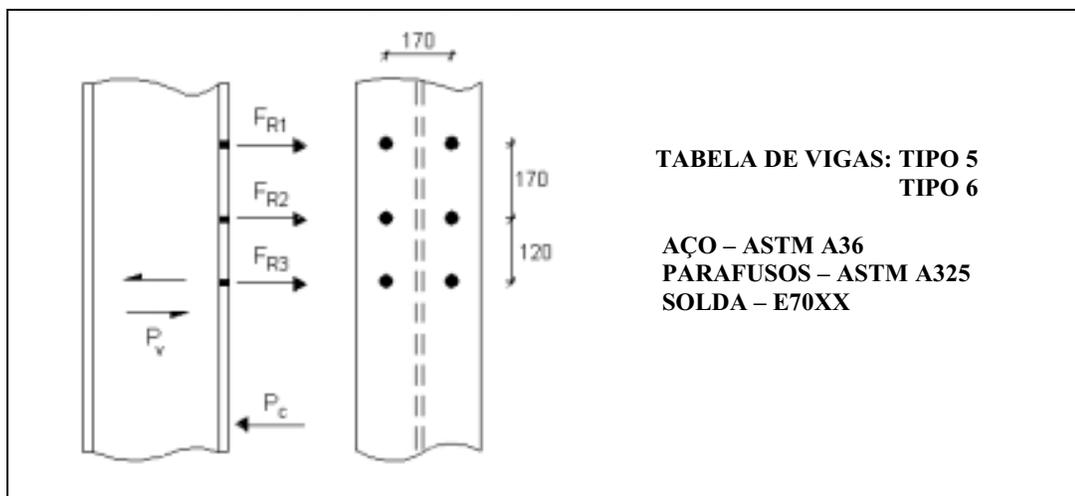
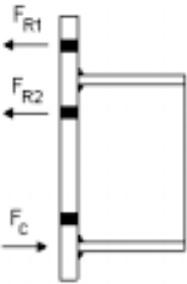
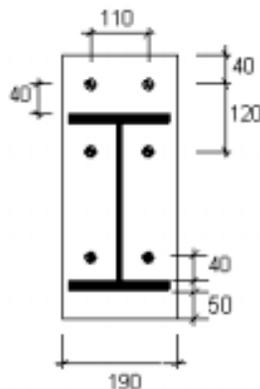


TABELA DE VIGAS: TIPO 5
TIPO 6

AÇO – ASTM A36
PARAFUSOS – ASTM A325
SOLDA – E70XX

Série CVS	parafusos	F_{R1} (kN)	F_{R2} (kN)	F_{R3} (kN)	P_c (kN)	P_v (kN)	$V_{i,Rd}$ kN)
450 x 188	$\phi=1''$	377,9 (2)	294,7 (2)	271,7 (2)	1212,1 (FAP)	1344,0	342,0
	$\phi=1\ 1/4''$	507,5 (2)	398,6 (1)	208,8 (1)	1277,6 (EAP)	1344,0	535,1
	$\phi=1\ 1/2''$	610,4 (1)	295,8 (1)	208,8 (1)	1338,1 (FAP)	1344,0	770,3
450 x 206	$\phi=7/8''$	360,1 (3)	355,2 (2)	253,1 (2)	1144,8 (EAP)	1102,9	262,2
	$\phi=1''$	459,7 (3)	348,0 (2)	295,2 (2)	1167,0 (EAP)	1102,9	342,0
	$\phi=1\ 1/4''$	599,3 (2)	464,1 (2)	---	1222,6 (EAP)	1102,9	535,1
450 x 216	$\phi=1''$	459,7 (3)	353,8 (2)	304,1 (2)	1375,9 (EAP)	1300,3	342,0
	$\phi=1\ 1/4''$	602,4 (2)	470,2 (2)	227,7 (2)	1441,4 (EAP)	1300,3	535,1
	$\phi=1\ 1/2''$	758,5 (2)	541,8 (2)	---	1501,9 (EAP)	1300,3	770,3
500 x 204	$\phi=1''$	390,2 (2)	290,8 (2)	268,1 (2)	1028,1 (EAP)	1282,5	342,0
	$\phi=1\ 1/4''$	518,1 (2)	418,7 (1)	146,9 (1)	1083,7 (EAP)	1282,5	535,1
	$\phi=1\ 1/2''$	659,9 (1)	288,5 (1)	186,6 (1)	1135,0 (EAP)	1282,5	770,3
500 x 217	$\phi=1''$	392,3 (2)	294,7 (2)	271,7 (2)	1212,1 (FAP)	1512,0	342,0
	$\phi=1\ 1/4''$	521,9 (2)	424,3 (1)	223,1 (1)	1277,6 (EAP)	1512,0	535,1
	$\phi=1\ 1/2''$	664,8 (1)	295,8 (1)	208,8 (1)	1338,1 (FAP)	1512,0	770,3
500 x 238	$\phi=1''$	459,7 (3)	370,6 (2)	300,1 (2)	1167,0 (EAP)	1245,4	342,0
	$\phi=1\ 1/4''$	621,9 (2)	464,0 (2)	---	1222,6 (EAP)	1245,4	535,1
	$\phi=1\ 1/2''$	775,0 (2)	469,5 (2)	---	1273,9 (EAP)	1245,4	770,3
500 x 250	$\phi=1''$	459,7 (3)	376,7 (2)	304,1 (2)	1375,9 (EAP)	1468,3	342,0
	$\phi=1\ 1/4''$	625,2 (2)	470,2 (2)	346,0 (2)	1441,1 (EAP)	1468,3	535,1
	$\phi=1\ 1/2''$	781,3 (3)	626,4 (2)	---	1375,9 (EAP)	1468,3	770,3
500 x 259	$\phi=1''$	459,7 (3)	381,6 (2)	307,3 (2)	1535,6 (EAP)	1638,7	342,0
	$\phi=1\ 1/4''$	627,8 (2)	475,1 (2)	438,1 (2)	1608,7 (EAP)	1638,7	535,1
	$\phi=1\ 1/2''$	785,6 (2)	632,8 (2)	220,3 (1)	1676,2 (EAP)	1638,7	770,3

CHAPA DE TOPO – GEOMETRIA TIPO 1								
						<p> AÇO – ASTM A36 PARAFUSOS – ASTM A325 SOLDA – E70XX </p>		
Série VS	espessura da chapa de topo	parafusos	F_{R1} (kN)	F_{R2} (kN)	F_{R3} (kN)	F_C (kN)	$M_{j,Rd}$ (kN cm)	$V_{j,Rd}$ (kN)
200 x 25	12,5	$\phi=1/2''$	82,5 (2)	94,9 (2)	---	307,8	3033,4	85,0
	16,0	$\phi=5/8''$	130,9 (2)	151,9 (2)	---	307,8	4829,3	133,8
200 x 26	12,5	$\phi=1/2''$	82,5 (2)	94,9 (2)	---	333,5	3033,0	85,0
	16,0	$\phi=5/8''$	130,9 (2)	151,9 (2)	---	333,5	4829,3	133,8
250 x 27	12,5	$\phi=1/2''$	82,5 (2)	94,9 (2)	---	307,8	3920,0	85,0
	16,0	$\phi=5/8''$	130,9 (2)	151,9 (2)	---	307,8	6243,15	133,8
	19,0	$\phi=3/4''$	187,5 (2)	120,3 (2)	---	307,8	7336,0	192,6
250 x 30	12,5	$\phi=1/2''$	82,5 (2)	94,9 (2)	---	359,1	3920,0	85,0
	16,0	$\phi=5/8''$	130,9 (2)	151,9 (2)	---	359,1	6243,15	133,8
	19,0	$\phi=3/4''$	187,5 (2)	171,6 (2)	---	359,1	8183,8	192,6
250 x 32	12,5	$\phi=1/2''$	82,5 (2)	94,9 (2)	---	410,4	3920,0	85,0
	16,0	$\phi=5/8''$	130,9 (2)	151,9 (2)	---	410,4	6243,15	133,8
	19,0	$\phi=3/4''$	187,5 (2)	216,6 (2)	---	410,4	8926,9	192,6
300 x 28	12,5	$\phi=1/2''$	82,5 (2)	94,9 (2)	---	307,8	4806,6	85,0
	16,0	$\phi=5/8''$	130,9 (2)	151,9 (2)	---	307,8	7656,97	133,8
	19,0	$\phi=3/4''$	187,5 (2)	120,3 (2)	---	307,8	8875,0	192,6
300 x 31	12,5	$\phi=1/2''$	82,5 (2)	94,8 (2)	---	359,1	4806,6	85,0
	16,0	$\phi=5/8''$	130,9 (2)	151,9 (2)	---	359,1	7656,97	133,8
	19,0	$\phi=3/4''$	187,5 (2)	171,6 (2)	---	359,1	9979,3	192,6
300 x 34	16,0	$\phi=5/8''$	130,9 (2)	151,9 (2)	---	410,4	7656,97	133,8
	19,0	$\phi=3/4''$	187,5 (2)	216,6 (2)	---	410,4	10974,1	192,6
300 x 37	16,0	$\phi=5/8''$	130,9 (2)	151,9 (2)	---	461,7	7656,97	133,8
	19,0	$\phi=3/4''$	187,5 (2)	216,6 (2)	---	461,7	10974,1	192,6
300 x 46	16,0	$\phi=5/8''$	134,6 (2)	152,6 (2)	---	607,5	7754,0	133,8
	19,0	$\phi=3/4''$	192,8 (2)	217,6 (2)	---	607,5	11085,3	192,6

CHAPA DE TOPO – GEOMETRIA TIPO 2								
						<p>AÇO – ASTM A36 PARAFUSOS – ASTM A325 SOLDA – E70XX</p>		
Série VS	espessura da chapa de topo	parafusos	FR1 (kN)	FR2 (kN)	FR3 (kN)	FC (kN)	M _{j,Rd} (kN cm)	V _{j,Rd} (kN)
200 x 25	12,5	φ=1/2"	84,5 (2)	99,6 (2)	---	307,8	3135,0	85,0
	16,0	φ=5/8"	134,1 (2)	159,2 (2)	---	307,8	4990,8	133,8
200 x 26	12,5	φ=1/2"	84,5 (2)	99,6 (2)	---	333,5	3135,0	85,0
	16,0	φ=5/8"	134,1 (2)	159,2 (2)	---	333,5	4990,8	133,8
250 x 27	12,5	φ=1/2"	84,5 (2)	99,6 (2)	---	307,8	4055,3	85,0
	16,0	φ=5/8"	134,1 (2)	159,2 (2)	---	307,8	6457,8	133,8
	19,0	φ=3/4"	192,1 (2)	115,7 (2)	---	307,8	7391,2	192,6
250 x 30	12,5	φ=1/2"	84,5 (2)	99,6 (2)	---	359,1	4055,3	85,0
	16,0	φ=5/8"	134,3 (2)	159,2 (2)	---	359,1	6457,8	133,8
	19,0	φ=3/4"	192,1 (2)	167,0 (2)	---	359,1	8239,0	192,6
250 x 32	12,5	φ=1/2"	84,5 (2)	99,6 (2)	---	410,4	4055,3	85,0
	16,0	φ=5/8"	134,3 (2)	159,2 (2)	---	410,4	6457,8	133,8
	19,0	φ=3/4"	192,1 (2)	218,3 (2)	---	410,4	9086,7	192,6
300 x 28	12,5	φ=1/2"	84,5 (2)	99,6 (2)	---	307,8	4975,7	85,0
	16,0	φ=5/8"	134,1 (2)	159,2 (2)	---	307,8	7924,7	133,8
	19,0	φ=3/4"	192,1 (2)	115,7 (2)	---	307,8	8930,2	192,6
300 x 31	12,5	φ=1/2"	84,5 (2)	99,6 (2)	---	359,1	4975,7	85,0
	16,0	φ=5/8"	134,1 (2)	159,2 (2)	---	359,1	7924,7	133,8
	19,0	φ=3/4"	192,1 (2)	167,0 (2)	---	359,1	10034,0	192,6
300 x 34	16,0	φ=5/8"	134,1 (2)	159,2 (2)	---	410,4	7924,7	133,8
	19,0	φ=3/4"	192,1 (2)	227,3 (2)	---	410,4	11138,7	192,6
300 x 37	16,0	φ=5/8"	134,1 (2)	159,2 (2)	---	461,7	7924,7	133,8
	19,0	φ=3/4"	192,1 (2)	227,3 (2)	---	461,7	11331,0	192,6
300 x 46	16,0	φ=5/8"	138,1 (2)	160,0 (2)	---	607,5	8025,9	133,8
	19,0	φ=3/4"	197,6 (2)	228,3 (2)	---	607,5	11475,1	192,6

CHAPA DE TOPO – GEOMETRIA TIPO 3

AÇO – ASTM A36
PARAFUSOS – ASTM A325
SOLDA – E70XX

Série VS	espessura da chapa de topo	parafusos	F _{R1} (kN)	F _{R2} (kN)	F _{R3} (kN)	F _C (kN)	M _{j,Rd} (kN cm)	V _{j,Rd} (kN)
350 x 33	12,5	φ=1/2"	85,3 (2)	99,6 (2)	69,4 (2)	359,1	7214,9	85,0
	16,0	φ=5/8"	135,4 (2)	159,2 (2)	64,4 (*)	359,1	10635,2	133,8
	19,0	φ=3/4"	194,0 (2)	165,1(2)	---	359,1	11852,9	192,6
350 x 36	12,5	φ=1/2"	85,3 (2)	99,6 (2)	69,4 (2)	410,4	7214,9	85,0
	16,0	φ=5/8"	135,4 (2)	159,2 (2)	69,1 (*)	410,4	10722,4	133,8
	19,0	φ=3/4"	194,0 (2)	216,4 (2)	---	410,4	13213,7	192,6
350 x 39	12,5	φ=1/2"	85,3 (2)	99,6 (2)	69,4 (2)	461,7	7214,9	85,0
	16,0	φ=5/8"	135,4 (2)	159,2 (2)	69,1 (*)	461,7	10722,4	133,8
	19,0	φ=3/4"	194,0 (2)	227,9 (2)	---	461,7	13521,8	192,6
350 x 42	16,0	φ=5/8"	135,4 (2)	159,2 (2)	69,1 (*)	513,0	10722,4	133,8
	19,0	φ=3/4"	194,0 (2)	227,9 (2)	---	513,0	13521,8	192,6
350 x 51	16,0	φ=5/8"	138,0 (2)	160,0 (2)	68,4 (*)	675,0	10772,2	133,8
	19,0	φ=3/4"	197,6 (2)	228,3 (2)	---	675,0	13605,6	192,6
400 x 35	12,5	φ=1/2"	85,3 (2)	99,6 (2)	69,4 (2)	359,1	8486,7	85,0
	16,0	φ=5/8"	135,4 (2)	159,2 (2)	64,4 (*)	359,1	12430,7	133,8
	19,0	φ=3/4"	194,0 (2)	165,1 (2)	---	359,1	13648,4	192,6
400 x 38	12,5	φ=1/2"	85,3 (2)	99,6 (2)	69,4 (2)	410,4	8486,7	85,0
	16,0	φ=5/8"	135,4 (2)	159,2 (2)	69,1 (*)	410,4	12541,5	133,8
	19,0	φ=3/4"	194,0 (2)	227,2 (2)	---	410,4	15265,7	192,6
400 x 41	12,5	φ=1/2"	85,3 (2)	99,6 (2)	69,4 (2)	461,7	8486,7	85,0
	16,0	φ=5/8"	135,4 (2)	159,2 (2)	69,1 (*)	461,7	12541,5	133,8
	19,0	φ=3/4"	194,0 (2)	227,3 (2)	---	461,7	15633,6	192,6
400 x 44	16,0	φ=5/8"	135,4 (2)	159,2 (2)	69,1 (*)	513,0	12541,5	133,8
	19,0	φ=3/4"	194,0 (2)	227,3 (2)	---	513,0	15633,6	192,6
400 x 53	16,0	φ=5/8"	138,0 (2)	160,0 (2)	68,0 (*)	675,0	12604,0	133,8
	19,0	φ=3/4"	197,6 (2)	228,3 (2)	---	675,0	15735,5	192,6

