

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE ESTRUTURAS

ESTUDO COMPARATIVO E CRÍTICO ENTRE NORMAS DE PROJETO DE
ESTRUTURA DE AÇO DE EDIFÍCIO

ANTONIO CARLOS VIANA SILVA

BELO HORIZONTE, AGOSTO DE 2002

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

**"ESTUDO COMPARATIVO E CRÍTICO ENTRE NORMAS DE
PROJETO DE ESTRUTURAS DE AÇO DE EDIFÍCIO"**

Antônio Carlos Viana Silva

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

Comissão Examinadora:

Prof. Ricardo Hallal Fakury
Dr. (DEES - UFMG) - (Orientador)

Prof. Gilson Queiroz
Dr. (DEES - UFMG)

Prof. José Luiz Costa Souza
Dr. (UFBA)

Belo Horizonte, 20 de setembro de 2002

Aos meus pais

AGRADECIMENTOS

A Deus, por tudo.

Ao Professor Ricardo Hallal Fakury pela orientação competente, dedicada e paciente.

Aos meus pais, por tudo que fizeram durante toda minha vida.

A Angelita e Luíza, pelo amor, carinho e companheirismo.

A Fernando, Angela, Alexandre e Romir, verdadeiros amigos, que contribuíram para elaboração deste trabalho.

A todos amigos e familiares, que me deram apoio e incentivo.

Ao Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, através de seus professores e funcionários, que me deram a oportunidade e a grande honra de realizar este trabalho.

SUMÁRIO

| | | |
|-------|--|----|
| 1 | INTRODUÇÃO..... | 1 |
| 1.1 | Histórico..... | 1 |
| 1.2 | Sobre o presente estudo..... | 3 |
| 2 | COMBINAÇÕES DE AÇÕES..... | 6 |
| 2.1 | Considerações gerais..... | 6 |
| 2.1.1 | Objetivo..... | 6 |
| 2.1.2 | Ações..... | 6 |
| 2.1.3 | Estados limites..... | 8 |
| 2.2 | Revisão bibliográfica..... | 10 |
| 2.3 | Índice de confiabilidade..... | 11 |
| 2.4 | Combinação de ações..... | 19 |
| 2.5 | Estudo comparativo..... | 30 |
| 3 | BARRAS TRACIONADAS..... | 33 |
| 3.1 | Considerações gerais..... | 33 |
| 3.2 | Revisão bibliográfica..... | 35 |
| 3.3 | Resistência de cálculo..... | 36 |
| 3.4 | Área líquida..... | 38 |
| 3.5 | Área líquida efetiva..... | 39 |
| 3.6 | Tratamento normativo do valor da área líquida efetiva..... | 40 |
| 3.6.1 | Procedimento proposto pela NBR 8800 (1986)..... | 40 |
| 3.6.2 | Procedimento proposto pelo AISC/LRFD (1999)..... | 43 |

| | | |
|-------|---|-----|
| 3.6.3 | Procedimento proposto pelo CAN/CSA (1994)..... | 46 |
| 3.6.4 | Procedimento proposto pelo Eurocode 3 (2001)..... | 48 |
| 3.6.5 | Procedimento proposto pela BS5950 (2000)..... | 50 |
| 3.6.6 | Procedimento proposto pela Revisão da Norma Brasileira..... | 52 |
| 3.7 | Limite do índice de esbeltez..... | 53 |
| 3.8 | Valores de C_t | 54 |
| 3.8.1 | Cantoneiras com ligações parafusadas..... | 58 |
| 3.8.2 | Chapas com ligações soldadas..... | 69 |
| 3.8.3 | Cantoneiras com ligações soldadas..... | 72 |
| 3.8.4 | Perfil U com ligações soldadas..... | 76 |
| 3.8.5 | Perfil I com ligação parafusada pelas mesas..... | 79 |
| 3.8.6 | Perfil U com ligação parafusada pela alma..... | 81 |
| 3.8.7 | Barras tubulares com ligações soldadas..... | 82 |
| 3.9 | Estudo comparativo..... | 86 |
| 3.9.1 | Cantoneiras com ligações parafusadas..... | 86 |
| 3.9.2 | Chapas com ligações soldadas..... | 89 |
| 3.9.3 | Cantoneiras e perfis U com ligações soldadas..... | 90 |
| 3.9.4 | Perfil I com ligações parafusadas nas mesas..... | 92 |
| 3.9.5 | Perfil U com ligação parafusada pela alma..... | 93 |
| 3.9.6 | Perfis tubulares com ligações soldadas..... | 93 |
| 4 | BARRAS COMPRIMIDAS | 94 |
| 4.1 | Considerações gerais..... | 94 |
| 4.2 | Revisão bibliográfica..... | 95 |
| 4.3 | Flambagem local..... | 97 |
| 4.3.1 | Limites da relação b/t para que não ocorra a flambagem local..... | 97 |
| 4.3.2 | Tratamentos normativos..... | 100 |
| a) | Eurocode 3 (2001)..... | 100 |
| b) | AISC/LRFD (1999)..... | 103 |
| c) | Norma brasileira – NBR 8800 (1986)..... | 108 |

| | | |
|----------|---|------------|
| 4.3.3 | Exemplo parametrizado..... | 108 |
| 4.4 | Tensões residuais..... | 117 |
| 4.5 | Curvas múltiplas de flambagem..... | 121 |
| 4.5.1 | Considerações gerais..... | 121 |
| 4.5.2 | Curvas múltiplas de flambagem do SSRC..... | 123 |
| 4.5.3 | Curvas múltiplas de flambagem da ECCS..... | 129 |
| 4.6 | Tratamento normativo..... | 131 |
| 4.6.1 | AISC/LRFD (1999)..... | 131 |
| 4.6.2 | CAN/CSA (1994)..... | 131 |
| 4.6.3 | Eurocode 3 (2001)..... | 132 |
| 4.6.4 | NBR 8800 (1986)..... | 137 |
| 4.6.5 | DIN 18800 (1990)..... | 137 |
| 4.6.6 | BS 5950 (2000)..... | 137 |
| 4.6.7 | Resumo das curvas múltiplas..... | 140 |
| 4.7 | Limite de esbeltez..... | 150 |
| 4.8 | Dados experimentais..... | 150 |
| 4.9 | Estudo comparativo..... | 159 |
| 5 | BARRAS FLETIDAS..... | 166 |
| 5.1 | Considerações gerais..... | 166 |
| 5.2 | Revisão bibliográfica..... | 171 |
| 5.3 | Limites para flambagem local..... | 173 |
| 5.4 | Tratamento normativo..... | 175 |
| 5.4.1 | Resistência ao momento fletor..... | 175 |
| 5.4.2 | Flambagem local da alma (FLA)..... | 177 |
| a) | procedimento proposto pela NBR 8800 (1986), AISC/LRFD (1999) e Revisão da Norma Brasileira..... | 177 |
| b) | procedimento proposto pela CAN/CSA (1994) e pelo Eurocode 3 (2001) | 179 |
| c) | Procedimento proposto pela BS 5950 (2000)..... | 181 |
| 5.4.3 | Flambagem local da mesa (FLM)..... | 184 |

| | | |
|-------|---|-----|
| a) | procedimento proposto pela NBR 8800 (1986)..... | 184 |
| b) | procedimento proposto pelo AISC/LRFD (1999) e pela Revisão da Norma Brasileira..... | 187 |
| c) | procedimento proposto pela CAN/CSA (1994)..... | 187 |
| d) | procedimento proposto pelo Eurocode 3 (2001)..... | 190 |
| e) | procedimento proposto pela BS 5950 (2000)..... | 191 |
| 5.4.4 | Flambagem lateral com torção (FLT)..... | 192 |
| a) | procedimento proposto pela NBR 8800 (1986)..... | 193 |
| b) | procedimento proposto pelo AISC/LRFD (1999)..... | 197 |
| c) | procedimento proposto pelo Eurocode 3 (2001)..... | 200 |
| d) | procedimento proposto pela CAN/CSA (1994)..... | 206 |
| e) | procedimento proposto pela BS 5950 (2000)..... | 207 |
| f) | procedimento proposto pela DIN 18800 (1990)..... | 216 |
| g) | procedimento proposto pela Revisão da Norma Brasileira..... | 221 |
| 5.5 | Análise comparativa entre os valores de C_t | 223 |
| 5.6 | Comparação entre as normas..... | 224 |
| 5.7 | Exemplos..... | 227 |
| 5.7.1 | Perfil I duplamente simétrico para o estado limite FLA..... | 227 |
| 5.7.2 | Perfil I duplamente simétrico para o estado limite FLM..... | 228 |
| 5.7.3 | Resistência ao momento fletor para o estado limite FLT para um perfil I duplamente simétrico..... | 230 |
| 5.7.4 | Resistência ao momento fletor devido a FLT para um perfil I monossimétrico..... | 239 |
| a) | compressão na mesa superior (mesa maior)..... | 240 |
| b) | compressão na mesa inferior (mesa menor)..... | 244 |
| 5.7.5 | Viga castelada..... | 247 |
| 5.8 | Estudo comparativo..... | 252 |
| 6 | CONCLUSÕES FINAIS..... | 258 |
| | ANEXO A..... | 262 |

| | |
|---------------------------------|-----|
| ANEXO B..... | 268 |
| REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS..... | 280 |
| BIBLIOGRAFIA..... | 283 |

LISTA DE FIGURAS

| | | |
|-----------|---|----|
| Figura 1 | Curvas de distribuição de freqüências..... | 11 |
| Figura 2 | Definição do índice de confiabilidade..... | 12 |
| Figura 3 | Índice de confiabilidade – carregamentos CP+SC e CP+N.... | 14 |
| Figura 4 | Índice de confiabilidade para o carregamento CP+SC+VT.... | 15 |
| Figura 5 | Índice de confiabilidade para CP+SC+T..... | 15 |
| Figura 6 | Índice de confiabilidade para a combinação CP-VT..... | 17 |
| Figura 7 | Tipos de perfil para barras tracionadas..... | 34 |
| Figura 8 | Perfis I e H ($b_f \geq 0,67 d$) com no mínimo três parafusos por linha por linha de furação ou ligação soldada | 41 |
| Figura 9 | Perfis I e H ($b_f < 0,67 d$) com no mínimo três parafusos por linha por linha de furação ou ligação soldada | 41 |
| Figura 10 | Perfis com somente dois parafusos por linha de furação..... | 42 |
| Figura 11 | Chapas ligadas com soldas..... | 42 |
| Figura 12 | Determinação de \bar{x} para o cálculo de C_t | 44 |
| Figura 13 | Definição do comprimento L e da excentricidade \bar{x} de uma barra com ligação parafusada..... | 45 |
| Figura 14 | Definição do comprimento de uma barra com ligação soldada | 45 |
| Figura 15 | Cantoneira parafusada com quatro ou mais parafusos..... | 46 |
| Figura 16 | Cantoneira parafusada com um parafuso e por uma aba apenas..... | 48 |
| Figura 17 | Cantoneira parafusada com dois parafusos e por uma aba apenas..... | 49 |
| Figura 18 | Cantoneira parafusada com três parafusos e por uma aba apenas..... | 49 |
| Figura 19 | Excentricidade para ligação soldada..... | 52 |
| Figura 20 | Amostras de testes..... | 59 |
| Figura 21 | Comparação entre os valores de P dos testes com valores da fórmula $P_u = K_2 (1 - \bar{x} / L) A_n f_u$ | 65 |

| | | |
|-----------|--|-----|
| Figura 22 | Comparação entre os valores de P dos testes com valores da fórmula $P_u = [A_{cn} + \eta (f_y / f_u) A_0] f_u$ | 66 |
| Figura 23 | Comparação entre os valores de P dos testes com os valores das cargas últimas do comentário do AISC/LRFD (1999) e da NBR (1986)..... | 67 |
| Figura 24 | Comparação entre os valores de P dos testes com os valores das cargas últimas da norma CAN/CSA (1994)..... | 68 |
| Figura 25 | Configuração das amostras de chapas soldadas para testes..... | 69 |
| Figura 26 | Configuração das amostras de cantoneiras soldadas para testes..... | 73 |
| Figura 27 | Configuração das amostras para barras com perfil U, soldadas para testes..... | 76 |
| Figura 28 | Perfil I parafusado pelas mesas..... | 79 |
| Figura 29 | Perfil U parafusado pela alma..... | 81 |
| Figura 30 | Perfil tubular com ligação soldada..... | 82 |
| Figura 31 | Dimensões de testes das amostras..... | 83 |
| Figura 32 | Relação entre a tensão crítica de flambagem e a esbeltez da placa..... | 104 |
| Figura 33 | Coefficiente Q_s em função de b/t – Mesa de perfil I..... | 110 |
| Figura 34 | Coefficiente Q_s em função de b/t – Aba de cantoneira simples | 111 |
| Figura 35 | Coefficiente Q_a em função de b/t – Caso C1..... | 113 |
| Figura 36 | Coefficiente Q_a em função de b/t – Caso C2..... | 113 |
| Figura 37 | Coefficiente Q_a em função de b/t – Caso C3..... | 114 |
| Figura 38 | Coefficiente Q_a em função de b/t – Caso C4..... | 114 |
| Figura 39 | Coefficiente Q para perfil I..... | 116 |
| Figura 40 | Modelo típico de tensões residuais para perfis laminados..... | 118 |
| Figura 41 | Distribuição típica de tensões residuais para perfis I soldados | 119 |
| Figura 42 | Distribuição típica de tensões residuais para perfil caixa soldado..... | 119 |
| Figura 43 | Distribuição típica de tensões residuais para chapas laminadas e para chapas cortadas a maçarico..... | 120 |
| Figura 44 | Curvas de resistências máximas de colunas..... | 121 |

| | | |
|-----------|---|-----|
| Figura 45 | Curva 1 – SSRC..... | 123 |
| Figura 46 | Curva 2 – SSRC..... | 124 |
| Figura 47 | Curva 3 – SSRC..... | 124 |
| Figura 48 | Curvas múltiplas de coluna – ECCS..... | 130 |
| Figura 49 | Gráfico $\bar{\lambda} \times \rho$ – Comparação das curvas ECCS e BS 5950... | 139 |
| Figura 50 | Curvas ECCS e SSRC..... | 141 |
| Figura 51 | Comparação das curvas de flambagem das normas para CP/SC = 0,5..... | 145 |
| Figura 52 | Comparação das curvas de flambagem das normas para CP/SC = 1,5..... | 147 |
| Figura 53 | Comparação das curvas de flambagem das normas para CP/SC = 2,5..... | 148 |
| Figura 54 | Comparação das curvas de flambagem das normas para CP/SC = 3,5..... | 149 |
| Figura 55 | Flambagem local da mesa comprimida..... | 167 |
| Figura 56 | Flambagem local da alma..... | 167 |
| Figura 57 | Flambagem lateral com torção..... | 168 |
| Figura 58 | Imperfeições geométricas..... | 170 |
| Figura 59 | Perfis mais utilizados na flexão..... | 171 |
| Figura 60 | Dimensões dos elementos dos perfis..... | 176 |
| Figura 61 | Curvaturas simples e reversa..... | 194 |
| Figura 62 | Resistência ao momento fletor de acordo com a NBR 8800 (1986)..... | 195 |
| Figura 63 | Resistência ao momento fletor de acordo com o AISC/LRFD (1999)..... | 198 |
| Figura 64 | Resistência nominal, M_n em função do parâmetro $\bar{\lambda}_{LT}$ | 201 |
| Figura 65 | Convenção de sinais para determinação de y_D | 205 |
| Figura 66 | Condições de restrições para as extremidades de vigas em balanços..... | 210 |
| Figura 67 | Coeficiente de viga associado ao fator K_n | 220 |
| Figura 68 | Resistência nominal devido ao momento fletor para FLT – Caso 1- momento uniforme – viga bi apoiada..... | 237 |

| | | |
|-----------|---|-----|
| Figura 69 | Resistência nominal devido ao momento fletor para FLT – Caso 2- carga distribuída – viga bi apoiada..... | 237 |
| Figura 70 | Resistência nominal devido ao momento fletor para FLT – Caso 3- carga concentrada no meio do vão – viga bi apoiada.. | 238 |
| Figura 71 | Resistência nominal devido ao momento fletor para FLT – Caso 4- carga distribuída – viga bi engastada..... | 238 |
| Figura 72 | Resistência nominal devido ao momento fletor para FLT – Caso 5- carga concentrada no meio do vão – viga bi engastada..... | 239 |
| Figura 73 | I 500 x 250 x 125 x 16 x 12,5..... | 239 |
| Figura 74 | Valores de C_b – perfil I monossimétrico – mesa maior comprimida..... | 243 |
| Figura 75 | Valores de C_b – perfil I monossimétrico – mesa menor comprimida..... | 247 |
| Figura 76 | Viga castelada..... | 248 |
| Figura 77 | Perfil I duplamente simétrico – Momento uniforme em viga bi apoiada..... | 249 |
| Figura 78 | Perfil I duplamente simétrico – Carga distribuída em viga bi apoiada..... | 250 |
| Figura 79 | Perfil I duplamente simétrico – Carga concentrada no meio do vão | 251 |
| Figura 80 | Carregamento CP+SC..... | 263 |
| Figura 81 | Carregamento CP+SC+VT – com $VT/SC = 0,2$ | 263 |
| Figura 82 | Carregamento CP+SC+VT – com $VT/SC = 0,8$ | 264 |
| Figura 83 | Carregamento CP+SC+VT – com $VT/SC = 1,4$ | 264 |
| Figura 84 | Carregamento CP+SC+VT – com $VT/SC = 2,0$ | 265 |
| Figura 85 | Carregamento CP+VT..... | 265 |
| Figura 86 | Carregamento CP+SC+VT – com $VT/SC = 0,2$ – Caso Especial..... | 266 |
| Figura 87 | Carregamento CP+SC+VT – com $VT/SC = 0,8$ – Caso Especial..... | 266 |

| | | |
|-----------|--|-----|
| Figura 88 | Carregamento CP+SC+VT – com $VT/SC = 1.4$ – Caso Especial..... | 267 |
| Figura 89 | Carregamento CP+SC+VT – com $VT/SC = 2.0$ – Caso Especial..... | 267 |