CHAPA DE TOPO – GEOMETRIA TIPO 4

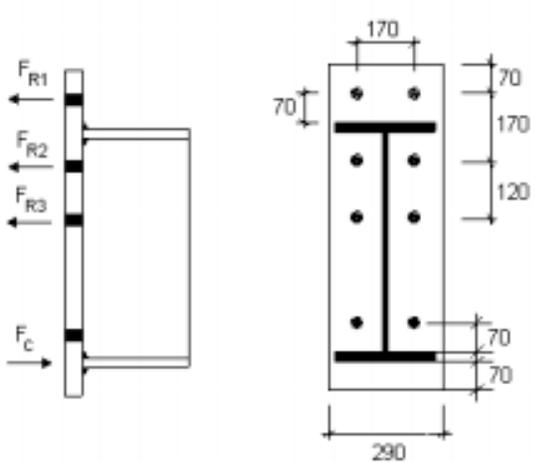
AÇO – ASTM A36
PARAFUSOS – ASTM A325
SOLDA – E70XX

Série VS	espessura da chapa de topo	parafusos	F_{R1} (kN)	F_{R2} (kN)	F_{R3} (kN)	F_C (kN)	$M_{j,Rd}$ (kN cm)	$V_{j,Rd}$ (kN)
450 x 51	16,0	$\phi=5/8''$	115,7 (1)	161,8 (2)	111,9 (2)	513,0	15104,9	133,8
	19,0	$\phi=3/4''$	163,1 (1)	230,9 (2)	69,8 (*)	513,0	18774,9	192,6
	22,4	$\phi=7/8''$	226,7 (1)	286,3 (*)	---	513,0	21970,8	262,2
450 x 60	19,0	$\phi=3/4''$	172,6 (1)	232,3 (3)	67,4 (*)	675,0	19185,5	192,9
	22,4	$\phi=7/8''$	239,9 (1)	299,7 (*)	---	675,0	23048,0	262,2
	25,0	$\phi=1,0''$	298,9 (1)	299,7 (*)	---	675,0	25957,5	342,0
450 x 71	19,0	$\phi=3/4''$	183,3 (1)	235,4 (2)	64,3 (*)	864,0	19653,1	192,6
	22,4	$\phi=7/8''$	254,7 (1)	299,7 (*)	---	864,0	23683,7	262,2
	25,0	$\phi=1,0''$	298,9 (1)	299,7 (*)	---	864,0	25852,8	342,0
450 x 80	22,4	$\phi=7/8''$	259,1 (2)	299,7 (*)	---	1026,0	23814,0	262,2
	25,0	$\phi=1''$	328,9 (2)	299,7 (*)	---	1026,0	27238,3	342,0

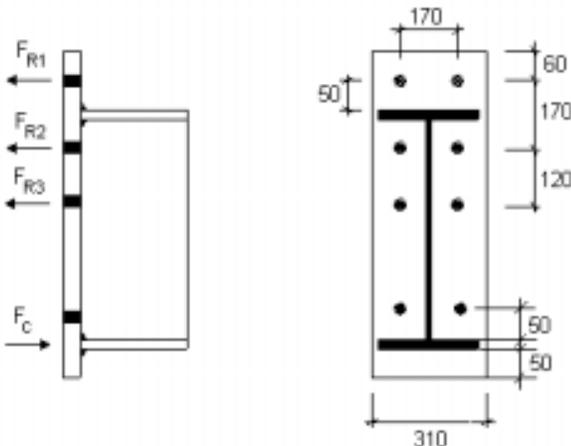
CHAPA DE TOPO – GEOMETRIA TIPO 5

AÇO – ASTM A36
PARAFUSOS – ASTM A325
SOLDA – E70XX

Série VS	espessura da chapa de topo	parafusos	FR1 (kN)	FR2 (kN)	FR3 (kN)	FC (kN)	M _{j,Rd} (kN cm)	V _{j,Rd} (kN)
450 x 59	19,0	φ=3/4"	197,0 (2)	214,3 (2)	135,2 (2)	641,2	19501,6	192,6
	22,4	φ=7/8"	269,6 (2)	294,5 (2)	77,0 (*)	641,2	24515,3	262,2
450 x 70	19,0	φ=3/4"	199,9 (2)	214,8 (2)	135,2 (2)	843,8	19581,0	192,6
	22,4	φ=7/8"	273,7 (2)	295,3 (2)	167,9 (*)	843,8	26494,6	262,2
	25,0	φ=1,0"	347,1 (2)	372,7 (2)	90,5 (*)	843,8	31047,1	342,0
450 x 83	22,4	φ=7/8"	278,2 (2)	296,2 (2)	166,9 (*)	1080,0	26601,3	262,2
	25,0	φ=1,0"	352,7 (2)	373,9 (2)	89,3 (*)	1080,0	31198,8	342,0
450 x 95	22,4	φ=7/8"	281,6 (2)	297,1 (2)	166,1 (*)	1282,5	26665,3	262,2
	25,0	φ=1,0"	356,9 (2)	374,9 (2)	88,2 (*)	1282,5	31294,6	342,0
500 x 61	19,0	φ=3/4"	197,0 (2)	214,2 (2)	143,6 (2)	641,2	22447,1	192,6
	22,4	φ=7/8"	269,6 (2)	294,5 (2)	77,0 (*)	641,2	27721,6	262,2
500 x 73	19,0	φ=3/4"	199,9 (2)	214,8 (2)	143,3 (2)	843,8	22535,9	192,6
	22,4	φ=7/8"	273,7 (2)	295,3 (2)	167,9 (*)	843,8	30179,1	262,2
	25,0	φ=1,0"	347,1 (2)	372,7 (2)	90,5 (*)	843,8	35098,5	342,0
500 x 86	19,0	φ=3/4"	203,2 (2)	215,5 (2)	142,9 (2)	1080,0	22633,0	192,6
	22,4	φ=7/8"	278,2 (2)	296,2 (2)	166,9 (*)	1080,0	30308,6	262,2
	25,0	φ=1,0"	352,7 (2)	373,9 (2)	89,3 (*)	1080,0	35278,6	342,0
500 x 97	19,0	φ=3/4"	205,6 (2)	216,1 (2)	142,6 (2)	1285,5	22694,6	192,6
	22,4	φ=7/8"	281,6 (2)	297,1 (2)	166,1 (*)	1282,5	30389,4	262,2
	25,0	φ=1,0"	356,9 (2)	374,9 (2)	88,3 (*)	1282,5	35395,4	342,0

CHAPA DE TOPO – GEOMETRIA TIPO 6								
			<p> AÇO – ASTM A36 PARAFUSOS – ASTM A325 SOLDA – E70XX </p>					
Série VS	espessura da chapa de topo	parafusos	FR1 (kN)	FR2 (kN)	FR3 (kN)	FC (kN)	M _{j,Rd} (kN cm)	V _{j,Rd} (kN)
550 x 64	19,0	φ=3/4"	154,4 (1)	216,7 (2)	142,3 (2)	641,2	23780,2	192,6
	22,4	φ=7/8"	214,6 (1)	297,9 (2)	128,7 (*)	641,2	30656,2	262,2
550 x 75	19,0	φ=3/4"	160,5 (1)	217,6 (2)	141,9 (2)	843,8	24100,1	192,6
	22,4	φ=7/8"	223,0 (1)	299,2 (2)	164,0 (*)	843,8	32275,8	262,2
	25,0	φ=1"	277,8 (1)	377,5 (2)	85,6 (*)	843,8	36578,3	342,0
550 x 88	22,4	φ=7/8"	232,1 (2)	300,7 (2)	162,5 (*)	1080,0	32731,3	262,2
	25,0	φ=1"	289,2 (1)	379,5 (2)	86,7 (*)	1080,0	37165,6	342,9
	31,5	φ=1 1/4"	459,1 (1)	463,2 (*)	---	1080,0	48569,2	535,0
550 x 100	22,4	φ=7/8"	238,6 (1)	302,1 (2)	161,0 (*)	1282,5	33039,5	262,2
	25,0	φ=1"	297,2 (1)	381,1 (2)	82,0 (*)	1282,5	37566,5	342,0
	31,5	φ=1 1/4"	471,9 (1)	463,2 (*)	---	1282,5	49214,8	535,0
600 x 81	19,0	φ=3/4"	154,4 (1)	214,9 (2)	138,1 (2)	769,5	26099,4	192,6
	22,4	φ=7/8"	214,6 (1)	295,5 (2)	188,7 (2)	769,5	35996,6	262,2
	25,0	φ=1"	267,3 (1)	372,8 (2)	129,3 (*)	769,5	41102,3	342,0
600 x 95	22,4	φ=7/8"	223,0 (1)	296,8 (2)	188,1 (2)	1012,5	38489,7	262,2
	25,0	φ=1"	277,8 (1)	374,4 (2)	213,8 (*)	1012,5	44917,6	341,9
600 x 111	25,0	φ=1"	289,2 (1)	376,4 (2)	211,8 (*)	1296,0	45540,3	342,0
	31,5	φ=1 1/4"	459,1 (1)	588,2 (*)	---	1296,0	59330,2	535,0
600 x 125	25,0	φ=1"	297,2 (1)	378,1 (2)	210,1 (*)	1539,0	45963,4	342,0
	31,5	φ=1 1/4"	471,9 (1)	588,2 (*)	---	1539,0	60021,3	535,0
600 x 140	31,5	φ=1 1/4"	499,9 (2)	588,2 (*)	---	1814,4	61683,4	535,0
	37,5	φ=1 1/2"	708,4 (1)	588,2 (*)	---	1814,4	75423,9	546,5
600 x 152	31,5	φ=1 1/4"	515,1 (2)	588,2 (*)	---	2025,0	62545,6	535,0
	37,5	φ=1 1/2"	730,1 (2)	588,2 (*)	---	2025,0	76677,6	546,5

CHAPA DE TOPO – GEOMETRIA TIPO 7



ACO – ASTM A36
PARAFUSOS – ASTM A325
SOLDA – E70XX

Série VS	espessura da chapa de topo	parafusos	FR1 (kN)	FR2 (kN)	FR3 (kN)	FC (kN)	M _{j,Rd} (kN cm)	V _{j,Rd} (kN)
450 x 59	19,0	φ=3/4"	200,5 (2)	221,7 (2)	139,9 (2)	641,2	20011,6	192,6
	22,4	φ=7/8"	274,4 (2)	304,6 (2)	62,2 (*)	641,2	24775,4	262,2
450 x 70	19,0	φ=3/4"	203,6 (2)	222,3 (2)	139,9 (2)	843,8	20099,8	192,6
	22,4	φ=7/8"	278,8 (2)	305,4 (2)	157,8 (*)	843,8	26866,8	262,2
	25,0	φ=1,0"	353,4 (2)	385,7 (2)	77,5 (*)	843,8	31515,7	342,0
450 x 83	22,4	φ=7/8"	278,8 (2)	306,0 (2)	157,2 (*)	1080,0	26743,9	262,2
	25,0	φ=1,0"	359,5 (2)	387,0 (2)	79,2 (*)	1080,0	31686,2	342,0
450 x 95	22,4	φ=7/8"	287,2 (2)	307,3 (2)	155,9 (*)	1282,5	27063,4	262,2
	25,0	φ=1,0"	363,9 (2)	388,1 (2)	75,1 (*)	1282,5	31795,6	342,0
500 x 61	19,0	φ=3/4"	200,5 (2)	221,7 (2)	150,8 (2)	641,2	23100,0	192,6
	22,4	φ=7/8"	274,4 (2)	304,6 (2)	62,2 (*)	641,2	27981,6	262,2
500 x 73	19,0	φ=3/4"	203,6 (2)	222,3 (2)	150,9 (2)	843,8	23208,0	192,6
	22,4	φ=7/8"	278,8 (2)	305,4 (2)	157,8 (*)	843,8	30576,6	262,2
	25,0	φ=1,0"	353,4 (2)	385,7 (2)	77,5 (*)	843,8	35598,8	342,0
500 x 86	19,0	φ=3/4"	207,1 (2)	223,0 (2)	150,6 (2)	1080,0	23314,8	192,6
	22,4	φ=7/8"	283,6 (2)	306,4 (2)	156,8 (*)	1080,0	30722,7	262,2
	25,0	φ=1,0"	359,5 (2)	387,0 (2)	76,2 (*)	1080,0	35799,6	342,0
500 x 97	19,0	φ=3/4"	209,7 (2)	223,7 (2)	150,2 (2)	1285,5	23383,0	192,6
	22,4	φ=7/8"	287,2 (2)	307,3 (2)	156,0 (*)	1282,5	30815,6	262,2
	25,0	φ=1,0"	363,9 (2)	388,1 (2)	75,1 (*)	1282,5	35913,4	342,0

CHAPA DE TOPO – GEOMETRIA TIPO 8

AÇO – ASTM A36
PARAFUSOS – ASTM A325
SOLDA – E70XX

Série VS	espessura da chapa de topo	parafusos	FR1 (kN)	FR2 (kN)	FR3 (kN)	FC (kN)	M _{j,Rd} (kN cm)	V _{j,Rd} (kN)
550 x 64	19,0	φ=3/4"	165,1 (1)	224,3 (2)	149,9 (2)	641,2	25018,6	192,6
	22,4	φ=7/8"	229,4 (1)	308,1 (2)	103,7 (*)	641,2	30207,9	262,2
550 x 75	19,0	φ=3/4"	171,5 (1)	225,2 (2)	149,5 (2)	843,8	25360,0	192,6
	22,4	φ=7/8"	238,4 (1)	309,4 (2)	153,8 (*)	843,8	33342,4	262,2
	25,0	φ=1"	297,0 (1)	390,7 (2)	72,5 (*)	843,8	37912,0	342,0
550 x 88	22,4	φ=7/8"	248,2 (2)	310,9 (2)	152,3 (*)	1080,0	33833,5	262,2
	25,0	φ=1"	309,1 (1)	392,6 (2)	70,7 (*)	1080,0	38543,6	342,9
	31,5	φ=1 1/4"	490,7 (1)	463,2 (*)	---	1080,0	50506,8	535,0
550 x 100	22,4	φ=7/8"	255,1 (1)	312,2 (2)	151,0 (*)	1282,5	34166,3	262,2
	25,0	φ=1"	317,4 (2)	394,2 (2)	69,0 (*)	1282,5	38975,2	342,0
	31,5	φ=1 1/4"	504,5 (1)	463,2 (*)	---	1282,5	50883,6	535,0
600 x 81	19,0	φ=3/4"	165,1 (1)	222,5 (2)	145,7 (2)	769,5	27470,6	192,6
	22,4	φ=7/8"	229,4 (1)	305,8 (2)	199,0 (2)	769,5	37877,5	262,2
	25,0	φ=1"	285,8 (1)	386,0 (2)	97,7 (*)	769,5	41796,0	342,0
600 x 95	22,4	φ=7/8"	238,4 (1)	307,1 (2)	198,4 (2)	1012,5	38404,1	262,2
	25,0	φ=1"	297,0 (1)	387,7 (2)	200,5 (*)	1012,5	46348,6	341,9
600 x 111	25,0	φ=1"	309,1 (1)	389,6 (2)	198,5 (*)	1296,0	47019,6	342,0
	31,5	φ=1 1/4"	490,7 (1)	588,2 (*)	---	1296,0	61426,1	535,0
600 x 125	25,0	φ=1"	317,8 (1)	391,3 (2)	196,9 (*)	1539,0	47476,2	342,0
	31,5	φ=1 1/4"	504,5 (1)	588,2 (*)	---	1539,0	62171,0	535,0
600 x 140	31,5	φ=1 1/4"	526,9 (2)	588,2 (*)	---	1814,4	63466,3	535,0
	37,5	φ=1 1/2"	753,3 (1)	588,2 (*)	---	1814,4	78642,8	546,5
600 x 152	31,5	φ=1 1/4"	530,6 (2)	588,2 (*)	---	2025,0	63560,0	535,0
	37,5	φ=1 1/2"	765,8 (2)	588,2 (*)	---	2025,0	79027,0	546,5

ANEXO

II

**DETERMINAÇÃO DO COMPRIMENTO EFETIVO DO FLANGE
DO PILAR**

Como abordado no capítulo 3, Zoetemeijer (1974) partindo de ensaios com ligações de perfis “T” parafusados ao flange de perfis “I” (figura A.II.1), que demonstraram mecanismos de colapso distintos A e B similares aos modos 1 e 2 observados em ligações “T-stub”, determina a máxima força de tração F_t para os respectivos modos de colapso partindo-se de modelos analíticos, fundamentados no comportamento observado nos ensaios.