LISTA DE TABELAS

| | | |
|-----------|--|----|
| Tabela 1 | Resumo dos valores de β | 18 |
| Tabela 2 | Coefficientes de ponderação das ações (γ)..... | 20 |
| Tabela 3 | Fatores de combinação (ψ)..... | 21 |
| Tabela 4 | Resumo das combinações de ações..... | 24 |
| Tabela 5 | Solicitação de cálculo (S_d/CP)..... | 28 |
| Tabela 6 | Solicitação de cálculo (S_d/CP) – Caso especial..... | 29 |
| Tabela 7 | Resistência de cálculo de barras tracionadas.. .. | 37 |
| Tabela 8 | Limite do índice de esbeltez para barras tracionadas..... | 53 |
| Tabela 9 | Descrição das amostras e dos resultados dos testes para cantoneiras parafusadas..... | 60 |
| Tabela 10 | Valores de C_t de cantoneiras com ligações parafusadas..... | 62 |
| Tabela 11 | Resumo dos valores médios e dos desvios-padrão da razão P_u/P_{teste} | 68 |
| Tabela 12 | Detalhes das amostras de testes de chapas com ligações soldadas..... | 70 |
| Tabela 13 | Resultados de testes para chapas com ligações soldadas..... | 71 |
| Tabela 14 | Valores de C_t para chapas com ligações soldadas..... | 72 |
| Tabela 15 | Detalhes das amostras de cantoneiras com ligações soldadas.. | 73 |
| Tabela 16 | Resultados de testes das amostras de cantoneiras com ligações soldadas..... | 74 |
| Tabela 17 | Valores de C_t para cantoneiras com ligações soldadas..... | 75 |
| Tabela 18 | Detalhes das amostras de perfis U com ligações soldadas..... | 77 |
| Tabela 19 | Resultados de testes de amostras de perfis U com ligações soldadas..... | 78 |
| Tabela 20 | Valores de C_t para perfis U com ligações soldadas..... | 79 |
| Tabela 21 | Valores de C_t para barras com perfil I com ligação parafusada pelas mesas..... | 80 |

| | | |
|-----------|---|-----|
| Tabela 22 | Valores de C_t para perfil U ligado pela alma por meio de parafusos..... | 81 |
| Tabela 23 | Dimensões das amostras..... | 83 |
| Tabela 24 | Propriedades do material das amostras e resultados de testes. | 84 |
| Tabela 25 | Valores de C_t para perfis tubulares com ligações soldadas..... | 85 |
| Tabela 26 | Relação largura/espessura (b/t) de elementos componentes de barras comprimidas para que não ocorra a flambagem local... | 98 |
| Tabela 27 | Máximas razões largura/espessura dos elementos comprimidos..... | 102 |
| Tabela 28 | Elementos comprimidos internos..... | 102 |
| Tabela 29 | Elementos comprimidos externos..... | 103 |
| Tabela 30 | Razões largura/espessura limitantes de elementos comprimidos..... | 105 |
| Tabela 31 | Tabela de seleção de curvas (Bjorhovde, 1972)..... | 128 |
| Tabela 32 | Valores de ρ para a curva a..... | 133 |
| Tabela 33 | Valores de ρ para a curva b..... | 134 |
| Tabela 34 | Valores de ρ para a curva c..... | 135 |
| Tabela 35 | Valores de ρ para a curva d..... | 136 |
| Tabela 36 | Valores de ρ (resistência nominal / $A_g f_y$) - ECCS e BS 5950 | 138 |
| Tabela 37 | Valores de ρ (resistência nominal / $A_g f_y$) - ECCS e SSRC..... | 140 |
| Tabela 38 | Curvas de compressão / normas..... | 142 |
| Tabela 39 | Valores de ρ (resistência nominal / $A_g f_y$) - CP/SC = 0,5..... | 145 |
| Tabela 40 | Valores de ρ (resistência nominal / $A_g f_y$) - CP/SC = 1,5..... | 147 |
| Tabela 41 | Valores de ρ (resistência nominal / $A_g f_y$) - CP/SC = 2,5..... | 148 |
| Tabela 42 | Valores de ρ (resistência nominal / $A_g f_y$) - CP/SC = 3,5..... | 149 |
| Tabela 43 | Limite de esbeltez..... | 150 |
| Tabela 44 | Número de testes realizados..... | 151 |
| Tabela 45 | Dimensão nominal para as amostras de perfil I laminado..... | 153 |
| Tabela 46 | Dimensão nominal para as amostras do perfil I soldado..... | 154 |
| Tabela 47 | Resultados de testes x curva ECCS (b) – Perfil I laminado.... | 155 |
| Tabela 48 | Resultados de testes x curva ECCS (b) – Perfil I soldado..... | 156 |

| | | |
|-----------|--|-----|
| Tabela 49 | Comparação dos resultados de testes e curva ECCS (b) para perfil caixa soldado..... | 157 |
| Tabela 50 | Comparação dos resultados de testes e curva ECCS (b) para perfil tubular quadrado..... | 157 |
| Tabela 51 | Comparação dos resultados de testes e curva ECCS (b) para perfil circular..... | 158 |
| Tabela 52 | Valores limites de b/t | 174 |
| Tabela 53 | Valores de ϕ_b | 175 |
| Tabela 54 | Parâmetros de esbeltez para determinação da resistência ao momento fletor para a NBR 8800 (1986) para o estado limite FLA..... | 178 |
| Tabela 55 | Parâmetros de esbeltez para determinação da resistência ao momento fletor para o AISC/LRFD (1999) e para a Revisão da Norma Brasileira para o estado limite FLA..... | 179 |
| Tabela 56 | Parâmetros de esbeltez para determinação da resistência ao momento fletor para o CAN/CSA (1994) para o estado limite FLA..... | 180 |
| Tabela 57 | Parâmetros de esbeltez para determinação da resistência ao momento fletor para o Eurocode 3 (2001) para o estado limite FLA..... | 181 |
| Tabela 58 | Parâmetros de esbeltez para determinação da resistência ao momento fletor para a BS 5950 (2000) para o estado limite FLA..... | 183 |
| Tabela 59 | Parâmetros de esbeltez para determinação da resistência ao momento fletor para a NBR 8800 (1986) para o estado limite FLM..... | 185 |
| Tabela 60 | Valores de M_f e M_{cr} para a NBR 8800 (1986) para o estado limite FLM..... | 186 |
| Tabela 61 | Parâmetros de esbeltez para determinação da resistência ao momento fletor para o AISC/LRFD (1999) para o estado limite FLM..... | 188 |

| | | |
|-----------|--|-----|
| Tabela 62 | Valores de M_r e M_{cr} para o AISC/LRFD (1999) para o estado limite FLM..... | 189 |
| Tabela 63 | Parâmetros de esbeltez para determinação da resistência ao momento fletor para o CAN/CSA (1994) para o estado limite FLM..... | 190 |
| Tabela 64 | Parâmetros de esbeltez para determinação da resistência ao momento fletor para o Eurocode 3 (2001) para o estado limite FLM..... | 191 |
| Tabela 65 | Parâmetros de esbeltez para determinação da resistência ao momento fletor para a BS 5950 (2000) para o estado limite FLM..... | 192 |
| Tabela 66 | Fator de imperfeição..... | 200 |
| Tabela 67 | Seleção da curva de flambagem para uma seção transversal... | 201 |
| Tabela 68 | Valores de C_1 , C_2 , e C_3 correspondentes aos valores de K , para os casos de momentos nas extremidades e de cargas transversais..... | 203 |
| Tabela 69 | Comprimento efetivo para vigas sem restrição lateral..... | 208 |
| Tabela 70 | Comprimento efetivo L_E para vigas em balanço sem restrição intermediária..... | 209 |
| Tabela 71 | Valores de m_{LT} | 215 |
| Tabela 72 | Valor de K_c | 216 |
| Tabela 73 | Coefficiente de viga n | 218 |
| Tabela 74 | Fator de momento ξ | 219 |
| Tabela 75 | Valores de C_b | 223 |
| Tabela 76 | Resistências ao momento fletor devido a FLA..... | 228 |
| Tabela 77 | Resistências ao momento fletor devido a FLM..... | 230 |
| Tabela 78 | Resistência nominal ao momento fletor devido a FLT – Caso 1 – Momento uniforme para viga bi apoiada..... | 232 |
| Tabela 79 | Resistência nominal ao momento fletor devido a FLT – Caso 2 – Carga distribuída para viga bi apoiada..... | 233 |
| Tabela 80 | Resistência nominal ao momento fletor devido a FLT – Caso 3 – Carga concentrada no meio do vão para viga bi apoiada... | 234 |

| | | |
|-----------|--|-----|
| Tabela 81 | Resistência nominal ao momento fletor devido a FLT – Caso 4 – Carga distribuída para viga bi engastada..... | 235 |
| Tabela 82 | Resistência nominal ao momento fletor devido a FLT – Caso 5 – Carga concentrada no meio do vão para viga bi engastada | 236 |
| Tabela 83 | Valores de M_{cr} e C_b para o perfil I monossimétrico, considerando a mesa superior (maior) comprimida – Caso 1.. | 241 |
| Tabela 84 | Valores de M_{cr} e C_b para o perfil I monossimétrico, considerando a mesa superior (maior) comprimida – Caso 2.. | 241 |
| Tabela 85 | Valores de M_{cr} e C_b para o perfil I monossimétrico, considerando a mesa superior (maior) comprimida – Caso 3.. | 242 |
| Tabela 86 | Valores de M_{cr} e C_b para o perfil I monossimétrico, considerando a mesa superior (maior) comprimida – Caso 4.. | 242 |
| Tabela 87 | Valores de M_{cr} e C_b para o perfil I monossimétrico, considerando a mesa superior (maior) comprimida – Caso 5.. | 243 |
| Tabela 88 | Valores de M_{cr} e C_b para o perfil I monossimétrico, considerando a mesa inferior (menor) comprimida – Caso 1.. | 244 |
| Tabela 89 | Valores de M_{cr} e C_b para o perfil I monossimétrico, considerando a mesa inferior (menor) comprimida – Caso 2.. | 245 |
| Tabela 90 | Valores de M_{cr} e C_b para o perfil I monossimétrico, considerando a mesa inferior (menor) comprimida – Caso 3.. | 245 |
| Tabela 91 | Valores de M_{cr} e C_b para o perfil I monossimétrico, considerando a mesa inferior (menor) comprimida – Caso 4.. | 246 |
| Tabela 92 | Valores de M_{cr} e C_b para o perfil I monossimétrico, considerando a mesa inferior (menor) comprimida – Caso 5.. | 246 |
| Tabela 93 | Resistência nominal ao momento fletor para FLT de um perfil I duplamente simétrico (kNcm) – DIN 18800 (1990) – Momento uniforme em viga bi apoiada..... | 249 |
| Tabela 94 | Resistência nominal ao momento fletor para FLT de um perfil I duplamente simétrico (kNcm) – DIN 18800 (1990) – Carga distribuída em viga bi apoiada..... | 250 |

| | | |
|-----------|---|-----|
| Tabela 95 | Resistência nominal ao momento fletor para FLT de um perfil I duplamente simétrico (kNcm) – DIN 18800 (1990) – Carga concentrada no meio do vão em viga bi apoiada..... | 251 |
|-----------|---|-----|

LISTA DE SÍMBOLOS

| | |
|----------|---|
| A | Área do elemento da seção transversal da barra conectado diretamente |
| A_c | Área da mesa comprimida |
| A_{cn} | Área líquida do elemento conectado |
| A_e | Área líquida efetiva da seção transversal |
| A_g | Área bruta da seção transversal |
| A_n | Área líquida da seção transversal |
| A_o | Área da aba livre da cantoneira |
| A_t | Área da mesa tracionada |
| A_v | Área de cisalhamento da seção transversal |
| A_w | Área da alma |
| C_1 | Fator dependente do carregamento e das condições de contorno nas extremidades do comprimento destravado |
| C_2 | Fator dependente da posição de atuação das cargas verticais em relação ao centro de torção |
| C_3 | Fator dependente do carregamento e das condições de contorno nas extremidades do comprimento destravado |
| C_b | Fator de momento equivalente que relaciona M_{CR} e M_0 , nos casos de diagrama de momento fletor não uniforme |
| CP | Carga permanente |
| C_t | Coefficiente de redução que leva em conta o fato de apenas parte da seção transversal resistir à força de tração, após sua introdução |
| C_w | Constante de empenamento |
| D | Diâmetro do perfil tubular |
| E | Módulo de elasticidade do aço: $E = 205000$ MPa |
| F_{cr} | Tensão de flambagem elástica ou inelástica. |
| FS | Fator de segurança |
| F_G | Ações permanentes |
| F_{Q1} | Ação variável considerada como principal |
| F_{Qi} | Demais ações variáveis |

| | |
|----------|---|
| F_v | Resistência ao cisalhamento |
| G | Módulo de elasticidade transversal, para o aço: $G = 0,385 E$ |
| I_x | Momento de inércia em relação ao eixo x |
| I_y | Momento de inércia em relação ao eixo y |
| I_{yc} | Momento de inércia do flange comprimido em relação ao eixo y |
| I_{yt} | Momento de inércia do flange tracionado em relação ao eixo y |
| I_f | Momento de inércia da mesa em relação a um eixo no plano médio da alma |
| I_c | Momento de inércia da mesa comprimida em relação a um eixo no plano médio da alma |
| I_t | Momento de inércia da mesa tracionada em relação a um eixo no plano médio da alma |
| I_T | Momento de inércia à torção |
| KL | Comprimento de flambagem |
| K | Coefficiente que refere-se à rotação das extremidades do comprimento destravado no plano da flambagem |
| K_1 | Fator de ductilidade |
| K_2 | Fator relacionado com o tipo do furo |
| K_3 | Fator relacionado com o espaçamento dos furos |
| K_4 | Fator relacionado com o efeito “shear lag” |
| K_c | Coefficiente de caracterização da força de compressão na mesa |
| K_e | Coefficiente de área líquida efetiva |
| K_w | Coefficiente que refere-se ao empenamento |
| L | Comprimento da ligação |
| L_b | Comprimento destravado |
| L_E | Comprimento efetivo para flambagem lateral com torção nos apoios |
| L_{LT} | Vão da viga |
| M_1 | Menor momento fletor, em valor absoluto, que atua nas extremidades do comprimento destravado |
| M_2 | Maior momento fletor, em valor absoluto, que atua nas extremidades do comprimento destravado |
| M_A | Momento fletor, em valor absoluto, a $\frac{1}{4}$ do comprimento destravado |
| M_B | Momento fletor, em valor absoluto, no ponto médio do comprimento destravado |

| | |
|-----------|---|
| M_C | Momento fletor, em valor absoluto, a $\frac{3}{4}$ do comprimento destravado |
| $M_{b,1}$ | Resistência à flambagem lateral com torção para compressão no flange superior |
| $M_{b,2}$ | Resistência à flambagem lateral com torção para compressão no flange inferior |
| M_{cr} | Momento fletor de flambagem elástica |
| M_n | Resistência nominal ao momento fletor |
| M_{max} | Maior momento no comprimento destravado |
| M_{pl} | Momento de plastificação |
| M_r | Momento fletor correspondente ao início de escoamento, incluindo ou não o efeito de tensões residuais |
| $M_{x,1}$ | Momento máximo em relação ao eixo x, que produz compressão no flange superior |
| $M_{x,2}$ | Momento máximo em relação ao eixo x, que produz compressão no flange inferior |
| N | Neve |
| N_d | Força normal de cálculo da barra |
| N_n | Resistência nominal |
| P_t | Capacidade de tração |
| Q | Curva de frequência hipotética para o efeito de cargas; Coeficiente relacionado a flambagem local. |
| Q_a | Coeficiente de redução para flambagem local para elementos enrijecidos |
| Q_s | Coeficiente de redução para flambagem local para elementos não enrijecidos |
| Q_i | Carga nominal |
| R | Curva de frequência hipotética para resistência do elemento estrutural |
| R_n | Resistência nominal do elemento estrutural |
| SC | Sobrecarga |
| S_d | Solicitação de cálculo |
| T | Terremoto |
| VT | Vento |
| X_{LT} | Fator de redução |
| Z | Módulo resistente plástico relativo ao eixo de flexão |
| Z_f | Módulo resistente plástico da seção excluindo a área de cisalhamento A_v |
| Z_p | Distância do ponto de transmissão da carga até o centro de gravidade |

| | |
|------------|---|
| Z_v | Módulo resistente plástico da seção efetiva da área de cisalhamento A_v |
| W | Módulo resistente elástico relativo ao eixo de flexão |
| W_c | Módulo resistente elástico do lado comprimido da seção transversal |
| W_{eff} | Módulo resistente elástico efetivo |
| W_t | Módulo resistente elástico do lado tracionado da seção transversal |
| Y_0 | Distância do centro de gravidade e o centro de cisalhamento da seção. |
| a_1 | Área do elemento do conectado |
| a_2 | Área do elemento livre |
| a_e | Área líquida efetiva de cada elemento |
| a_g | Área bruta de cada elemento |
| a_n | Área líquida de cada elemento |
| b | Largura do elemento |
| \bar{b} | Largura apropriada |
| b_e | Largura reduzida |
| b_{eff} | Largura efetiva |
| b_f | Largura da mesa do perfil I |
| c | Distância da face externa do flange até o centro de gravidade da seção T |
| d | Altura da alma do perfil I ou altura do perfil T |
| d_0 | Diâmetro do furo |
| e_1, e_2 | Distância do furo até a borda |
| f | Tensão de compressão elástica no elemento enrijecido |
| f_y | Limite de escoamento do aço |
| f_{yf} | Tensão de escoamento do flange |
| f_{yw} | Tensão de escoamento da alma |
| f_r | Tensão residual |
| f_u | Limite de resistência do aço à tração |
| f_v | Esforço cortante atuante na viga |

| | |
|---------------|--|
| h | Altura da alma do perfil I |
| h_1 | Distância do centro de gravidade da seção até o centro da mesa |
| h_2 | Distância do centro de gravidade da seção até a borda livre da alma |
| h_c | Distância do centro de gravidade da seção até o centro da mesa comprimida |
| h_L | Comprimento transversal do enrijecedor |
| h_s | Distância entre os centros de cisalhamento |
| h_t | Distância do centro de gravidade da seção até o centro da mesa tracionada |
| k_σ | Fator de flambagem correspondente a razão das tensões ψ |
| m_{LT} | Fator de momento uniforme equivalente para flambagem lateral com torção |
| n | Coefficiente de viga |
| p_1 | Distância entre furos |
| p_y | $\leq f_y$ ou $\leq f_u/1.2$ |
| r_t | Raio de giração em relação ao eixo de menor inércia da seção transversal incluindo a mesa comprimida e 1/5 da alma |
| t | Espessura do elemento |
| t_f | Espessura da mesa do perfil I |
| t_w | Espessura da alma do perfil I |
| \bar{x} | Excentricidade da ligação |
| y_a | Coordenada do ponto de aplicação da carga |
| y_c | Distância do centro de gravidade da seção até a face interna da mesa comprimida |
| y_D | Coordenada do centro de torção |
| α | Coefficiente das diferentes curvas de flambagem européias |
| α_{LT} | Fator de imperfeição; Constante de Robertson |
| β | Índice de confiabilidade |
| χ | Fator de redução que está relacionado com as curvas de flambagem c ou d |
| χ_M | Fator de redução aplicado para momentos em função de $\bar{\lambda}_M$ |
| ϕ | Rotação |
| γ | Coefficiente de ponderação da ação nominal Q_i |
| γ_g | Coefficiente de ponderação da ação permanente |
| γ_q | Coefficiente de ponderação da ação variável |
| η | Coefficiente relacionado com o número de parafusos por linha |

| | |
|-----------------|--|
| η_{LT} | Fator de Perry |
| λ | Índice de esbeltez |
| $\bar{\lambda}$ | Parâmetro de esbeltez para barras comprimidas |
| λ_p | Índice de esbeltez correspondente à plastificação |
| λ_r | Índice de esbeltez correspondente ao início do escoamento |
| λ_{LT} | Esbeltez equivalente |
| μ | Deslocamento; Curvatura |
| ρ | Fator de redução |
| σ_a | Tensão crítica de flambagem da placa |
| ξ | Fator de momento |
| ω | Empenamento |
| ψ | Razão de tensões; Fator de combinação; Índice de monossimetria |
| ϕ | Coefficiente de segurança da resistência |
| ϕ_b | Coefficiente de segurança para barras fletidas |
| ϕ_c | Coefficiente de segurança para barras comprimidas |
| ϕ_t | Coefficiente de segurança para barras tracionadas |