Este anexo dedica-se à apresentação, em sua totalidade, da fundamentação teórica que possibilitou a aplicação da teoria de ligações “T-stub” à determinação da resistência à tração do flange do pilar nas ligações com chapa de topo.

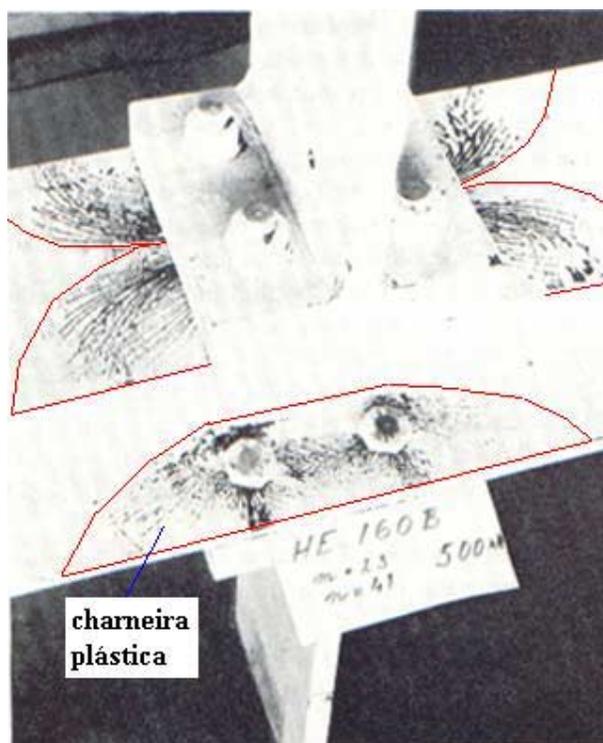


Figura A.II. 1 - Charneira plástica no flange do pilar

Mecanismo de Colapso A

Neste mecanismo de colapso, semelhante ao modo 1 para os “T-stubs”, as forças de alavanca atingem seu valor máximo ocasionando a formação da rótula plástica na linha de parafusos.

Duas são as incógnitas do problema, os ângulos α e β (figura A.II.2), constituindo-se na solução do problema a determinação do valor de α e β que geram a menor carga de colapso.

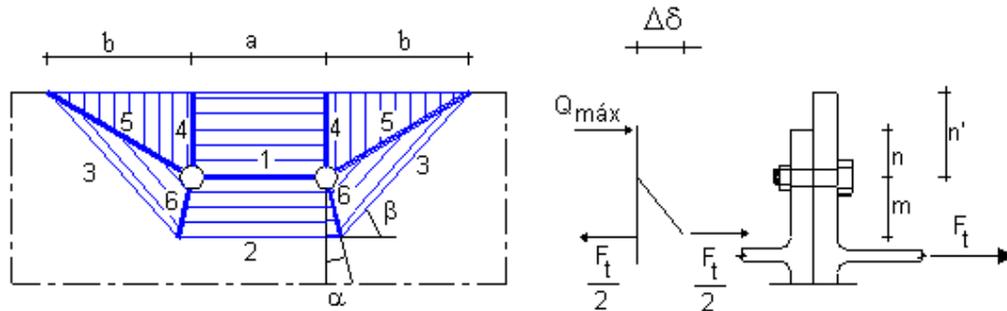


Figura A.II. 2 – Modelo analítico para o mecanismo de colapso A

O citado autor partindo-se do princípio da igualdade entre a energia interna de deformação (ΔE) e o trabalho efetuado pela força externa (ΔT), obtém a capacidade resistente à tração para o flange de um pilar, segundo o mecanismo de colapso A.

Supondo-se um deslocamento plástico $\Delta\delta$ da linha de parafusos em relação à linha de escoamento 1, determina-se a energia interna de deformação (ΔE) e o trabalho efetuado pela força (ΔT) como apresentado a seguir:

Energia Interna de Deformação

Linha de Escoamento 1

comprimento da linha de escoamento: a

rotação da linha de escoamento: $\frac{\Delta\delta}{m}$

energia de deformação: $\Delta E_1 = a \cdot \frac{\Delta\delta}{m} \cdot m_p$ A.II.1

Linha de Escoamento 2

comprimento da linha de escoamento: $a + 2m \cdot \text{tg}\alpha$

rotação da linha de escoamento: $\frac{\Delta\delta}{m}$

Linha de Escoamento 3

comprimento da linha de escoamento: $2 \cdot \frac{m+n'}{\text{sen } \beta}$

rotação da linha de escoamento: $\frac{\Delta\delta}{\frac{m}{\text{cos } \alpha} \cdot \text{cos}(\beta - \alpha)}$

energia de deformação: $\Delta E_3 = 2 \cdot \frac{m+n'}{\text{sen } \beta} \cdot \frac{\text{cos } \alpha}{\text{cos}(\beta - \alpha)}$ A.II.2

Linha de Escoamento 4

comprimento da linha de escoamento: $2n'$

rotação da linha de escoamento: $\frac{\Delta\delta}{b}$

energia de deformação: $\Delta E_4 = 2 \cdot \frac{n'}{b} \cdot \Delta\delta \cdot m_p$ A.II.3

Linha de Escoamento 5:

comprimento da linha de escoamento: $2 \cdot \sqrt{b^2 + n'^2} = 2l$

$$\varphi = \varphi_1 - \varphi_2 = \frac{\frac{s}{l} \cdot \Delta\delta}{y} - \frac{\Delta\delta - \frac{s}{l} \cdot \Delta\delta}{x} =$$

$$\varphi = \left(\frac{s}{l \cdot y} + \frac{s}{l \cdot x} - \frac{1}{x} \right) \cdot \Delta\delta \quad \text{onde :}$$

$$\frac{s}{y} = \frac{c}{\frac{m}{\text{cos } \alpha} \cdot \text{cos}(\beta - \alpha)}$$

rotação da linha de escoamento (fig. A.II.3):

$$\frac{s}{x} = \frac{b}{n'}$$

$$\frac{l}{x} = \frac{l^2}{b \cdot n'}$$

$$c = \left\{ \frac{c}{\text{cos } \alpha} \cdot \text{cos}(\beta - \alpha) + \frac{n'}{\text{cos } \beta} \right\} \cdot \cot g \beta$$

energia de deformação:
$$\Delta E_5 = 2 \left\{ \frac{\cot g \beta + \frac{n}{m} \cdot \cos \alpha}{\operatorname{sen} \beta \cdot \cos(\beta - \alpha)} - \frac{n'}{b} \right\} \cdot \Delta \delta \cdot m_p \quad \text{A.II.4}$$

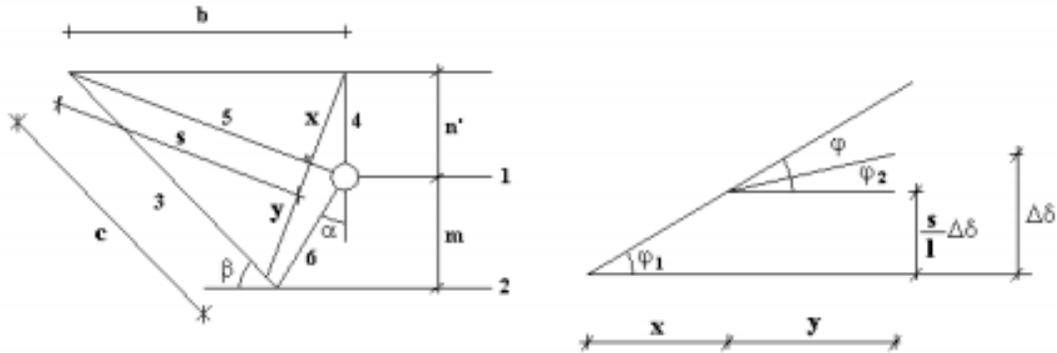
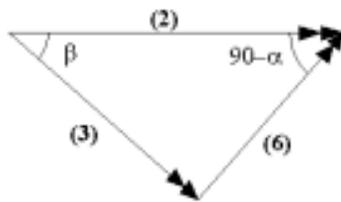


Figura A.II. 3 – Rotação da linha de escoamento 5

Linha de Escoamento 6

comprimento da linha de escoamento:
$$\frac{2m}{\cos \alpha}$$

rotação da linha de escoamento:



$$\rightarrow \frac{(3)}{\operatorname{sen}(90 - \alpha)} = \frac{(6)}{\operatorname{sen} \beta} \rightarrow (6) = \frac{\Delta \delta}{m} \cdot \frac{\operatorname{sen} \beta}{\cos(\beta - \alpha)}$$

energia de deformação:
$$\Delta E_6 = 2 \cdot \frac{m}{\cos \alpha} \cdot \frac{\Delta \delta}{m} \cdot \frac{\operatorname{sen} \beta}{\cos(\beta - \alpha)} \cdot m_p \quad \text{A.II.5}$$

A contribuição dos parafusos para a energia interna de deformação aqui, diferentemente do mecanismo de colapso B não é considerada, pois admite-se que estes estão sujeitos apenas a deformações elásticas.

Assim a energia total de deformação $\sum \Delta E_i$ é obtida pelo somatório da energia de deformação de cada linha de escoamento:

$$\sum_{i=1}^6 \Delta E_i = 2 \cdot \left\{ \begin{aligned} &\frac{a}{m} + \operatorname{tg} \alpha + \frac{m+n'}{m} \cdot \frac{\cos \alpha}{\operatorname{sen} \beta \cdot \cos(\beta-\alpha)} + \frac{n'}{b} + \cot g \beta + \\ &\frac{n'}{m} \cdot \frac{\cos \alpha}{\operatorname{sen} \beta \cdot \cos(\beta-\alpha)} - \frac{n'}{b} + \frac{\operatorname{sen} \beta}{\cos \alpha \cdot \cos(\beta-\alpha)} \end{aligned} \right\} \cdot \Delta \delta \cdot m_p$$

$$\sum_{i=1}^6 \Delta E_i = 2 \cdot \left\{ \begin{aligned} &\frac{a}{m} + \frac{m+2n'}{m} \cdot \frac{\cos \alpha}{\operatorname{sen} \beta \cdot \cos(\beta-\alpha)} + \operatorname{tg} \alpha + \cot g \beta \\ &+ \frac{\operatorname{sen} \beta}{\cos \alpha \cdot \cos(\beta-\alpha)} \end{aligned} \right\} \cdot \Delta \delta \cdot m_p \quad \text{A.II.6}$$

O trabalho efetuado pela força externa ΔT , é obtido multiplicando-se a força F_t pelo deslocamento plástico $\Delta \delta$ como a seguir:

$$\Delta T = F_t \cdot \Delta \delta \quad \text{A.II.7}$$

Igualando-se a energia total de deformação e o trabalho efetuado pela força externa obtém-se:

$$F_t \cdot \Delta \delta = 2 \cdot \left\{ \begin{aligned} &\frac{a}{m} + \frac{m+2n'}{m} \cdot \frac{\cos \alpha}{\operatorname{sen} \beta \cdot \cos(\beta-\alpha)} + \operatorname{tg} \alpha + \cot g \beta \\ &+ \frac{\operatorname{sen} \beta}{\cos \alpha \cdot \cos(\beta-\alpha)} \end{aligned} \right\} \cdot \Delta \delta \cdot m_p \quad \text{A.II.8}$$

Analisando-se a equação acima pode-se concluir que, minimizar F_t implica minimizar a parcela a direita da igualdade que por sua vez é função direta de α e β , assim minimizar F_t consiste atender às duas condições a seguir:

$$\frac{\partial \sum_{i=1}^6 \Delta E_i}{\partial \alpha} = 0 \quad \text{A.II.9}$$

$$\frac{\partial \sum_{i=1}^6 \Delta E_i}{\partial \beta} = 0 \quad \text{A.II.10}$$

Desenvolvendo as diferenciações (A.II.10 e A.II.11) obtém-se:

$$\frac{1}{\Delta\delta \cdot m_p} \cdot \frac{\partial \sum_{i=1}^6 \Delta E_i}{\partial \alpha} = \frac{m + 2n'}{m} \cdot \frac{-\operatorname{sen} \alpha \cdot \operatorname{sen} \beta \cdot \cos(\beta - \alpha) - \cos \alpha \cdot \operatorname{sen} \beta \cdot -\operatorname{sen}(\beta - \alpha) \cdot -1}{\operatorname{sen}^2 \beta \cdot \cos^2(\beta - \alpha)} + \frac{1}{\cos^2 \alpha} + \operatorname{sen} \beta \cdot \frac{-1}{\cos^2 \alpha \cdot \cos^2(\beta - \alpha)} \cdot \left\{ -\operatorname{sen} \alpha \cdot \cos(\beta - \alpha) - \right\} \left[\cos \alpha \cdot \operatorname{sen}(\beta - \alpha) \cdot -1 \right]$$

$$\frac{1}{\Delta\delta \cdot m_p} \cdot \frac{\partial \sum_{i=1}^6 \Delta E_i}{\partial \alpha} = \frac{m + 2n'}{m} \cdot \frac{-\operatorname{sen}^2 \beta \cdot (\operatorname{sen}^2 \alpha + \cos^2 \alpha)}{\operatorname{sen}^2 \beta \cdot \cos^2(\beta - \alpha)} + \frac{1}{\cos^2 \alpha} + \frac{2 \operatorname{sen} \alpha \cdot \cos \alpha \cdot \operatorname{sen} \beta \cdot \cos \beta + \operatorname{sen}^2 \beta \cdot (\operatorname{sen}^2 \alpha - \cos^2 \alpha)}{\cos^2 \alpha \cdot \cos^2(\beta - \alpha)}$$

$$\frac{1}{\Delta\delta \cdot m_p} \cdot \frac{\partial \sum_{i=1}^6 \Delta E_i}{\partial \alpha} = -\frac{m + 2n'}{m} \cdot \frac{1}{\cos^2(\beta - \alpha)} + \frac{1}{\cos^2 \alpha} + \frac{\frac{1}{2} \operatorname{sen} 2\alpha \cdot \operatorname{sen} 2\beta + \operatorname{sen}^2 \beta \cdot -\cos 2\alpha}{\cos^2 \alpha \cdot \cos^2(\beta - \alpha)}$$

$$\frac{1}{\Delta\delta \cdot m_p} \cdot \frac{\partial \sum_{i=1}^6 \Delta E_i}{\partial \alpha} = -\frac{m + 2n'}{m} \cdot \frac{1}{\cos^2(\beta - \alpha)} + \frac{\frac{1}{2} + \frac{1}{2} \cos 2(\beta - \alpha) + \frac{1}{2} \cos(2\alpha - 2\beta) - \frac{1}{2} \cos 2\alpha}{\cos^2 \alpha \cdot \cos^2(\beta - \alpha)}$$

$$\frac{1}{\Delta\delta \cdot m_p} \cdot \frac{\partial \sum_{i=1}^6 \Delta E_i}{\partial \alpha} = -\frac{m + 2n'}{m} \cdot \frac{1}{\cos^2(\beta - \alpha)} + \frac{\cos 2(\beta - \alpha) + \operatorname{sen}^2 \alpha}{\cos^2 \alpha \cdot \cos^2(\beta - \alpha)} = 0 \quad \text{A.II.11}$$

$$\frac{1}{\Delta\delta \cdot m_p} \cdot \frac{\partial \sum_{i=1}^6 \Delta E_i}{\partial \beta} = \frac{m + 2n'}{m} \cdot \cos \alpha \cdot \frac{-1}{\operatorname{sen}^2 \beta \cdot \cos^2(\beta - \alpha)} \cdot \left\{ \cos \beta \cdot \cos(\beta - \alpha) + \operatorname{sen} \beta \cdot \right\} \left[-\operatorname{sen}(\beta - \alpha) \right] - \frac{1}{\operatorname{sen}^2 \beta} + \frac{\cos \beta \cdot \cos \alpha \cdot \cos(\beta - \alpha) - \operatorname{sen} \beta \cdot \cos \alpha \cdot -\operatorname{sen}(\beta - \alpha)}{\cos^2 \alpha \cdot \cos^2(\beta - \alpha)}$$

$$\frac{1}{\Delta\delta \cdot m_p} \cdot \frac{\partial \sum_{i=1}^6 \Delta E_i}{\partial \beta} = \frac{m + 2n'}{m} \cdot \frac{\cos^2 \alpha (\operatorname{sen}^2 \beta - \cos^2 \beta) - 2 \operatorname{sen} \alpha \cdot \cos \alpha \cdot \operatorname{sen} \beta \cdot \cos \beta}{\operatorname{sen}^2 \beta \cdot \cos^2(\beta - \alpha)} - \frac{1}{\operatorname{sen}^2 \beta} + \frac{\cos^2 \alpha (\cos^2 \beta + \operatorname{sen}^2 \beta)}{\cos^2 \alpha \cdot \cos^2(\beta - \alpha)}$$

$$\frac{1}{\Delta\delta \cdot m_p} \cdot \frac{\partial \sum_{i=1}^6 \Delta E_i}{\partial \beta} = \frac{m + 2n'}{m} \cdot \frac{\operatorname{sen}^2 \beta - \cos^2(\beta - \alpha)}{\operatorname{sen}^2 \beta \cdot \cos^2(\beta - \alpha)} + \frac{\operatorname{sen}^2 \beta - \cos^2(\beta - \alpha)}{\operatorname{sen}^2 \beta \cdot \cos^2(\beta - \alpha)} = 0$$

$$\frac{1}{\Delta\delta \cdot m_p} \cdot \frac{\partial \sum_{i=1}^6 \Delta E_i}{\partial \beta} = \frac{2m + 2n'}{m} \cdot \frac{\text{sen}^2 \beta - \cos^2(\beta - \alpha)}{\text{sen}^2 \beta \cdot \cos^2(\beta - \alpha)} = 0 \quad \text{A.II.12}$$