RESUMO

Neste trabalho, realiza-se um estudo comparativo entre procedimentos adotados pela norma brasileira NBR 8800, pela especificação americana AISC/LRFD editada em 27 de dezembro de 1999, pela pré-norma européia prENV 1993-1-1: 20xx, pela norma inglesa BS 5950-1:2000, pela norma alemã DIN 18800, pela norma canadense CAN/CSA-S16.1 e por critérios de dimensionamento adotados para a Revisão da Norma Brasileira para projeto de estruturas de aço de edifícios, no que concerne a combinações de ações, à resistência de cálculo de barras tracionadas, comprimidas, fletidas e às relações largura/espessura para que não ocorra flambagem local de elementos comprimidos de barras comprimidas e fletidas. Serão também fornecidas algumas informações a respeito do comportamento de perfis com seção em forma de I e H soldados com chapas cortadas a maçarico, perfis muito utilizados no Brasil. Estas seções apresentam tensões residuais de tração nas bordas das mesas, o que lhes proporciona uma maior resistência.

ABSTRACT

This work consists on a comparative analysis between proceedings of brasilian standard NBR 8800 for design of steel structures, the american specification AISC/LRFD published december 27, 1999, the european prestandard prENV 1993-1-1: 20xx, the english standard BS 5950-1:2000, the german standard DIN 18800, the canadian standard CAN/CSA-S16.1 and criterion suggest for the revision of NBR 8800 about load combination, design resistance of tension members, columns and beams and width/thickness relationships to avoid local plate buckling of columns and beams. It will also be presented some information about the behavior of welded I and H shapes with flange edges flame-cut, largely used in Brazil. These sections have tension residual stress at flange edges and, for this reason, they have greater resistance to instability.

1

INTRODUÇÃO

1.1 Histórico

A NB-14 foi a primeira norma brasileira sobre projeto e execução de estruturas de aço de edifícios. Foi criada em 1958 e revisada apenas uma vez em 1968. Era baseada na norma alemã DIN 4114 de 1952 e no método das tensões admissíveis.

Além de não abranger vários assuntos, apresentava inconsistências; ao longo dos anos, tornou-se uma norma obsoleta.

A necessidade de informações mais atualizadas e completas levou os projetistas de estrutura metálica no Brasil a buscar nas normas estrangeiras informações técnicas mais precisas. A inexistência de uma norma brasileira confiável forçava o uso de especificações estrangeiras, prejudicando o desenvolvimento da construção de aço e desestimulando a pesquisa científica e tecnológica no País, o que causava efeitos negativos, como, por exemplo: a despadronização do ensino oferecido nas escolas técnicas e nas universidades e do procedimento adotado nas diversas empresas, que usavam tipos diferentes de normas, especificações e artigos técnicos.

Existia a necessidade de criar uma norma mais completa e moderna. Em 1986 foi publicada a NBR 8800, que abordava estruturas de aço com perfis soldados e laminados, baseada no método dos estados limites. Essa norma foi basicamente elaborada com informações técnicas da norma americana LRFD 1ª edição, da ECCS (European Convention of Construction Steelworks) e de apêndices da norma canadense CISC (Canadian Institute of Steel Construction) de 1984.

Na década de 90, várias pesquisas e estudos sobre estrutura metálica ocorreram nos Estados Unidos e na Europa, obrigando às normas estrangeiras serem revisadas, surgindo novas edições como AISC/LRFD/2ªed. (1993) e, mais recentemente, uma edição datada de 27 de dezembro de 1999, a norma canadense CAN/CSA/1994 – S16.1 (CISC 1994), a pré-norma europeia ENV 1993 –1 –1, em 1992 (CEN 1992), com uma edição mais recente prEN 1993-1-1 : 20XX, datada de 10 de abril de 2001, e a norma inglesa BS 5950 – 1:2000.

No Brasil, em junho de 1999, foi aprovada a norma NBR 14323 (ABNT 1999), que trata do dimensionamento de estruturas de aço em situação de incêndio. Já a NBR 14762, norma brasileira de dimensionamento de elementos estruturais formados a frio, também foi recentemente aprovada na ABNT. Existe portanto, a necessidade urgente de uma revisão para a NBR 8800 (1986), para que ela não corra o risco de tornar-se desatualizada e desacreditada.

A elaboração de um texto-base da revisão da nova norma brasileira de projeto e execução de estruturas de aço de edifícios já encontra-se em fase final. Este texto será referenciado neste trabalho, por simplicidade, como Revisão da Norma Brasileira. Saliencia-se que muito do conteúdo apresentado pelo texto-base poderá ainda sofrer algumas alterações até a edição definitiva.

Este trabalho de dissertação tem como objetivo o estudo das várias normas utilizadas no mundo, fornecendo informações técnicas dessas especificações e comparando-as entre si e com o novo procedimento da Revisão da Norma Brasileira.

1.2) Sobre o presente estudo

Para a elaboração deste estudo, serão consideradas as seguintes normas:

- NBR 8800 (1986) – Projeto e execução de estruturas de aço de edifícios – Associação Brasileira de Normas Técnicas / ABNT – Rio de Janeiro – 1986.
- AISC/LRFD (1999) – Load and Resistance Factor Design Specification for Structural Steel Buildings – Chicago – Illinois – December 27, 1999.
- CAN/CSA – S161-94 (1994) - Canadian Institute of Steel Construction, (1994), National Standard of Canada.
- BS 5950-1:2000 – British Standards Institution – London – 2000.
- prEN 1993-1-1 : 20XX – Eurocode 3 (2001) – European Committee for Standardization – Brussels – April 10, 2001.
- Deutsches Institut Für Normung E.V. , DIN 18800 Teil 1 (1990).

O objetivo deste trabalho é fazer um estudo comparativo e crítico entre essas normas, abordando os seguintes assuntos:

- Combinações de ações;
- Barras tracionadas;
- Barras comprimidas;
- Barras fletidas;

A rigor, a questão da segurança estrutural envolve os coeficientes de ponderação (γ), que são utilizados na combinação de ações, e os coeficientes de resistência (ϕ), que serão tratados no capítulo 2 – Combinações de Ações -, são analisados e avaliados os valores dos índices de confiabilidade adotados pelas normas.

No capítulo 3 – Barras Tracionadas -, a determinação dos valores de C_t das normas é o parâmetro de estudo mais importante para a análise das resistências das barras tracionadas. Esses valores serão comparados com dados experimentais de vários tipos de perfis utilizados na prática como:

- Cantoneiras duplas e simples com ligações soldadas e parafusadas;
- Placas com ligações soldadas;
- Perfil U com ligações soldadas;
- Perfil I com ligações parafusadas nas mesas;
- Perfil U com ligação parafusada na alma;
- Perfil tubular com ligações soldadas.

Não serão abordadas as barras compostas tracionadas.

No capítulo 4 – Barras Comprimidas, a flambagem local é avaliada mediante a comparação dos valores limites das relações largura/espessura dos elementos comprimidos das seções transversais mais utilizadas na prática, para que não afete a resistência global da barra e a análise do comportamento desses elementos à interação entre a flambagem local e a instabilidade global em barras comprimidas. Já a flambagem global ressalta a importância das curvas múltiplas de flambagem para a determinação da resistência nominal, analisando os diversos tipos de curvas que servem de base para os procedimentos de normas.

Serão também fornecidas algumas informações a respeito do comportamento de perfis I e H soldados, no que se refere à flambagem de barras comprimidas, tendo em vista que esses perfis apresentam tensões residuais de tração nas bordas das mesas, o que lhes proporciona maior resistência.

No capítulo 5, para as barras fletidas serão estudados os estados limites de flambagem local da alma e da mesa comprimida (FLA e FLM, respectivamente), por meio da comparação dos valores limites das relações largura/espessura.

Ainda nesse capítulo, será abordada, de forma mais extensa, a flambagem lateral com torção (FLT) para alguns tipos de perfis metálicos, principalmente o perfil I duplamente simétrico e o assimétrico em relação ao eixo de maior inércia. Neste estudo não serão abordadas a resistência ao momento fletor para vigas esbeltas, a resistência à força cortante, e a resistência de viga tendo em vista o efeito de cargas localizadas atuando sobre a mesa.

Para este trabalho, a norma europeia prEN 1993-1-1 : 20xx, será referenciada no texto por Eurocode 3 (2001) e para figuras e tabelas ela poderá ser indicada por Eurocode ou pela sigla ENV.

2

COMBINAÇÕES DE AÇÕES

2.1 Considerações gerais

2.1.1 Objetivo

Além do objetivo de obter valores numéricos das diversas combinações de ações possíveis no cálculo de uma estrutura para todas as normas estudadas no presente trabalho, este capítulo visa analisar e avaliar os valores dos índices de confiabilidade adotados pelas normas, obtidos mediante pesquisas, que utilizam dados e parâmetros de probabilidades. Tais resultados serão comparados com o novo procedimento adotado pela Revisão da Norma Brasileira.