Analisando-se a figura A.II.2 pode-se concluir que, para toda e qualquer situação as duas condições apresentadas abaixo mostram-se verdadeiras:

$$\cos^2 \alpha \cdot \cos^2(\beta - \alpha) \neq 0 \quad \text{A.II.13}$$

$$\text{sen}^2 \beta \cdot \cos^2(\beta - \alpha) \neq 0 \quad \text{A.II.14}$$

Aplicando-se respectivamente a condição (A.II.14) em (A.II.12) e (A.II.15) em (A.II.13) obtém-se:

$$\frac{m + 2n'}{m} = \frac{\cos 2(\beta - \alpha) + \text{sen}^2 \alpha}{\cos^2 \alpha} = \frac{2 \text{sen}^2 \beta}{\cos^2 \alpha} - 1 \quad \rightarrow \quad \cos \alpha = \frac{\text{sen} \beta}{\sqrt{\frac{m + n'}{m}}} \quad \text{A.II.15}$$

$$\text{sen}^2 \beta = \cos^2(\beta - \alpha) \quad \rightarrow \quad \text{sen} \beta = \cos \beta \cdot \cos \alpha + \text{sen} \beta \cdot \text{sen} \alpha \quad \text{A.II.16}$$

Desta maneira substituindo (II.16) em (A.II.17) vem:

$$\text{sen} \beta \cdot \left(1 - \sqrt{1 - \frac{\text{sen}^2 \beta}{\frac{m + n'}{m}}} \right) = \cos \beta \cdot \frac{\text{sen} \beta}{\sqrt{\frac{m + n'}{m}}} \quad \rightarrow \quad \cos \beta = \frac{1}{2 \cdot \sqrt{\frac{m + n'}{m}}} \quad \text{A.II.17}$$

Substituindo (A.II.18) em $\cos^2 \beta + \text{sen}^2 \beta = 1$ obtém-se:

$$\text{sen} \beta = \sqrt{1 - \frac{m}{4 \cdot (m + n')}} \quad \text{A.II.18}$$

Então de (A.II.19) em (A.II.16) vem:

$$\cos \alpha = \frac{\sqrt{4m^2 + 4mn' - m^2}}{2m + 2n'} \quad \text{A.II.19}$$

Assim igualmente de (A.II.20) em $\cos^2\alpha + \sin^2\alpha = 1$ obtém-se:

$$\sin \alpha = \frac{\sqrt{4mn' + 4n'^2 + m^2}}{2m + 2n'} \quad \text{A.II.20}$$

Conhecidos os valores de α e β pode-se então determinar a energia de deformação total (A.II.7) que posteriormente substituída em (A.II.9) fornece:

$$F_t \cdot \Delta\delta = 2 \cdot \left(\frac{a}{m} + \frac{6m + 8n'}{\sqrt{3m^2 + 4n'm}} \right) \cdot m_p \cdot \Delta\delta$$

$$F_t \cdot m = 2 \cdot \left(a + \frac{6m + 8n'}{\sqrt{3 + \frac{4n'}{m}}} \right) \cdot m_p \quad \text{A.II.21}$$

Segundo Zoetemeijer (1974) para valores práticos de m e n' a equação (A.II.22) pode ser aproximada por:

$$F_t \cdot m = 4 \cdot (a + 4m + 1,25n') \cdot m_p \quad \text{A.II.22}$$

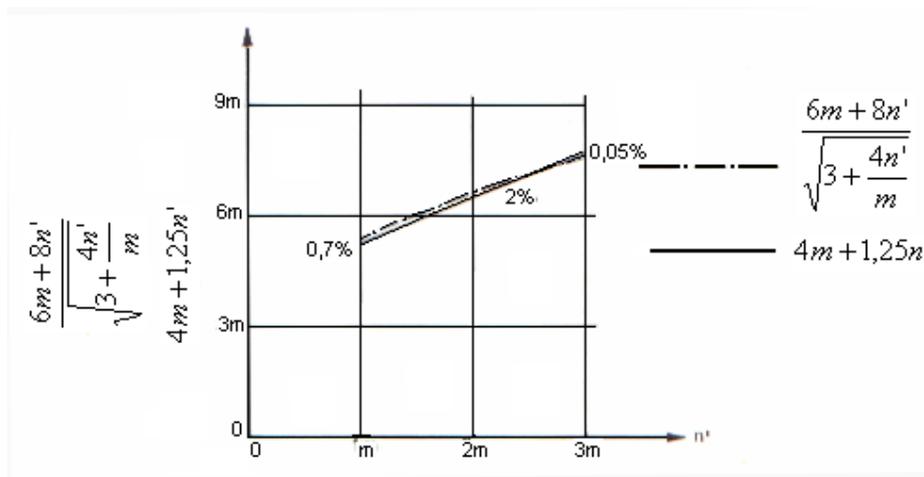


Figura A.II. 4–Diferença entre $\frac{6m + 8n'}{\sqrt{3 + \frac{4n'}{m}}}$ e $4m + 1,25n'$ para valores práticos de m e

n'

Mecanismo de Colapso B

Neste mecanismo de colapso semelhante ao modo 2 para os “T-stub”, admite-se a formação da rótula plástica na interseção do flange com a alma e simultaneamente, a ruptura dos parafusos.

Igualmente ao mecanismo de colapso A, duas são as incógnitas do problema, os ângulos α e β (figura A.II.5), constituindo-se a solução do problema, a determinação do valor de α e β que geram a menor carga de colapso.

Os princípios adotados para a obtenção de F_t são os mesmos aplicados na obtenção da capacidade resistente do flange do pilar segundo o mecanismo de colapso A.

Igualmente, determina-se a energia interna de deformação e a partir do princípio da igualdade entre o trabalho realizado pelas forças internas e externas obtém-se a capacidade resistente segundo o mecanismo de colapso B como apresentado a seguir.

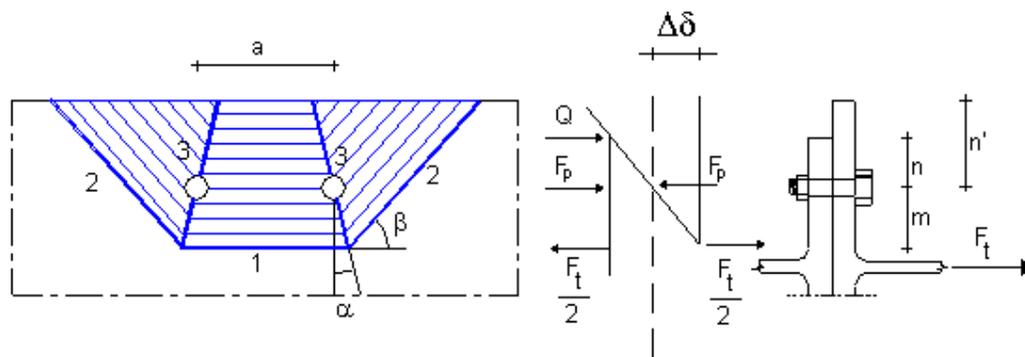


Figura A.II. 5 - Modelo analítico para o mecanismo de colapso B

Energia Interna de Deformação

Linha de Escoamento 1

comprimento da linha de escoamento : $a + 2m \cdot tg\alpha$

rotação da linha de escoamento : $\frac{\Delta\delta}{m}$

energia de deformação : $\Delta E_1 = (a + 2m \cdot \operatorname{tg}\alpha) \cdot \frac{\Delta\delta}{m} \cdot m_p$ A.II.23

Linha de Escoamento 2

comprimento da linha de escoamento: $2 \cdot \frac{m + n'}{\operatorname{sen} \beta}$

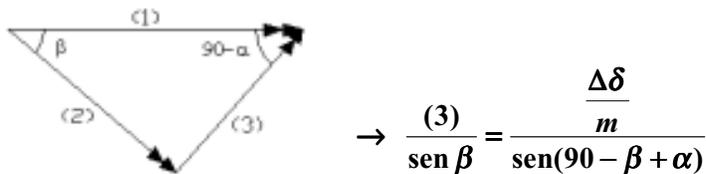
rotação da linha de escoamento: $\frac{\Delta\delta}{\cos \alpha} \cdot \cos(\beta - \alpha)$

energia de deformação : $\Delta E_2 = 2 \cdot \frac{m + n'}{\operatorname{sen} \beta} \cdot \frac{\cos \alpha}{\cos(\beta - \alpha)} \cdot \frac{\Delta\delta}{m} \cdot m_p$ A.II.24

Linha de Escoamento 3

comprimento da linha de escoamento: $2 \cdot \frac{m + n'}{\cos \alpha}$

rotação da linha de escoamento:



energia de deformação: $\Delta E_3 = 2 \cdot \frac{m + n'}{m} \cdot \frac{\operatorname{sen} \beta}{\cos(\beta - \alpha) \cdot \cos \alpha} \cdot \Delta\delta \cdot m_p$ A.II.25

Parafusos

A contribuição da força nos parafusos na energia interna de deformação, é obtida multiplicando-se a força solicitante pelo alongamento dos parafusos.

$$\text{alongamento dos parafusos: } \frac{\Delta\delta}{m} \cdot n$$

$$\text{energia interna de deformação: } \Delta E_4 = \sum F_p \cdot \frac{\Delta\delta}{m} \cdot n \quad \text{A.II.26}$$

Assim a energia total de deformação $\sum \Delta E_i$ é obtida pelo somatório da energia de deformação de cada linha de escoamento:

$$\sum_{i=1}^4 \Delta E_i = \left[\left\{ a + 2m \cdot \text{tg}\alpha + 2(m+n') \frac{\cos\alpha}{\text{sen}\beta \cdot \cos(\beta-\alpha)} + \left\{ m_p + \sum F_p \cdot n \right\} \cdot \frac{\Delta\delta}{m} \right. \right. \\ \left. \left. \left\{ 2(m+n) \frac{\text{sen}\beta}{\cos(\beta-\alpha) \cdot \cos\alpha} \right\} \right. \right] \quad \text{A.II.27}$$

O trabalho efetuado pela força externa ΔT , é obtido multiplicando-se a força F_t pelo deslocamento plástico $\Delta\delta$ como a seguir:

$$\Delta T = F_t \cdot \frac{m+n}{m} \cdot \Delta\delta \quad \text{A.II.28}$$

Igualando-se a energia total de deformação e o trabalho efetuado pela força externa obtém-se:

$$F_t \cdot (m+n) = \left[\left\{ a + 2m \cdot \text{tg}\alpha + 2(m+n') \frac{\cos\alpha}{\text{sen}\beta \cdot \cos(\beta-\alpha)} + \left\{ m_p + \sum F_p \cdot n \right\} \right. \right. \\ \left. \left. \left\{ 2(m+n) \frac{\text{sen}\beta}{\cos(\beta-\alpha) \cdot \cos\alpha} \right\} \right. \right] \\ F_t \cdot (m+n) = \left\{ a + 2m \cdot \text{tg}\alpha + 2(m+n') \frac{\cos^2\alpha + \text{sen}^2\beta}{\cos\alpha \cdot \text{sen}\beta \cdot \cos(\beta-\alpha)} \right\} m_p + \sum F_p \cdot n \quad \text{A.II.29}$$

Analisando-se a equação (A.II.30) pode-se concluir que, minimizar F_t implica minimizar a parcela a direita da igualdade que por sua vez é função direta de α e β assim, minimizar F_t consiste atender as duas condições a seguir:

$$\frac{\partial \sum_{i=1}^6 \Delta E_i}{\partial \alpha} = 0 \quad \text{A.II.30}$$

$$\frac{\partial \sum_{i=1}^6 \Delta E_i}{\partial \beta} = 0 \quad \text{A.II.31}$$

Desenvolvendo as diferenciais (A.II.31 e A.II.32) obtém-se respectivamente:

$$\frac{m}{\Delta\delta \cdot m_p} \cdot \frac{\partial \sum_{i=1}^4 \Delta E_i}{\partial \alpha} = \frac{2m}{\cos^2 \alpha} + 2(m+n') \left[\frac{2 \cos \alpha \cdot -\operatorname{sen} \alpha \cdot \cos \alpha \cdot \operatorname{sen} \beta \cdot \cos(\beta - \alpha)}{\cos^2 \alpha \cdot \operatorname{sen}^2 \beta \cdot \cos^2(\beta - \alpha)} - \left(\cos^2 \alpha + \frac{-\operatorname{sen} \alpha \cdot \operatorname{sen} \beta \cdot \cos(\beta - \alpha) - \cos \alpha \cdot \operatorname{sen} \beta \cdot \operatorname{sen}(\beta - \alpha) \cdot -1}{\operatorname{sen}^2 \beta} \right) \frac{1}{\cos^2 \alpha \cdot \operatorname{sen}^2 \beta \cdot \cos^2(\beta - \alpha)} \right]$$

$$\frac{m}{\Delta\delta \cdot m_p} \cdot \frac{\partial \sum_{i=1}^4 \Delta E_i}{\partial \alpha} = \frac{2m \cdot \cos^2(\beta - \alpha) - 2(m+n') \left\{ -\cos^2 \alpha (\operatorname{sen}^2 \alpha + \cos^2 \alpha) + 2 \operatorname{sen} \alpha \cdot \cos \alpha \cdot \operatorname{sen} \beta \cdot \cos \beta \right\}}{\cos^2 \alpha \cdot \cos^2(\beta - \alpha)} + \frac{-2(m+n') \cdot (\operatorname{sen}^2 \alpha - \cos^2 \alpha) \operatorname{sen}^2 \beta}{\cos^2 \alpha \cdot \cos^2(\beta - \alpha)}$$

$$\frac{m}{\Delta\delta \cdot m_p} \cdot \frac{\partial \sum_{i=1}^4 \Delta E_i}{\partial \alpha} = 2m \cdot \frac{\cos^2(\beta - \alpha) - \frac{m+n'}{m} \{ \operatorname{sen}^2(\alpha - \beta) + \cos 2\alpha \}}{\cos^2 \alpha \cdot \cos^2(\beta - \alpha)} = 0 \quad \text{A.II.32}$$

$$\frac{m}{\Delta\delta \cdot m_p} \cdot \frac{\partial \sum_{i=1}^4 \Delta E_i}{\partial \beta} = 2(m+n') \left[\frac{2 \operatorname{sen} \beta \cdot \cos \beta \cdot \cos \alpha \cdot \operatorname{sen} \beta \cdot \cos(\beta - \alpha)}{\cos^2 \alpha \cdot \operatorname{sen}^2 \beta \cdot \cos^2(\beta - \alpha)} - \frac{\left((\cos^2 \alpha + \operatorname{sen}^2 \beta) \cdot \cos \alpha \cdot \cos \beta \cdot \cos(\beta - \alpha) - \operatorname{sen} \beta \cdot \operatorname{sen}(\beta - \alpha) \right)}{\cos^2 \alpha \cdot \operatorname{sen}^2 \beta \cdot \cos^2(\beta - \alpha)} \right]$$

$$\frac{m}{\Delta\delta \cdot m_p} \cdot \frac{\partial \sum_{i=1}^4 \Delta E_i}{\partial \beta} = 2(m+n') \frac{\operatorname{sen}^2 \beta \cdot \cos\{\beta - (\beta - \alpha)\} - \cos^2 \alpha \cdot \cos\{\beta + (\beta - \alpha)\}}{\cos^2 \alpha \cdot \operatorname{sen}^2 \beta \cdot \cos^2(\beta - \alpha)}$$

$$\frac{m}{\Delta\delta \cdot m_p} \cdot \frac{\partial \sum_{i=1}^4 \Delta E_i}{\partial \beta} = 2(m+n') \frac{\operatorname{sen}^2 \beta \cdot \cos \alpha - \cos^2 \alpha \cdot \cos(2\beta - \alpha)}{\cos^2 \alpha \cdot \operatorname{sen}^2 \beta \cdot \cos^2(\beta - \alpha)} = 0 \quad \text{A.II.33}$$

Analisando-se a figura I.5 pode-se concluir que, para toda e qualquer situação as duas condições apresentadas abaixo mostram-se verdadeiras:

$$\cos^2 \alpha \cdot \cos^2(\beta - \alpha) \neq 0 \quad \text{A.II.34} \quad \cos \alpha \cdot \sin^2 \beta \cdot \cos^2(\beta - \alpha) \neq 0 \quad \text{A.II.35}$$

Aplicando-se respectivamente a condição (A.II.35) em (A.II.33) e (A.II.36) em (A.II.34) obtém-se:

$$\cos^2(\beta - \alpha) = \frac{m + n'}{m} \{ \sin^2(\alpha - \beta) + \cos 2\alpha \} \quad \text{A.II.36}$$

$$\sin^2 \beta = \cos \alpha \cdot \cos(2\beta - \alpha) \quad \text{A.II.37}$$

Desenvolvendo-se (A.II.38) obtém-se:

$$\sin^2 \beta = \cos \alpha \cdot \cos 2\beta \cdot \cos \alpha + \cos \alpha \cdot \sin \beta \cdot \sin \alpha$$

$$\frac{1}{2}(1 - \cos 2\beta) = \cos^2 \alpha \cdot \cos 2\beta + \cos \alpha \cdot \sin \alpha \cdot \sin 2\beta$$

$$\frac{1}{2} = \left(\cos^2 \alpha + \frac{1}{2} \right) \cos 2\beta + \frac{1}{2} \sin 2\alpha \cdot \sin 2\beta$$

$$\frac{1}{2} = \frac{1}{2} \cos 2\beta + \frac{1}{2} \cos 2\beta + \frac{1}{2} \cos 2\alpha \cdot \cos 2\beta + \frac{1}{2} \sin 2\alpha \cdot \sin 2\beta$$

$$1 = 2 \cos 2\beta + \cos 2(\alpha - \beta)$$

$$\cos 2(\alpha - \beta) + 2 \cos 2\beta - 1 = 0$$

$$1 - 2 \sin^2(\alpha - \beta) + 2 \cos 2\beta - 1 = 0$$

$$\sin^2(\alpha - \beta) = \cos 2\beta \quad \text{A.II.38}$$

Substituindo (A.II.39) em (A.II.37) tem-se:

$$\cos^2(\beta - \alpha) = \frac{m + n'}{m} \{ \cos 2\beta + \cos 2\alpha \} = 2 \frac{m + n'}{m} \cos(\alpha + \beta) \cdot \cos(\alpha - \beta)$$

$$\cos(\beta - \alpha) = 2 \frac{m + n'}{m} \cos(\alpha + \beta)$$

$$\cot g\beta = \frac{3m + 2n'}{m + 2n'} \cdot \operatorname{tg}\alpha \quad \text{A.II.39}$$

Aplicando-se (A.II.40) em (A.II.34) obtém-se:

$$\operatorname{tg}\alpha = \frac{m + 2n'}{\sqrt{7m^2 + 12mn' + 4n'^2}} \quad \text{A.II.40}$$

Rescrevendo (A.II.30) como função apenas de $\operatorname{tg} \alpha$ obtém-se o valor da máxima capacidade resistente para o mecanismo de colapso B.

$$F_t \cdot (m + n) = \left\{ a + 2\sqrt{7m^2 + 12mn' + 4n'^2} \right\} \cdot m_p + \sum F_p \cdot n \quad \text{A.II.41}$$

Segundo Zoetemeijer (1974) para valores práticos de m e n' a equação (A.II.42) pode ser aproximada por:

$$F_t \cdot (m + n) = \{ a + 5,5m + 4n' \} \cdot m_p + \sum F_p \cdot n \quad \text{A.II.42}$$

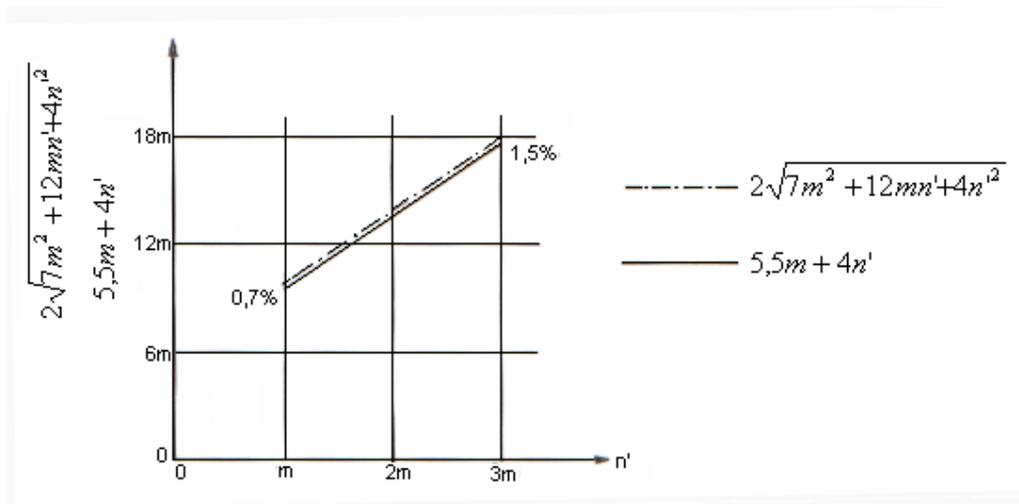


Figura A.II. 6 – Diferenças entre $2\sqrt{7m^2 + 12mn' + 4n'^2}$ e $5,5m + 4n'$ para valores práticos de m e n'

ANEXO

III

DETERMINAÇÃO MATEMÁTICA DO VALOR DE ALFA (α)

Este anexo apresenta as informações necessárias para a determinação matemática do valor de alfa (α), usado na determinação da capacidade resistente à tração de linhas de parafusos contidas em regiões enrijecidas.

As fórmulas apresentadas a seguir foram determinadas a partir de aproximações de resultados experimentais onde, o valor de alfa (α) depende fundamentalmente de fatores geométricos λ_1 e λ_2 .

Substituindo-se λ_1 e λ_2 nas fórmulas F1, F2, F3, F4 e F5 dadas abaixo, determina-se alfa satisfazendo-se uma das condicionais apresentadas a seguir:

Declarações Condicionais
1. Se $\lambda_1 \leq F1$ então, $\alpha = 2\pi$
2. Se $\lambda_1 \geq F2$ então, $\alpha = 4,45$
3. Se $F1 < \lambda_1 \leq F2$ então,
(a) Se $\lambda_2 \geq 0,45$ então, $\alpha = F3 \leq 2\pi$
(b) Se $(0,2768\lambda_1 + 0,14) \leq \lambda_2 \geq 0,45$ então, $\alpha = F4 \leq 2\pi$
(c) Se $(1,2971\lambda_1 - 0,7782) \leq \lambda_2 \geq (0,2768\lambda_1 + 0,14)$ então, $\alpha = F5 \leq 2\pi$
(c) Se $\lambda_2 < (1,2971\lambda_1 - 0,7782)$ então, $\alpha = F6 \leq 2\pi$

Fórmulas:

$$F1 = 0,99477448 - 2,45848503 \cdot \lambda_2 + 3,15497168 \cdot \lambda_2^2 - 2,23017434 \cdot \lambda_2^3 + 0,52850212 \cdot \lambda_2^4$$

$$F2 = 1,04213142 - 0,85759182 \cdot \lambda_2 + 1,15828063 \cdot \lambda_2^2 - 0,79910192 \cdot \lambda_2^3 + 0,21398139 \cdot \lambda_2^4$$

A tabela A.III.1 apresenta o valor dos coeficientes para as fórmulas F3, F4, F5 e F6.

Tabela A.III. 1 – Valor dos coeficientes para as fórmulas F3, F4, F5 e F6

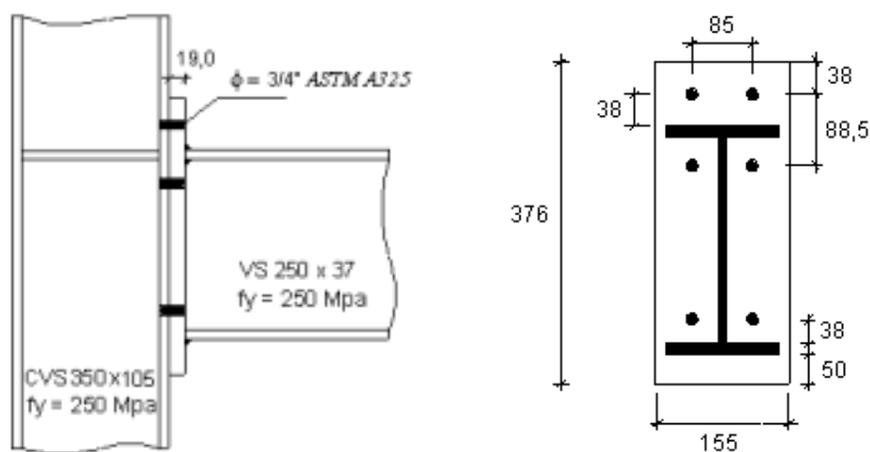
	F3	F4	F5	F6
constante	8,130283	1,245666	-86,505200	-226,979097
λ_1	4,488295	39,333003	478,588870	1095,760732
λ_2	-3,441231	-3,580332	79,430092	-12,1186777
λ_1^2	-16,699661	-55,940605	-935,102794	-1848,467314
λ_2^2	4,657641	40,544568	-329,854733	717,104423
$\lambda_1 \cdot \lambda_2$	-6,802532	-55,343570	-68,228567	-264,307024
λ_1^3	8,747474	21,049463	809,056164	1369,007748
λ_2^3	-1,197675	-33,001768	531,672952	-2120,516058
$\lambda_1 \cdot \lambda_2^2$	-1,227359	2,792410	252,193252	-69,105002
$\lambda_1^2 \cdot \lambda_2$	8,318217	44,062493	-44,242644	195,697905
λ_1^4	0,0	0,0	-254,659837	-381,685783
λ_2^4	0,0	0,0	-605,622885	2562,146768

ANEXO

IV

**DIMENSIONAMENTO DO MODELO 3 – VIGA VS 250 x
37 E PILAR CVS 350 x 105**

**A.IV. Dimensionamento do Modelo 3 – Viga VS 250 x37 e Pilar CVS 105 x 105
(Protótipo CT1B-6)**



CVS 350 x 105	$h_c = 350 \text{ mm}$	$b_{fc} = 250 \text{ mm}$	$t_{wc} = 12,5 \text{ mm}$	$t_{fc} = 19,0 \text{ mm}$
VS 250 x 37	$h_v = 250 \text{ mm}$	$b_{fv} = 130 \text{ mm}$	$t_{wv} = 6,3 \text{ mm}$	$t_{fv} = 12,5 \text{ mm}$
Chapa de Topo	$b_{ch} = 155 \text{ mm}$	$t_{ch} = 19,0 \text{ mm}$		

Especificação das soldas

Solda entre a alma da viga chapa de topo	$s_{wv} = 6,0 \text{ mm}$ (solda de filete)
Solda entre as mesas e a chapa de topo	$s_{wf} = 12,5 \text{ mm}$ (solda de penetração total)
Solda de composição do pilar	$s_{wc} = 10 \text{ mm}$ (solda de filete)

Geometria da Ligação	
Pilar	$m_c = \frac{85}{2} - \frac{12,5}{2} - 0,8 \cdot 10 = 28,25 \text{ mm}$ $e_c = \frac{250}{2} - \frac{85}{2} = 82,5 \text{ mm}$ $n_c = \min(35; 82,5; 1,25 \cdot 28,25) = 35 \text{ mm}$
Viga	$m_v = \frac{85}{2} - \frac{6,3}{2} - 0,8 \cdot 6 = 34,55 \text{ mm}$ $e_v = \frac{155}{2} - \frac{85}{2} = 35 \text{ mm}$ $n_v = \min(35; 82,5; 1,25 \cdot 34,55) = 35 \text{ mm}$
Chapa de Topo	$m_x = 38 \text{ mm}$ $e_x = 38 \text{ mm}$ $n_c = \min(38; 1,25 \cdot 38) = 38 \text{ mm}$

A.IV.1 - Resistência Potencial das Linhas de Parafusos

A.IV.1.1 - Linha 1

A.IV.1.1.1 - Flexão do Flange do Pilar

- Determinação do Comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente

$$L_i = 2\pi \cdot m_c = 2 \cdot \pi \cdot 28,25 = 177,41 \text{ mm}$$

$$L_{ii} = 4 \cdot m_c + 1,25 \cdot e_c = 4 \cdot 28,25 + 1,25 \cdot 82,5 = 216,13 \text{ mm}$$

$$L_{eff} = \text{Min}\{L_i, L_{ii}\} = 177,41 \text{ mm} \text{ (ver tabela 4.3)}$$

- Momento de Cálculo do Perfil “T” Equivalente

$$M_n = \frac{L_{eff} \cdot t_{fc}^2 \cdot f_y}{5,33} = \frac{177,41 \cdot 19^2 \cdot 250 \cdot 10^{-3}}{5,33} = 3003,99 \text{ kN mm}$$

- Capacidade Resistente à Tração dos Parafusos

$$F_p = \phi_t \cdot 0,75 \cdot A_p \cdot f_{up} = 0,75 \cdot 0,75 \cdot 285 \cdot 825 \cdot 10^{-3} = 132,26 \text{ kN}$$

- Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3

Modo 1 - Escoamento total do flange do pilar ou da chapa de topo

$$P_r = \frac{4M_n}{m_c} = \frac{4 \cdot 3003,99}{28,25} = 425,34 \text{ kN}$$

Modo 2 - Escoamento do flange do pilar ou da chapa de topo com simultânea ruptura dos parafusos

$$P_r = \frac{2M_n + n_c \cdot (\sum F_p)}{m_c + n_c} = \frac{2 \cdot 3003,99 + 35 \cdot 2 \cdot 132,26}{28,25 + 35} = 241,36 \text{ kN}$$

Modo 3 – Colapso dos Parafusos

$$P_r = \sum F_p = 2 \cdot 132,26 = 264,52 \text{ kN}$$

IV.1.1.2 - Verificação da Tração na Alma do Pilar

$$b_{eff,wt} = \frac{g}{2} \cdot 1,73 \cdot 2 = 85 \cdot 1,73 = 147,05 \text{ mm}$$

$$P_r = \phi \cdot b_{eff,wt} \cdot t_w \cdot f_y = 0,9 \cdot 147,05 \cdot 12,5 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 413,58 \text{ kN}$$