2.1.2 Ações

Para o dimensionamento de uma estrutura, o que interessa são os efeitos das ações (esforços solicitantes, deformações etc.) e as resistências reais dos diversos componentes da estrutura a diferentes tipos de solicitação.

As ações são as causas que provocam esforços ou deformações nas estruturas e podem ser classificadas quanto à sua origem, à sua variabilidade com o tempo e ao seu modo de atuação.

As ações classificadas quanto à origem podem ser:

- Ações inerentes à própria estrutura e ao material utilizado para a sua execução, como peso próprio da estrutura, recalques de apoio, retração, deformação lenta do concreto;
- Ações tendo em vista a finalidade da estrutura. Para edifícios comerciais e habitacionais, têm-se sobrecargas nos pisos por causa da presença de pessoas, móveis e equipamentos, paredes, revestimentos, forros, cargas de caixa d'água. Para edifícios industriais, têm-se cargas de diversos equipamentos, como por exemplo ponte rolante, sobrecargas de utilização, monovias, correias transportadoras;
- Ações decorrentes do meio ambiente, como o vento, terremotos, neve, variações de temperatura;
- Ações decorrentes de acidentes, como explosões e colisões de veículos.

As ações classificadas quanto à variabilidade com o tempo podem ser :

- Ações permanentes: não variam ao longo da vida útil da estrutura, como por exemplo o peso próprio da estrutura metálica, o peso próprio da laje, o peso da alvenaria permanente, o acabamento, o revestimento de pisos;
- Ações variáveis: podem sofrer alteração ao longo da vida útil da estrutura, que pode ser lenta ou rápida, dependendo da natureza da ação. Por exemplo, para a variação de temperatura ambiente esse processo é lento; já para a força horizontal de choque de uma ponte rolante varia muito em pequenos intervalos de tempo.
- Ações excepcionais: incêndio, explosões, choque de veículos, efeitos sísmicos.

As ações classificadas quanto ao modo de atuação podem ser:

- Ações externas: peso próprio da estrutura, sobrecargas em geral, vento;
- Ações internas: variação de temperatura, pré-tensão, recalque de apoio, retração, deformação lenta do concreto.

As ações a serem adotadas no projeto das estruturas devem ser tomadas como nominais; para o estabelecimento das regras de combinações de ações, devem ser classificadas segundo sua variabilidade no tempo.

2.1.3 Estados limites

Para que uma estrutura tenha um comportamento adequado e confiável, é necessário que as respostas das estruturas em virtude das ações não ultrapassem certos valores limites inerentes ao material, à forma da estrutura e à sua finalidade.

Os estados limites últimos são aqueles relacionados com a segurança da estrutura, e sua ocorrência está sempre associada ao colapso parcial ou total da estrutura. No projeto são geralmente caracterizados por:

- Perda de equilíbrio, global ou parcial, admitida a estrutura como um corpo rígido;
- Ruptura ou deformação plástica excessiva do material empregado;
- Transformação da estrutura, no todo ou em parte, em sistema hipostático;
- Instabilidade por deformação;
- Instabilidade dinâmica;
- Ruptura por tração, corte ou outro estado de tensões;
- Flambagem global e local de barras submetidas a esforços de compressão e flexão.

A ocorrência dos estados limites de utilização estão relacionados com o desempenho da estrutura, sendo os mais comuns:

- Deformações permanentes que causam efeitos estéticos desagradáveis;
- Deformações elásticas que podem prejudicar o funcionamento de equipamentos apoiados na estrutura;
- Vibrações que podem causar desconforto para as pessoas que trabalham ou vivem em determinada estrutura.

Para este estudo, será analisada apenas a combinação de ações para o estado limite último; portanto, tem-se:

$$\sum (\gamma_g G) + \gamma_{q1} Q_1 + \sum (\gamma_{qj} \psi_j Q_j) \leq \phi R_n$$

em que:

G = ações permanentes;

Q₁ = ação variável predominante;

Q_j = demais ações variáveis;

γ_g = coeficiente de ponderação das ações permanentes;

γ_q = coeficientes de ponderação das ações variáveis;

ψ = fatores de combinação;

φ R_n = resistência de cálculo;

φ = coeficiente de ponderação da resistência nominal;

R_n = Resistência nominal do elemento estrutural.

Do lado dos efeitos das ações, as incertezas relativas ao modelo matemático usado para a análise da estrutura real (graus de engastamento nos apoios, graus de rigidez das ligações etc.), à execução da estrutura (comprimentos das barras etc.), às dimensões das seções transversais (tolerâncias de laminação, de fabricação etc.) são consideradas na fixação dos valores de γ. Já do lado das resistências, as incertezas relativas ao comportamento das peças em cada tipo de colapso (ruptura, flambagem, plastificação etc.) são consideradas na fixação dos valores de φ.

2.2 Revisão bibliográfica

Para o estudo das combinações de ações, o valor do índice de confiabilidade está diretamente relacionado aos diferentes valores dos coeficientes de ponderação γ e ϕ , sendo de muita importância para a determinação desses, conforme será comentado no item 2.3 .

De acordo com Galambos et al. (1982), são avaliados os níveis de confiabilidade usados nas normas e especificações americanas, para barras e elementos comuns, tais como vigas, colunas e ligações, utilizando-se um esquema de cálculo de confiabilidade e as melhores avaliações disponíveis de distribuições e parâmetros de probabilidades. Tal estudo foi elaborado com o emprego do método das tensões admissíveis.

Salmon et al. (1996) apresentam valores dos índices de confiabilidade (β) utilizados nas normas e especificações americanas para o método dos estados limites últimos.

A European Committee for Standardization (1994) apresenta valores dos índices de confiabilidade (β) que são utilizados pelas normas e especificações européias.

Os valores dos coeficientes de ponderação γ para a análise das combinações de ações foram obtidos por meio dos procedimentos das normas aqui estudadas:

- Associação Brasileira de Normas Técnicas, (1986) – NBR 8800;
- Associação Brasileira de Normas Técnicas, (1984) – NBR 8681;
- American Institute of Steel Construction, (1999) – AISC/LRFD;
- Canadian Institute of Steel Construction, (1994) – CAN/CSA;
- British Standards Institution, (2000) – BS 5950;
- Deutsches Institut Für Normung E.V. , (1990) – DIN 18800;
- European Committee for standardization, (1994) – Eurocode 1.

2.3 Índice de confiabilidade

Existe uma probabilidade muito pequena de violação dos estados limites, mesmo usando os valores de cálculo e os efeitos das ações. Essa probabilidade pode ser caracterizada matematicamente pelo índice de confiabilidade (β).

O critério do estado limite último é mostrado na FIG.1, que apresenta duas curvas de frequências hipotéticas: uma para o efeito de cargas (Q) e outra para a resistência do elemento estrutural (R).

No local onde as duas curvas de frequência se encontram, área comum às duas curvas, o efeito de cargas é maior que a resistência do elemento estrutural, e ocorrerá o colapso da estrutura.

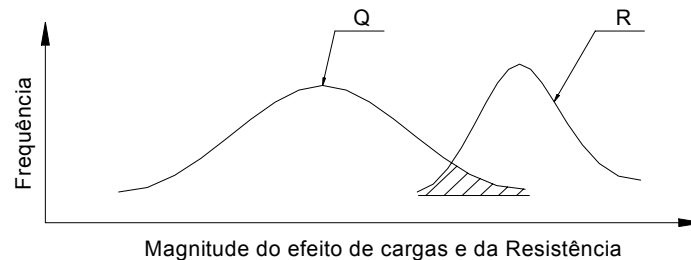


FIGURA 1 – Curvas de distribuição de frequências

Deve-se projetar as estruturas de maneira que essa área comum às duas curvas seja suficientemente pequena, para que a probabilidade de ocorrer a falha na estrutura seja aceitável.

Se a expressão $R < Q$ é dividida por Q, o resultado expresso, no que diz respeito a logaritmo, será uma simples curva de distribuição de frequências, combinando as incertezas de Q e R.

A probabilidade de atingir um estado limite ($R < Q$) é igual a probabilidade que $\ln(R/Q) < 0$, e é representada pela área hachurada no diagrama da FIG. 2.

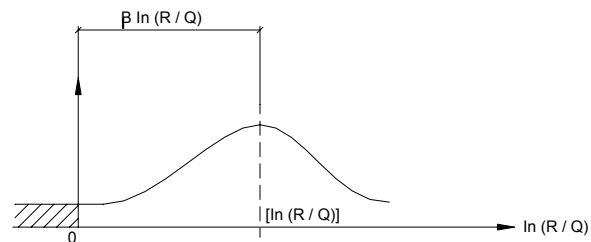


FIGURA 2 – Definição do índice de confiabilidade

A área hachurada deverá ser reduzida; dessa maneira, a confiabilidade será aumentada, usando um ou outro dos casos abaixo:

- (1) Movendo o valor médio de $\ln(R/Q)$ para a direita;
- (2) Reduzindo a extensão da curva para uma dada posição do valor médio relativo até a origem.

Uma maneira conveniente de combinação dessas duas aproximações é definindo a posição do valor médio, usando o desvio-padrão de $\ln(R/Q)$ como unidade de medida. Dessa maneira, a distância da origem até o valor médio é medida como o número de desvios-padrão da função $\ln(R/Q)$; essa quantidade de desvio-padrão chama-se índice de confiabilidade, representada pelo símbolo β .

O valor de β varia de norma para norma. Isso explica os valores diferentes de γ_i e de ϕ , que são adotados para cada especificação .

As normas para um projeto estrutural contêm requisitos para garantir que as estruturas sejam satisfatoriamente seguras para os efeitos de várias cargas. Essas condições, que incluem fatores de carga, fatores de resistência, tensões admissíveis e limites de deformação, têm evoluído de acordo com a larga experiência dos profissionais da área, da verificação de dados experimentais disponíveis, da teoria e do sentimento do engenheiro.

No estudo de Galambos et al. (1982), é apresentado um valor calculado para o índice de confiabilidade tanto para carregamentos com cargas gravitacionais quanto para aqueles com cargas gravitacionais mais cargas variáveis, como vento e terremoto.

As combinações mais comuns de carregamentos, envolvendo cargas gravitacionais, são: cargas permanentes mais sobrecargas máximas de ocupação de pisos, e cargas permanentes mais sobrecargas por causa do peso de neve em coberturas.

Este estudo foi feito com a utilização do método das tensões admissíveis para as estruturas de aço. Entretanto, acredita-se que os valores aqui encontrados são válidos também para os estados limites últimos, em virtude dos valores do LRFD estarem calibrados para o ASD. Este trabalho também aborda estruturas de concreto que utilizam o método dos estados limites.

Nas especificações de tensões admissíveis, tem-se:

$$R_n / FS = CP + SC \text{ (ou } CP + N)$$

$$\text{Logo: } R_n = 1,7 (CP + SC)$$

Para as estruturas de concreto, em que é utilizado o estado limite último, tem-se que:

$$\phi R_n = 1,4 CP + 1,7 SC$$

em que:

FS - fator de segurança

SC – sobrecarga

N - carga de neve

CP - carga permanente

Os índices de confiabilidade para vigas metálicas submetidas à flexão para carregamentos CP + SC e CP + N são mostrados na FIG.3 em função da razão SC/CP ou N / CP.

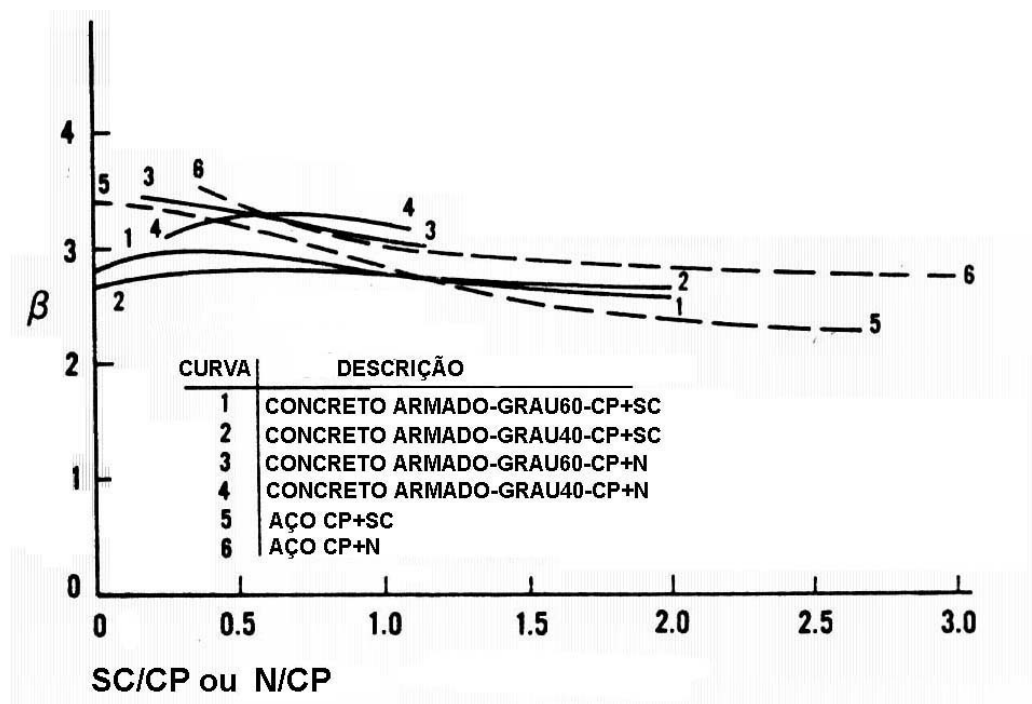


FIGURA 3 - Índice de confiabilidade – carregamentos CP+SC e CP+N.

Observa-se que, em cada caso apresentado, o índice de confiabilidade (β) tende a diminuir com o aumento de SC/CP ou de N/CP. Os valores de β para as vigas de aço possuem uma variação maior que os valores apresentados para as vigas de concreto. Isso acontece porque para o aço é usado apenas um coeficiente de segurança (tensões admissíveis) nas combinações de ações, enquanto que para o concreto utiliza-se um coeficiente de ponderação para cada tipo de ação (estado limite último).

Conclui-se que os valores mais representativos de β para vigas metálicas variam entre:

- 2,9 a 3,2 para o carregamento de CP + N
- 2,5 a 3,0 para o carregamento de CP + SC

Para a combinação de carregamento, considerando vento ou terremoto, tem-se:

- CP + SC + VT
- CP + SC + T

no qual: VT = vento e T = terremoto

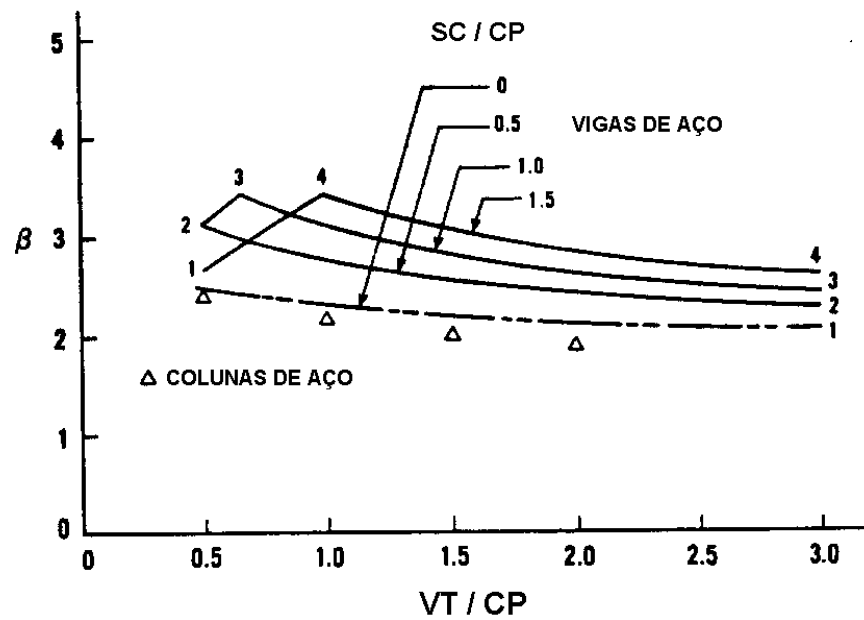


FIGURA 4 - Índice de confiabilidade para o carregamento $CP+SC+VT$

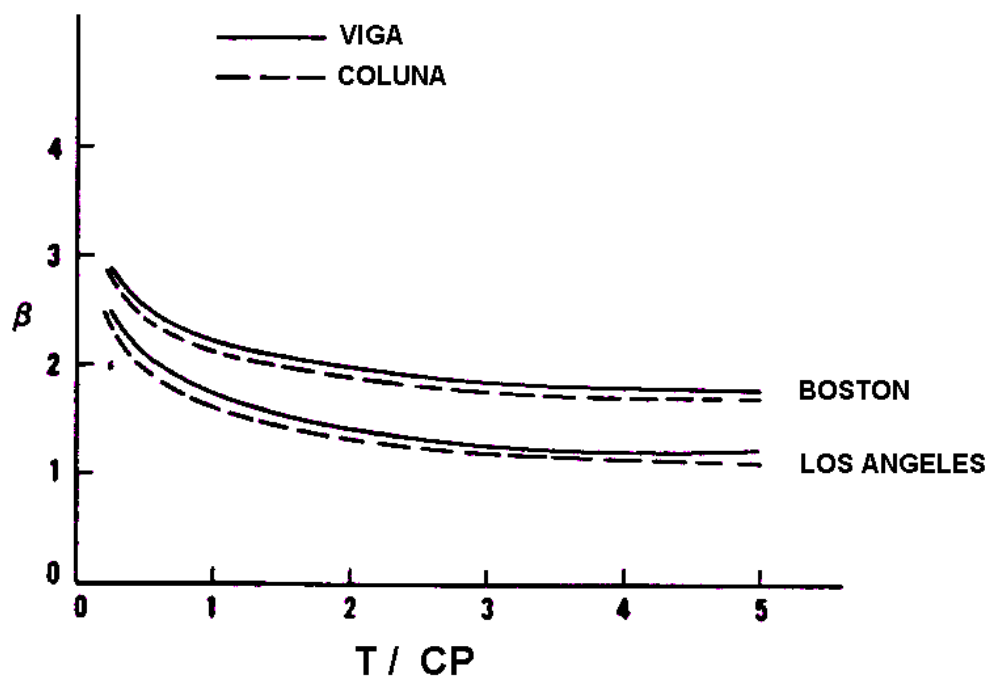


FIGURA 5 - Índice de confiabilidade para $CP + SC + T$

Os valores de β variam de acordo com as razões SC/CP e VT/CP, conforme a FIG. 4 para carregamentos com vento, e com a razão T/CP, conforme a FIG.5 para o caso de carregamento com terremoto.