IV.1.1.3 - Flexão da Chapa de Topo

- Determinação do Comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente

$$L_v = \frac{b_{ch}}{2} = \frac{155}{2} = 77,5 \text{ mm}$$

$$L_{vi} = 2m_x + 0,625e_x + \frac{g}{2} = 2 \cdot 38 + 0,625 \cdot 38 + \frac{85}{2} = 142,25 \text{ mm}$$

$$L_{vii} = 2m_x + 0,625e_x + e_v = 2 \cdot 38 + 0,625 \cdot 38 + 35 = 134,75 \text{ mm}$$

$$L_{viii} = 4m_x + 1,25e_x = 4 \cdot 38 + 1,25 \cdot 38 = 199,5 \text{ mm}$$

$$L_{ix} = 2 \cdot \pi \cdot m_x = 2\pi \cdot 38 = 238,64 \text{ mm}$$

$$L_{eff} = \text{Min}\{L_v, L_{vi}, L_{vii}, L_{viii}, L_{ix}\} = 77,5 \text{ mm (ver tabela 4.3)}$$

- Momento de Cálculo do Perfil “T” Equivalente

$$M_n = \frac{L_{eff} \cdot t_{fc}^2 \cdot f_y}{5,33} = \frac{77,5 \cdot 19,0^2 \cdot 250 \cdot 10^{-3}}{5,33} = 1312,27 \text{ kN mm}$$

- Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3

Modo 1 - Escoamento total do flange do pilar ou da chapa de topo

$$P_r = \frac{4M_n}{m_x} = \frac{4 \cdot 1312,27}{38} = 138,13 \text{ kN}$$

Modo 2 - Escoamento do flange do pilar ou da chapa de topo com simultânea ruptura dos parafusos

$$P_r = \frac{2M_n + n_x \cdot (\sum F_p)}{m_x + n_x} = \frac{2 \cdot 1312,27 + 38 \cdot 2 \cdot 132,26}{38 + 38} = 166,79 \text{ kN}$$

Modo 3 – Colapso dos Parafusos

$$P_r = \sum F_p = 2 \cdot 132,26 = 264,52 \text{ kN}$$

IV.1.2 - Linha 2

IV.1.2.1 - Flexão do Flange do Pilar

- Determinação do Comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente

$$L_i = 2\pi \cdot m_c = 2 \cdot \pi \cdot 28,25 = 177,41 \text{ mm}$$

$$L_{ii} = 4 \cdot m_c + 1,25 \cdot e_c = 4 \cdot 28,25 + 1,25 \cdot 82,5 = 216,125 \text{ mm}$$

$$L_{eff} = \text{Min}\{L_i, L_{ii}\} = 177,41 \text{ mm (ver tabela 4.3)}$$

- Momento de Cálculo do Perfil “T” Equivalente

$$M_n = \frac{L_{eff} \cdot t_{fc}^2 \cdot f_y}{5,33} = \frac{177,41 \cdot 19^2 \cdot 250 \cdot 10^{-3}}{5,33} = 3003,99 \text{ kN mm}$$

- Capacidade Resistente à Tração dos Parafusos

$$F_p = \phi_t \cdot 0,75 \cdot A_p \cdot f_{up} = 0,75 \cdot 0,75 \cdot 285 \cdot 825 \cdot 10^{-3} = 132,26 \text{ kN}$$

- Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3

Modo 1 - Escoamento total do flange do pilar ou da chapa de topo

$$P_r = \frac{4M_n}{m_c} = \frac{4 \cdot 3003,99}{28,25} = 425,34 \text{ kN}$$

Modo 2 - Escoamento do flange do pilar ou da chapa de topo com simultânea ruptura dos parafusos

$$P_r = \frac{2M_n + n_c \cdot (\sum F_p)}{m_c + n_c} = \frac{2 \cdot 3003,99 + 35 \cdot 2 \cdot 132,26}{28,25 + 35} = 241,36 \text{ kN}$$

Modo 3 – Colapso dos Parafusos

$$P_r = \sum F_p = 2 \cdot 132,26 = 264,52 \text{ kN}$$

IV.1.2.2 – Verificação da Tração na Alma do Pilar

$$b_{eff,wt} = \frac{g}{2} \cdot 1,73 \cdot 2 = 85 \cdot 1,73 = 147,05 \text{ mm}$$

$$P_r = \phi \cdot b_{eff,wt} \cdot t_w \cdot f_y = 0,9 \cdot 147,05 \cdot 12,5 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 413,58 \text{ kN}$$

IV.1.2.3 - Flexão da Chapa de Topo

- Determinação do Comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente

- Determinação do Fator Geométrico α

$$m_1 = m_v = 34,55 \text{ mm} \quad \lambda_1 = \frac{m_1}{m_1 + e_v} = \frac{34,55}{34,55 + 35} = 0,50$$

$$m_2 = 38,0 \text{ mm} \quad \lambda_2 = \frac{m_2}{m_1 + e_v} = \frac{38}{34,55 + 35} = 0,55$$

$$\alpha = 5,75 \text{ (ver ábaco da figura 4.4)}$$

- Determinação do Comprimento Efetivo do Perfil “T” Equivalente

$$L_i = 2\pi \cdot m_v = 2\pi \cdot 34,55 = 216,97 \text{ mm}$$

$$L_{ii} = 4m_v + 1,25e_v = 4 \cdot 34,55 + 1,25 \cdot 35 = 181,95 \text{ mm}$$

$$L_{iii} = \alpha \cdot m_1 = 5,75 \cdot 34,55 = 198,66 \text{ mm}$$

$$L_{eff} = \text{Min}\{\text{Max}\{L_{ii}, L_{iii}\}, L_i\} = 198,66 \text{ mm} \text{ (ver tabela 4.3)}$$

- Momento de Cálculo do Perfil “T” Equivalente

$$M_n = \frac{L_{eff} \cdot t_{fc}^2 \cdot f_y}{5,33} = \frac{198,66 \cdot 19,0^2 \cdot 250 \cdot 10^{-3}}{5,33} = 3363,84 \text{ kN mm}$$

- Resistência Potencial Segundo os Modos 1,2 e 3

Modo 1 - Escoamento total do flange do pilar ou da chapa de topo

$$P_r = \frac{4M_n}{m_v} = \frac{4 \cdot 3363,84}{34,55} = 389,45 \text{ kN}$$

Modo 2 - Escoamento do flange do pilar ou da chapa de topo com simultânea ruptura dos parafusos

$$P_r = \frac{2M_n + n_v \cdot (\sum F_p)}{m_v + n_v} = \frac{2 \cdot 3363,84 + 35 \cdot 2 \cdot 132,26}{34,55 + 35} = 229,85 \text{ kN}$$

Modo 3 – Colapso dos Parafusos

$$P_r = \sum F_p = 2 \cdot 132,26 = 264,52 \text{ kN}$$

IV.1.2.4 – Verificação da Alma Tracionada da Viga

$$b_{eff,wt} = \frac{g}{2} \cdot 1,73 \cdot 2 = 85 \cdot 1,73 = 147,05 \text{ mm}$$

$$P_r = \phi \cdot b_{eff,wt} \cdot t_w \cdot f_y = 0,9 \cdot 147,05 \cdot 6,3 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 208,44 \text{ kN}$$

Devido à presença do enrijecedor de tração não considera-se a resistência potencial considerando-se as linhas 1 e 2 em grupo.

Tabela A.IV.1 - Resultados do dimensionamento da região tracionada

Linha	Lado do Pilar		Lado da Viga		Resistência Potencial
	Flexão do Flange	Tração da alma	Flexão da Chapa de topo	Tração da Alma	
1	241,36 (modo 2)	413,58	138,13 (modo1)	N/A	$P_{r1}=138,13$
2	241,36 (modo2)	413,58	229,85 (modo 2)	208,44	$P_{r2}=208,44$

IV.3 - Resistência da Zona Comprimida

IV.3.1 - Estado Limite Último de Esmagamento da Mesa da Viga

$$P_{e,fv} = 1,2 \cdot \phi \cdot t_{fv} \cdot b_{fv} \cdot f_y = 1,2 \cdot 0,9 \cdot 12,5 \cdot 130 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 438,75 \text{ kN}$$

IV.3.2 - Estado Limite Último de Esmagamento da Alma do Pilar

$$b_1 = t_{fv} + 2t_{ch} = 12,5 + 2 \cdot 19,0 = 50,5 \text{ mm}$$

$$n_2 = 2,5 \cdot 2t_{fc} + 2,5 \cdot 2s_{we} = 5 \cdot 19 + 5 \cdot 10 = 145 \text{ mm}$$

$$b_{we} = b_1 + n_2 = 195,5 \text{ mm}$$

$$P_{e,we} = \phi \cdot b_{we} \cdot t_{we} \cdot f_{yc} = 0,9 \cdot 195,5 \cdot 12,5 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 549,84 \text{ kN}$$

IV.3.3 - Estado Limite Último de Flambagem da Alma do Pilar

$$d_{we} = h_c - 2t_{fc} - 2s_{we} = 350 - 2 \cdot 19 - 2 \cdot 10 = 292 \text{ mm}$$

$$\lambda_{we} = 0,932 \cdot \sqrt{\frac{b_{we} \cdot d_{we} \cdot f_y}{E \cdot t_{we}^2}} = 0,932 \cdot \sqrt{\frac{195,5 \cdot 292 \cdot 250}{205000 \cdot 12,5^2}} = 0,622$$

$$\lambda_{we} = 0,622 < 0,673 \rightarrow \rho = 1,0$$

$$P_{fl,we} = \phi \cdot \rho \cdot b_{we} \cdot t_{we} \cdot f_y = 0,9 \cdot 195,5 \cdot 1,0 \cdot 12,5 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 549,84 \text{ kN}$$

A capacidade resistente da região comprimida (P_c), caracterizada pelo esmagamento da mesa da viga, é igual a 438,75 kN.

IV.4 - Resistência da Zona de Cisalhamento

$$P_v = \phi \cdot 0.6 \cdot t_{wc} (h_c - 2t_{fc}) f_y = 0,54 \cdot 12,5 \cdot (350 - 2 \cdot 19) \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 526,5 \text{ kN}$$

IV.5 - Cálculo do Momento Resistente

$$F_c = \sum_{i=1}^n P_{ri} \text{ (condição para o equilíbrio de forças horizontais)}$$

$$\sum_{i=1}^2 P_{ri} = 138,13 + 208,44 = 346,57 \text{ kN}$$

$$F_c = \text{menor}(P_c; P_v) = 438,75 \text{ kN}$$

Atendida a condição de igualdade define-se a máxima força admissível para cada linha de parafusos (F_{ri}), calculando-se posteriormente o momento resistente da ligação ($M_{j,Rd}$).

$$F_{r1} = 138,13 \text{ kN}$$

$$F_{r2} = 208,44 \text{ kN}$$

$$M_{j,Rd} = F_{ri} \cdot h_i = 138,13 \cdot 28,175 + 208,44 \cdot 19,325$$

$$M_{j,Rd} = 7920,0 \text{ kN cm}$$

IV.6 - Cálculo da Resistência ao Esforço Cortante Vertical

$$V_{j,Rd} = n_t \cdot P_{ts} + n_s \cdot P_{ss}$$

$$P_{ts} = \text{menor}(0,25 \cdot \phi_v \cdot 0,42 \cdot A_p \cdot f_{up}; \phi \cdot \alpha \cdot d_p \cdot t_{ch} \cdot f_u; \phi \cdot \alpha \cdot d_p \cdot t_{fc} \cdot f_u)$$

$$P_{ss} = \text{menor}(\phi_v \cdot 0,42 \cdot A_p \cdot f_{up}; \phi \cdot \alpha \cdot d_p \cdot t_{ch} \cdot f_u; \phi \cdot \alpha \cdot d_p \cdot t_{fc} \cdot f_u)$$

<i>Valores de α</i>	
Flange do Pilar	$\alpha = \left(\frac{p_{12}}{d_p} \right) - 0,5 = \frac{88,5}{19} - 0,5 = 4,16 \geq 3,0$ (rasgamento entre furos)
Chapa de Topo	$\alpha = \left(\frac{p_{12}}{d_p} \right) - 0,5 = \frac{88,5}{16} - 0,5 = 4,16 \geq 3,0$ (rasgamento entre furos)
	$\alpha = \left(\frac{e_x}{d_p} \right) = \frac{38}{19} = 2,0$ (rasgamento entre o furo e a borda superior)

$$P_{ts} = \text{menor}(16,05 ; 203,6 ; 324,9) = 16,05 \text{ kN}$$

$$P_{ss} = \text{menor}(64,19 ; 324,9 ; 324,9) = 44,59 \text{ kN}$$

$$V_{j,Rd} = n_t \cdot P_{ts} + n_s \cdot P_{ss} = 4 \cdot 16,05 + 2 \cdot 64,19 = 192,6 \text{ kN}$$

IV.7 - Verificação das Soldas

IV.7.1 - Solda Entre as Mesas da Viga e a Chapa de Topo

$$\phi_t \cdot N_n = 0,9 \cdot 130 \cdot 12,5 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 365,63 \text{ kN}$$

De acordo com a tabela 8 da NBR 8800, para solda de penetração total submetida à solicitação normal à seção efetiva tem-se:

$$\phi \cdot R_n = 0,9 \cdot 130 \cdot 12,5 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 365,63 \text{ kN}$$

$$\phi \cdot R_n = \phi_t \cdot N_n \Rightarrow \text{ok!}$$

IV.7.2 - Solda de Composição do Pilar

$$h = 250 - 12,5 = 237,5 \text{ mm}$$

$$b_{eff,wt} = 1,73 \cdot 85 + 88,5 = 235,05 \text{ mm}$$

$$b_{wc} = b_1 + n_2 = 185,5 \text{ mm}$$

$$I = 29213 \text{ cm}^4$$

$$Q = 25 \cdot 1,9 \cdot 16,55 = 786,13 \text{ cm}^3$$

$$f_t = \left(\frac{M_{j,Rd}}{h} \right) \cdot \frac{7962,10}{23,75} = 14,26 \frac{\text{kN}}{\text{cm}} = 1,426 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}$$

$$f_c = \frac{M_{j,Rd}}{b_{wc}} = \frac{7962,10}{18,55} = 18,07 \frac{\text{kN}}{\text{cm}} = 1,807 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}$$

$$f_v = \left(\frac{M_{j,Rd}}{h} \right) \cdot Q = \left(\frac{7962,10}{23,75} \right) \cdot 786,13 = 9,02 \frac{\text{kN}}{\text{cm}} = 0,902 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}$$

$$f_R = \sqrt{1,807^2 + 0,902^2} = 2,01 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}$$

$$(\text{metal base}) \Rightarrow \phi R_n = 2 \cdot 0,9 \cdot 0,6 \cdot 10 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 2,7 \frac{\text{kN}}{\text{mm}} > 2,01 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}$$

$$(\text{metal da solda}) \Rightarrow \phi R_n = 2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot 10 \cdot 415 \cdot 10^{-3} = 3,74 \frac{\text{kN}}{\text{mm}} > 2,01 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}$$

IV.7.3 - Solda Entre a Alma da viga e a Chapa de Topo

- Região Tracionada

$$h' = 250 - 12,5 - 2 \cdot 20 = 197,50 \text{ mm}$$

$$f_t = \frac{7962,10}{13 \cdot 1,25} \cdot \frac{19,75}{23,75} \cdot 0,63 = 10,79 \frac{\text{kN}}{\text{cm}} = 1,079 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}$$

$$(\text{metal base}) \Rightarrow \phi R_n = 2 \cdot 0,9 \cdot 0,6 \cdot 6 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 1,62 \frac{\text{kN}}{\text{mm}} > 1,079 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}$$

$$(\text{metal da solda}) \Rightarrow \phi R_n = 2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot 6 \cdot 415 \cdot 10^{-3} = 2,24 \frac{\text{kN}}{\text{mm}} > 1,079 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}$$

- Região Comprimida

$$L_{wt} = 1,73 \cdot \frac{88,5}{2} = 76,55 \text{ mm}$$

$$L_{wv} = h' - L_{wt} = 197,5 - 76,05 = 120,99 \text{ mm}$$

$$f_v = \frac{192,6}{120,99} = 1,59 \frac{kN}{mm}$$

$$(\text{metal base}) \Rightarrow \phi R_n = 2 \cdot 0,9 \cdot 0,6 \cdot 6 \cdot 250 \cdot 10^{-3} = 1,62 \frac{kN}{mm} > 1,59 \frac{kN}{mm}$$

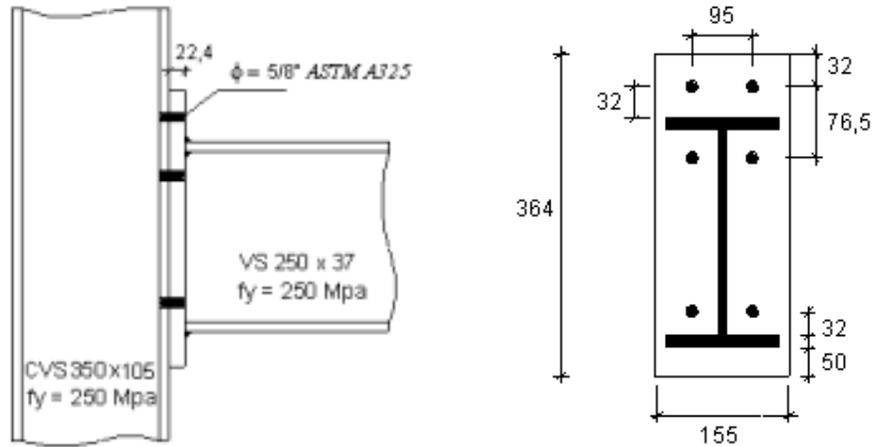
$$(\text{metal da solda}) \Rightarrow \phi R_n = 2 \cdot 0,75 \cdot 0,6 \cdot 6 \cdot 415 \cdot 10^{-3} = 2,24 \frac{kN}{mm} > 1,59 \frac{kN}{mm}$$

ANEXO

V

**DIMENSIONAMENTO DOS MODELOS 1, 2 e 3 SEGUNDO
O MÉTODO DO MANUAL BRASILEIRO**

A.V.1 - Dimensionamento do Modelo 1 – Viga VS 250 x37 e Pilar CVS 105 x 105
(Protótipo CT1A-4)



$$e_1 = 95 \text{ mm} \quad e_2 = 30 \text{ mm} \quad a = 32 \text{ mm} \quad b = 32 \text{ mm}$$

$$a' = a + d_p/2 = 40 \text{ mm} \quad b' = b - d_p/2 = 24 \text{ mm}$$

$$menor = \left\{ \frac{e_1}{2} = 47,5 \text{ mm}; b + \frac{d_p}{2} = 40 \text{ mm} \right\} = 40 \text{ mm}$$

$$menor = \left\{ e_2 = 30 \text{ mm}; b + \frac{d_p}{2} = 40 \text{ mm} \right\} = 30 \text{ mm}$$

$$p = 40 + 30 = 70 \text{ mm}$$

$$\delta = \frac{p - d'}{p} = 0,75$$

$$M_\alpha = \frac{p \cdot t_{ch}^2 \cdot f_y}{5,33} = \frac{7,0 \cdot 2,24^2 \cdot 25}{5,33} = 164,74 \text{ kN.cm}$$

Considerando-se inicialmente a ligação isenta de forças de alavanca tem-se

$$T = \phi_t R_{nt} = 0,75 \cdot 0,75 \cdot 1,98 \cdot 82,5 = 91,88 \text{ kN}, \text{ assim obtém-se:}$$

$$\alpha = \frac{Tb' - M_\alpha}{\delta M_\alpha} = \frac{91,88 \cdot 2,4 - 164,74}{0,75 \cdot 164,74} = 0,45 > 0 \text{ (há forças de alavanca)}$$

$$Q = \frac{Tb' - M_\alpha}{a'} = \frac{91,88 \cdot 2,4 - 164,74}{4} = 13,94 \text{ kN}$$

$$T + Q = 91,88 + 13,94 = 105,82 \text{ kN} > \phi_t R_{nt}$$

Obtendo-se $0 < \alpha < 1$, verifica-se a presença de forças de alavanca ($Q=13,94\text{kN}$), contudo a espessura da chapa não representa o colapso da ligação. No entanto como inicialmente considerou-se os parafusos completamente solicitados ($T=91,88\text{ kN}$) deve-se determinar um novo valor de T , até o momento que obtenha-se $T + Q \leq \phi_t R_{nt}$.

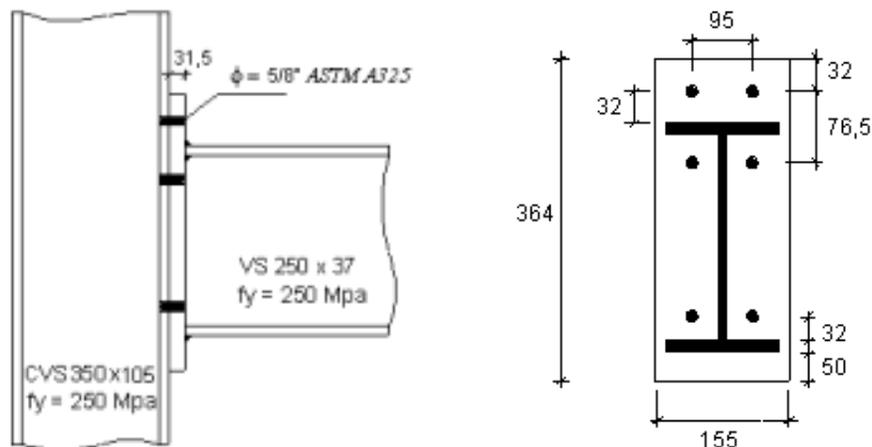
Tabela A.V. 1 – Resumo do dimensionamento

M_α	T	α	Q	$\phi_t R_{nt}$	$T + Q$
164,74 kN.cm	77,94 kN	0,180	5,779 kN	91,88 kN	83,72 kN
164,74 kN.cm	83,72 kN	0,290	9,05 kN	91,88 kN	92,77 kN
164,74 kN.cm	83,0 kN	0,278	8,61 kN	91,88 kN	91,61 kN
164,74 kN.cm	83,1 kN	0,280	8,675 kN	91,88 kN	91,77 kN

Conclui-se da tabela A.V.1, que a máxima força de tração admissível para cada parafusos é $T = 83,1\text{ kN}$. Portanto considerando-se a transmissão do momento fletor através das mesas da viga obtém-se o momento resistente a partir de:

$$M_{j,Rd} = (4 \cdot 83,1) \cdot (25 - 1,25) = 7894,5\text{ kN.cm}$$

A.V.2 - Dimensionamento do Modelo 2 – Viga VS 250 x37 e Pilar CVS 105 x 105 (Protótipo CT1A-1)



$$e_1 = 95\text{ mm} \quad e_2 = 30\text{ mm} \quad a = 32\text{ mm} \quad b = 32\text{ mm}$$

$$a' = a + d_p/2 = 40\text{ mm} \quad b' = b - d_p/2 = 24\text{ mm}$$

$$menor = \left\{ \frac{e_1}{2} = 47,5 \text{ mm}; b + \frac{d_p}{2} = 40 \text{ mm} \right\} = 40 \text{ mm}$$

$$menor = \left\{ e_2 = 30 \text{ mm}; b + \frac{d_p}{2} = 40 \text{ mm} \right\} = 30 \text{ mm}$$

$$p = 40 + 30 = 70 \text{ mm}$$

$$\delta = \frac{p - d'}{p} = 0,75$$

$$M_\alpha = \frac{p \cdot t_{ch}^2 \cdot f_y}{5,33} = \frac{7,0 \cdot 3,15^2 \cdot 25}{5,33} = 325,78 \text{ kN.cm}$$

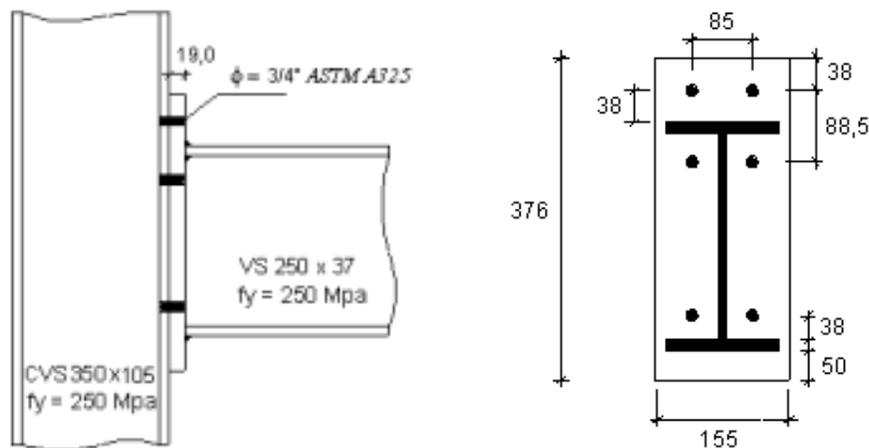
Considerando-se inicialmente a ligação isenta de forças de alavanca tem-se $T = \phi_t R_{nt} = 0,75 \cdot 0,75 \cdot 1,98 \cdot 82,5 = 91,88 \text{ kN}$, assim obtém-se:

$$\alpha = \frac{Tb' - M_\alpha}{\delta M_\alpha} = \frac{91,88 \cdot 2,4 - 325,78}{0,75 \cdot 325,78} = -0,43 < 0 \text{ (não há forças de alavanca) ok!}$$

Conclui-se então que o colapso da ligação é determinado pela ruptura dos parafusos sem no entanto haver a flexão da chapa de topo. Portanto considerando-se a transmissão do momento fletor através das mesas da viga obtém-se o momento resistente a partir de:

$$M_{j,Rd} = (4 \cdot 91,88) \cdot (25 - 1,25) = 8728,6 \text{ kN.cm}$$

A.V.3 - Dimensionamento do Modelo 3 – Viga VS 250 x37 e Pilar CVS 105 x 105 (Protótipo CT1B-6)



$$e_1 = 85 \text{ mm} \quad e_2 = 35 \text{ mm} \quad a = 38 \text{ mm} \quad b = 38 \text{ mm}$$

$$a' = a + d_p/2 = 41,5 \text{ mm} \quad b' = b - d_p/2 = 28,5 \text{ mm}$$

$$\text{menor} = \left\{ \frac{e_1}{2} = 42,5 \text{ mm}; b + \frac{d_p}{2} = 41,5 \text{ mm} \right\} = 41,5 \text{ mm}$$

$$\text{menor} = \left\{ e_2 = 35 \text{ mm}; b + \frac{d_p}{2} = 41,5 \text{ mm} \right\} = 35 \text{ mm}$$

$$p = 41,5 + 35 = 76,5 \text{ mm}$$

$$\delta = \frac{p - d'}{p} = 0,732$$

$$M_\alpha = \frac{p \cdot t_{ch}^2 \cdot f_y}{5,33} = \frac{7,65 \cdot 1,9^2 \cdot 25}{5,33} = 129,533 \text{ kN.cm}$$

$$T = \phi_t R_{nt} = 0,75 \cdot 0,75 \cdot 2,85 \cdot 82,5 = 132,26 \text{ kN}$$

Considerando-se, objetivando-se a comparação com os resultados obtidos segundo a metodologia preconizada pelo Anexo J do EUROCODE 3, que a ligação é solicitada por um esforço de flexão $M_{j,sd} = 7920,0 \text{ kN.cm}$ tem-se:

$$F_T = \frac{7920,0}{25 - 1,25} = 333,47 \text{ kN}$$

$$T = \frac{333,47}{4} = 83,36 \text{ kN} < \phi_t R_{nt} \text{ ok!}$$

$$\alpha = \frac{Tb' - M_\alpha}{\delta M_\alpha} = \frac{83,36 \cdot 2,85 - 129,533}{0,732 \cdot 129,533} = 1,14 > 1$$

Conclui-se portanto que a espessura da chapa de topo é insuficiente.

ANEXO

VI

**DIMENSIONAMENTO DOS MODELOS 1, 2 E 3 –
PROGRAMA COMPUTACIONAL**

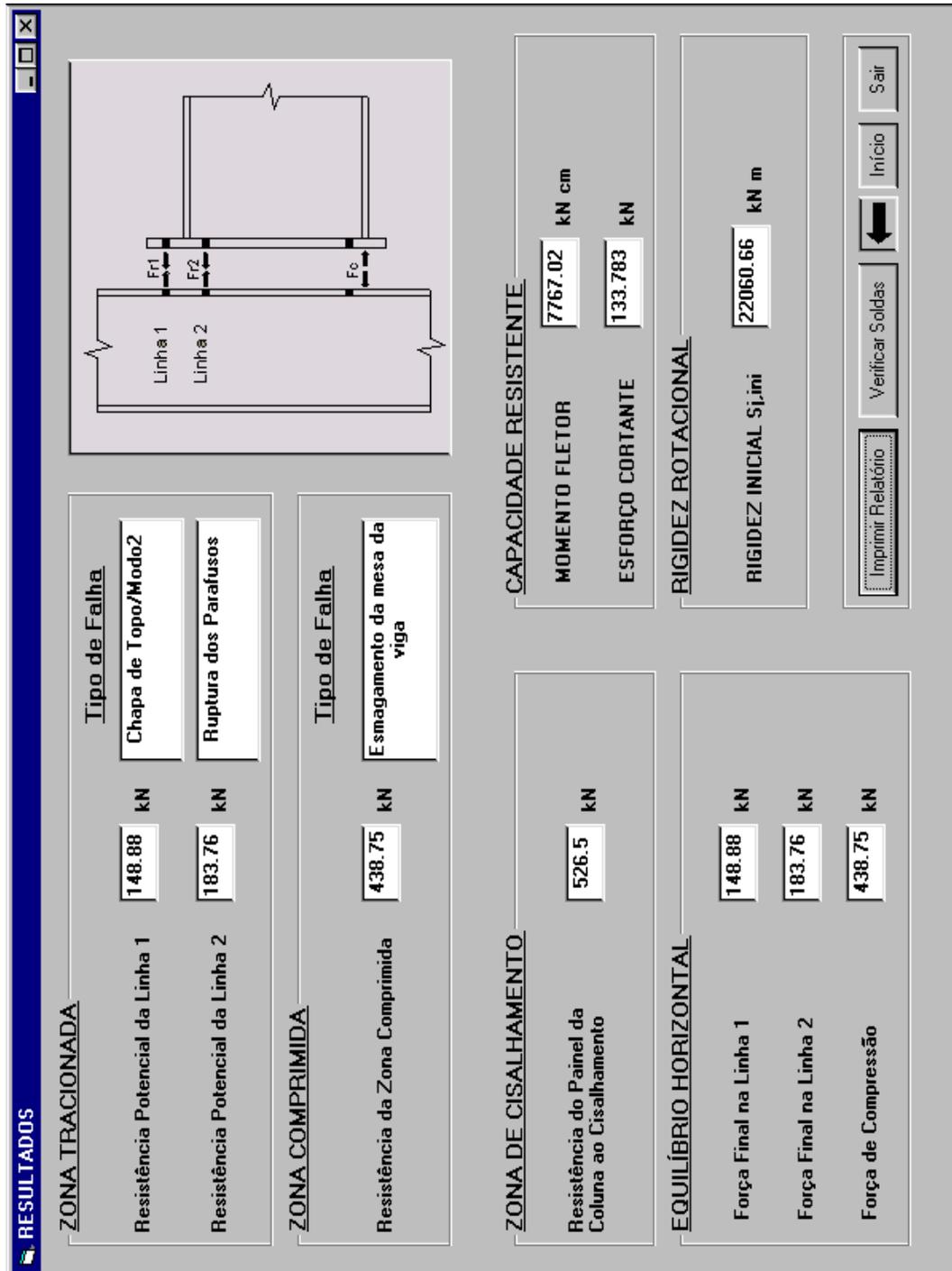


Figura A.VI. 1 – Resultados do dimensionamento do modelo 1 segundo o programa computacional

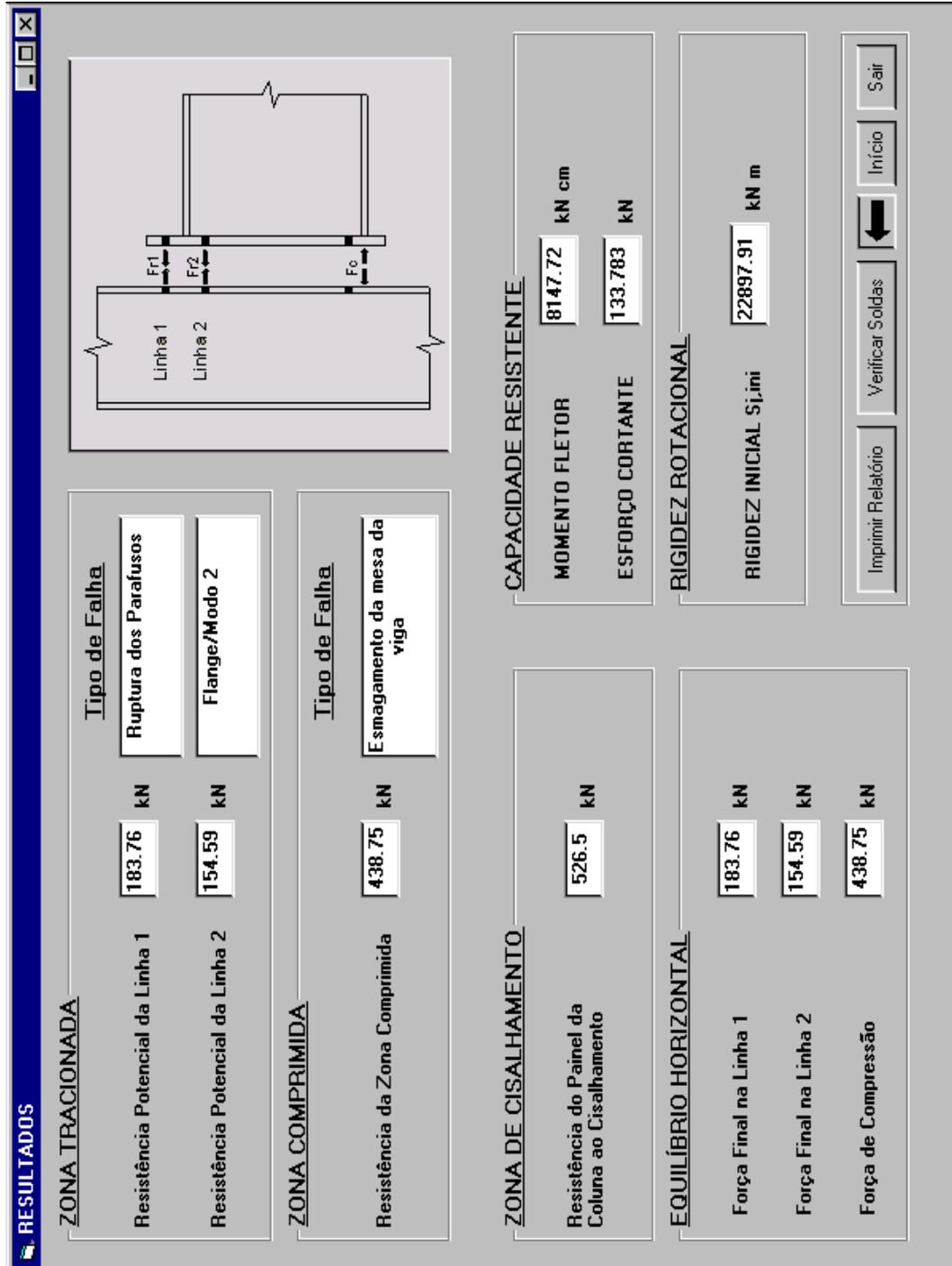


Figura A.VI. 2 - Resultados do dimensionamento do modelo 2 segundo o programa computacional

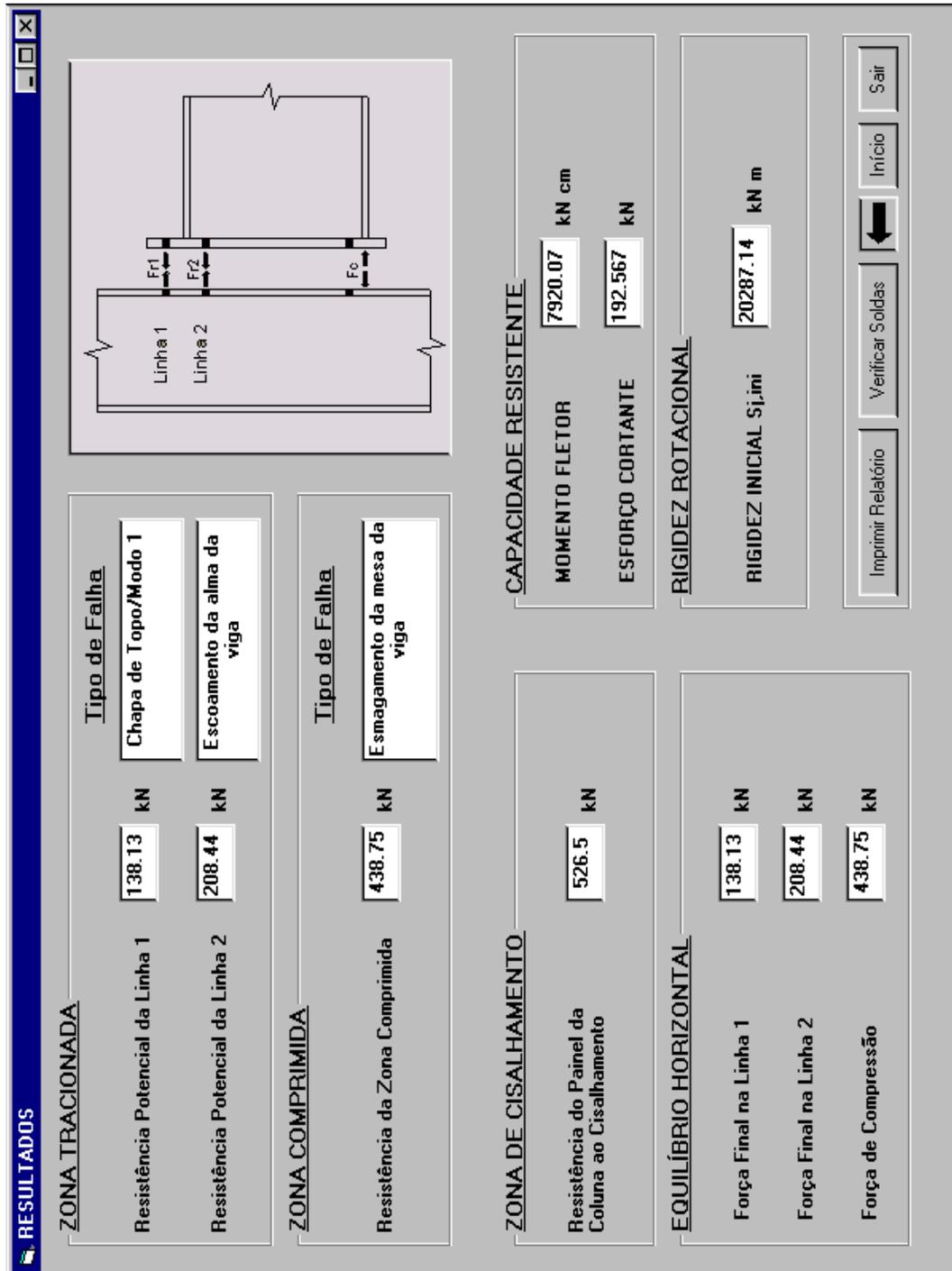


Figura A.VI. 3 - Resultados do dimensionamento do modelo 3 segundo o programa computacional

ANEXO

VII

**RESULTADOS EXPERIMENTAIS DO PROTÓTIPO
CT1A-4 – RIBEIRO (1998)**

Este anexo dedica-se à apresentação dos resultados experimentais obtidos por Ribeiro (1998) em sua tese de doutorado (tabela A.VII.2), a fim de possibilitar a avaliação do modelo de avaliação da rigidez à rotação de ligações com chapa de topo preconizado pelo Anexo J do EUROCODE 3, apresentado no capítulo 5.

Estando estes resultados, momento fletor e rigidez à rotação, em unidade diferente da adotada neste trabalho (kips.inch), apresenta-se na tabela A.VII.1 tais resultados nas unidades: kN.cm para momento fletor e kN.m para rigidez à rotação.

Tabela A.VII. 1 -Resultados experimentais

Nº	M (kip.inch)	M (kN.cm)	S _j (kip.inch) x E+3	S _j (kN.m)
1	0.00	0.00	1336.00	150940.21
2	66.8	754.701	1137.00	128457.35
3	137	1547.815	722.50	81627.47
4	208.8	2359.006	613.60	69324.04
5	277.3	3132.913	654.20	73910.99
6	334	3773.505	665.30	75165.06
7	405.9	4585.826	545.30	61607.56
8	477.7	5397.016	477.00	53891.08
9	539.5	6095.228	444.80	50253.15
10	604.6	6830.722	389.50	44005.40
11	678.1	7661.120	354.70	40073.72
12	733.2	8283.635	315.70	35667.53
13	811.7	9170.522	222.70	25160.47

A partir destes valores, a figura A.VII.1 apresenta um gráfico que demonstra a variação da rigidez à rotação e do momento fletor aplicado. Nesta figura ressalta-se os valores referentes às etapas de carregamentos 7 e 8, uma vez que estes são utilizados no capítulo 7 a fim de avaliar-se o resultado obtido para a rigidez inicial do modelo 1, segundo a metodologia proposta pelo Anexo J do EUROCODE 3 (1993).

Tabela A.VII. 2-Resultados experimentais: protótipo CT1A-4 – Santos et al. (1999)

Connection type : Extended end-plate connections Mode : All bolted with column stiffener Tested by : L.F.L.Ribeiro & R.M.Gonçalves Brazil Test Id. : CT1A-4 Column : CVS350x105 Fasteners: A325-X-5/8"D Beam : VS250x37 --- Oversize holes Plate thickness : 0.875" Material : A36 FY = 36.24 ksi Fu = 57.99 ksi Major parameters End plate extended on tension side only. ct = 1.2503" pt = 2.9929" li = 6.3575" pc = 1.4965" cc = .6980" gt = 2.5008" gc = 2.5008" tp = .8752" nt = 2 X 2 nc = 2 X 1												
No	Rotation (radians) X 1/1000	Moment (kip-inch) Poly.	M.Expo.	M.Krish	Expri.	Connection stiffness (kip-inch) X 1000						
						Poly.	Expri.	M.Expo.				
1	.00	25.3	.0	.0	.1336E+04	.1247E+03	.1373E+04					
2	.05	6.2	60.2	247.8	.1137E+04	.1247E+03	.1057E+04					
3	.14	17.5	139.3	475.4	.7225E+03	.1245E+03	.7433E+03					
4	.25	31.1	212.0	686.2	.6136E+03	.1240E+03	.6076E+03					
5	.37	45.9	282.6	879.4	.6542E+03	.1230E+03	.5796E+03					
6	.45	55.8	328.8	995.4	.6653E+03	.1222E+03	.5761E+03					
7	.57	70.3	397.3	1156.0	.5453E+03	.1205E+03	.5614E+03					
8	.72	88.2	478.5	1340.2	.4770E+03	.1176E+03	.5170E+03					
9	.85	103.3	542.3	1488.7	.4448E+03	.1145E+03	.4633E+03					
10	1.01	121.2	610.8	1660.4	.3895E+03	.1097E+03	.3941E+03					
11	1.21	142.5	682.0	1861.5	.3547E+03	.1027E+03	.3207E+03					
12	1.37	158.4	729.7	2013.7	.3157E+03	.9643E+02	.2776E+03					
13	1.67	185.6	804.7	2282.6	.2227E+03	.8449E+02	.2278E+03					

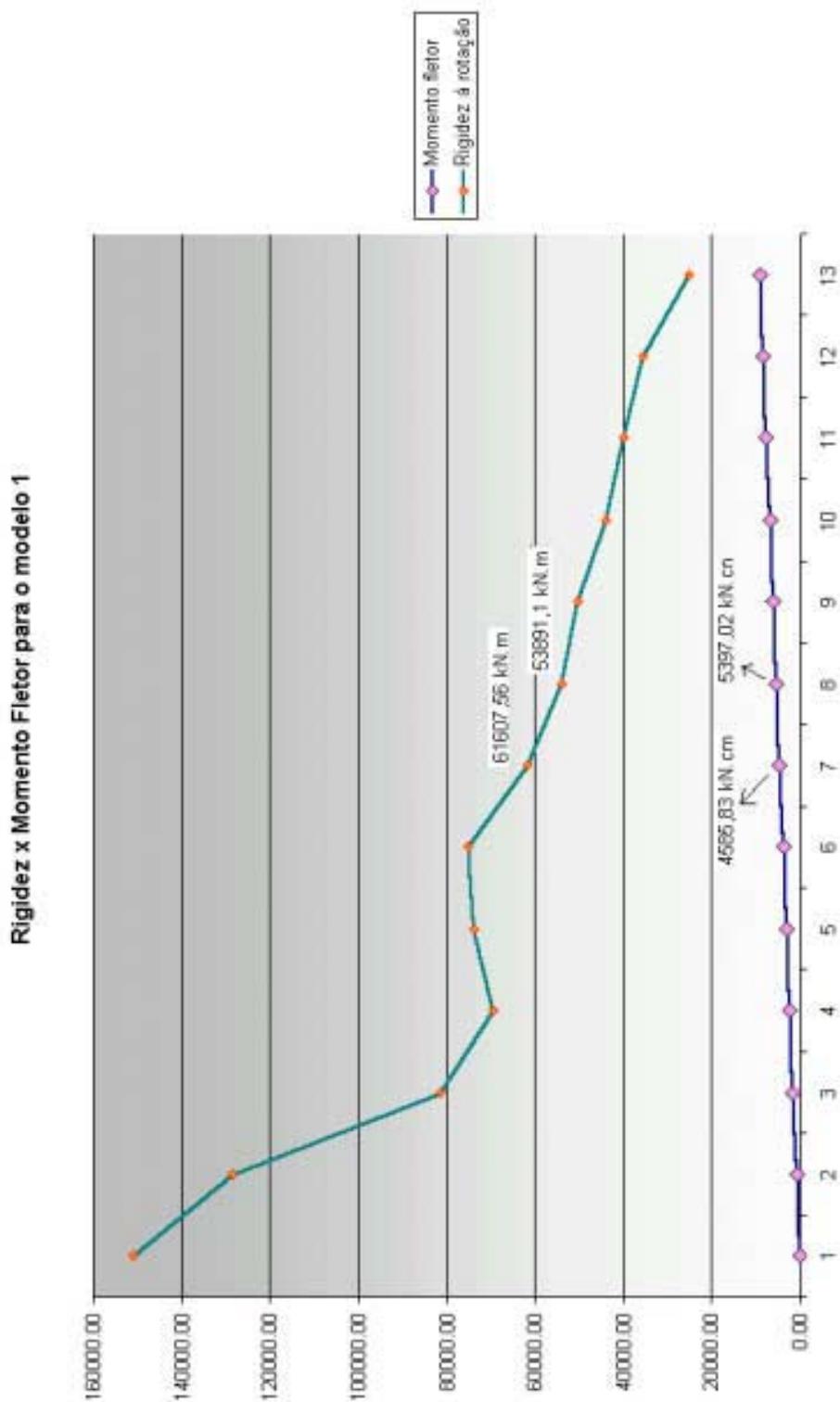


Figura A.VII. 1 - Resultados experimentais do protótipo CT1A-4 – Rigidez à Rotação e Momento Fletor