Para o método das tensões admissíveis, tem-se:

$$4 R_n / 3 FS = CP + SC + VT \text{ logo } R_n = 1,3 (CP + SC + VT)$$

Observando o gráfico da FIG. 4, o valor de β diminui com o aumento de VT/CP e com a diminuição de SC/CP. Quando o vento tem a maior componente de cargas, os valores de β aproximam-se de 2,0. Quando a parcela de SC é bem maior que a do vento, os valores de β aproximam-se daqueles usados na hipótese de carregamento CP + SC, já mencionados anteriormente, que são um pouco superiores na faixa de, aproximadamente, 2,5 a 3,0.

Em geral, as combinações com o vento apresentam resultados para o índice de confiabilidade inferiores às combinações com cargas gravitacionais.

A FIG. 5 apresenta os valores de β para o carregamento com cargas de terremoto (CP + SC + T), considerando situações diferentes para pilares e vigas; também são analisados dois tipos de região dos EUA - Boston e Los Angeles.

Nota-se que os índices de confiabilidade para a combinação de carregamento CP + SC + T estão na faixa entre 1,4 e 2,4, aproximadamente, e são menores que os da CP + SC + VT.

Enquanto a diferença entre os valores de vigas e pilares é pequena, o efeito da localização geográfica apresenta diferença significativa para as duas cidades mencionadas.

A FIG. 6 apresenta valores dos índices de confiabilidade para a combinação de ações CP – VT. Observa-se que, quando a parcela do vento é pequena, os valores de β aproximam-se dos valores para a combinação CP + SC. Quando o vento aumenta, β tende a valores mais constantes e menores, na faixa de 1,5 .

Quando os efeitos do vento ou do terremoto são contrários aos das cargas gravitacionais, os índices de confiabilidade tendem a ser menores que os valores adotados para a combinação na qual as ações são adicionadas (CP + SC + VT), conforme pode ser observado, comparando-se os gráficos das FIG. 4, 5 e 6.

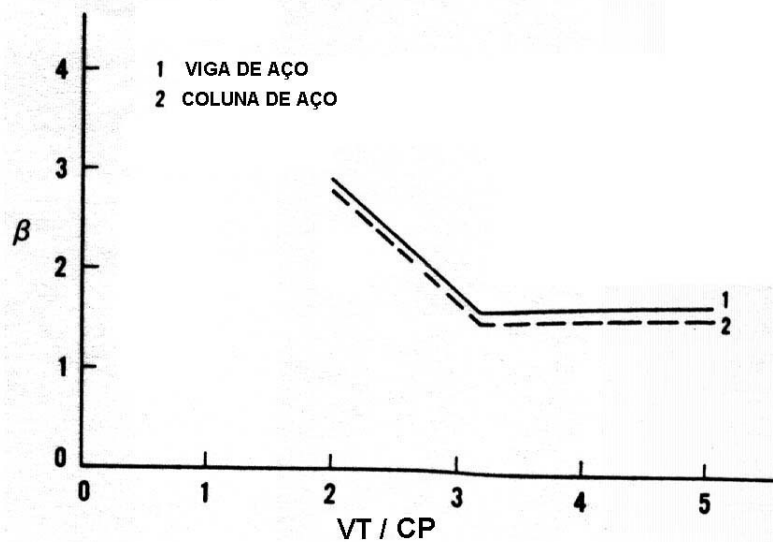


FIGURA 6 - Índice de confiabilidade para a combinação CP – VT.

Segundo Salmon et al. (1996), os valores do índice de confiabilidade para o método dos estados limites últimos, são:

- CP + SC $\Rightarrow \beta = 3,0$
- CP + N $\Rightarrow \beta = 3,0$
- CP + SC + VT $\Rightarrow \beta = 2,5$
- CP + SC + T $\Rightarrow \beta = 1,75$
- LIGAÇÃO $\Rightarrow \beta = 4,5$

Comparando com os resultados obtidos no estudo feito por Galambos et al. (1982) para o método das tensões admissíveis, mencionados anteriormente, observa-se que são muito próximos, o que faz acreditar que os valores do LRFD foram calibrados com os resultados do ASD.

Já o European Committee for Standardization (1994) – Eurocode 1 - adota valores de β para duas situações distintas: uma para toda a vida útil da estrutura; outra, para um período de um ano de vida. Esses últimos valores podem ser relevantes para situações provisórias de projeto e para estruturas temporárias em que a segurança humana é de grande importância. São considerados, portanto, os seguintes valores:

- Estado limite último: $\beta = 3,8$ (durante toda vida útil)
 $\beta = 4,7$ (período provisório)
- Fadiga: $\beta = 1,5$ a $3,8$ (durante toda vida útil)
- Estado limite de serviço: $\beta = 1,5$ (durante toda a vida útil)
 $\beta = 3,0$ (período provisório)

O European Committee for Standardization (1994) –Eurocode 1 - não faz nenhuma distinção para o dimensionamento de barra e de ligação.

A TAB.1 resume e compara os valores de β para a norma americana para o método da tensão admissível, para o método do estado limite último e para a norma européia.

TABELA 1 – Resumo dos valores de β

| SITUAÇÃO \ NORMA | AISC/LRFD | AISC/ASD | EUROCODE |
|--------------------------|------------------|-----------------|-----------------|
| CP + SC | 3,0 | 2,5 a 3,1 | 3,8 |
| CP + N | 3,0 | 2,9 a 3,2 | 3,8 |
| CP + SC + VT(predom.) | 2,5 | 2,0 | 3,8 |
| CP+ SC(predom.) + VT | 2,5 | 3,0 | 3,8 |
| CP – VT | ----- | 1,5 | 3,8 |
| Ligação | 4,5 | ----- | ----- |
| Estado limite de serviço | ----- | ----- | 4,7 |

Nota:

1- Esses valores são para toda a vida útil da estrutura.

2.4 Combinação de ações

De maneira geral, a combinação de ações normais para os estados limites últimos é a seguinte:

$$\sum (\gamma_{gi} F_{Gi}) + \gamma_{qi} F_{Q1} + \sum (\gamma_{qj} \psi_{0j} F_{Qj})$$

em que:

γ_{gi} são os coeficientes de ponderação das ações permanentes;

γ_{qi} são os coeficientes de ponderação das ações variáveis;

ψ_{0j} são os fatores de combinação;

F_{Gi} são as ações permanentes;

F_{Q1} é a ação variável considerada como principal nas combinações normais;

F_{Qj} são as demais ações variáveis.

Os valores dos coeficientes de ponderação (γ) das ações de algumas normas estudadas aqui, para as combinações normais, estão indicados na TAB.2.

Os valores dos fatores de combinação (ψ) de algumas normas estão indicados na TAB.3.

Para as normas AISC/LRFD (1999), CAN/CSA (1994), BS 5950 (2000) e DIN 18800 (1990), o método do estado limite é resumido pela seguinte fórmula:

$$\sum \gamma_i Q_i \leq \phi R_n$$

em que:

γ_i são os coeficientes de ponderação;

Q_i são as cargas nominais;

ϕ é o fator de segurança para a resistência;

R_n é a resistência nominal de uma determinada barra.

TABELA 2 – Coeficientes de ponderação das ações (γ)

| Normas / Ações | Carga permanente (γ_g) | Recalques diferenciais (γ_q) | Variação da temperatura (γ_q) | Pressão do vento (γ_q) | Demais ações variáveis (γ_q) |
|-------------------------------------|---|---|--|---|---|
| NBR 8800 (grande variabilidade) | 1,40 (0,90) | 1,20 | 1,20 | 1,40 | 1,50 |
| NBR 8800 (pequena variabilidade) | 1,30 (1,00) | 1,20 | 1,20 | 1,40 | 1,50 |
| NBR 8681 (grande variabilidade) | 1,40 (0,90) | 1,20 | 1,20 | 1,40 | 1,40 |
| NBR 8681 (pequena variabilidade) | 1,30 (1,00) | 1,20 | 1,20 | 1,40 | 1,40 |
| REVISÃO NBR (Situação 1) | 1,35 (1,00) | 1,20 | 1,20 | 1,40 | 1,50 |
| REVISÃO NBR (Situação 2) | 1,25 (1,00) | 1,20 | 1,20 | 1,40 | 1,50 |
| EUROCODE | 1,35 | 1,00 | 1,50 | 1,50 | 1,50 |

NOTAS:

- (1) Os valores entre parênteses correspondem aos coeficientes para as ações permanentes favoráveis à segurança.
- (2) São consideradas ações permanentes de pequena variabilidade apenas os pesos próprios de elementos metálicos e pré-fabricados, com controle rigoroso de peso, excluindo-se os revestimentos feitos in loco desses elementos.
- (3) A variação de temperatura citada não inclui a gerada por equipamentos, a qual deve ser considerada como demais ações variáveis.

(4) Para a revisão da NBR, foi considerada duas situações distintas, obtidas por intermédio de informações do projeto da NBR8681:2002:

SITUAÇÃO 1: Para estruturas que seriam equivalentes as de grande variabilidade, com ações permanentes diretas consideradas separadamente, para edificações do tipo prediais, com o peso próprio de estruturas moldadas no local e com elementos industrializados.

SITUAÇÃO 2: Para estruturas que seriam equivalentes as de pequena variabilidade, com ações diretas consideradas separadamente, para edificações do tipo galpões, cuja ação permanente é somente o peso próprio da estrutura metálica.

TABELA 3 – Fatores de combinação (ψ)

| Normas / Ações | SC p/ arquivos bibliotecas oficinas | Demais sobrecargas | Variação da temperatura | Pressão do vento |
|-----------------------|--|-------------------------------|------------------------------------|-----------------------------|
| NBR 8800 | 0,80 | 0,65 | 0,60 | 0,60 |
| NBR 8681 | 0,80 | 0,70 | 0,60 | 0,60 |
| REVISÃO NBR | 0,80 | 0,70 | 0,60 | 0,60 |
| EUROCODE | 1,00 | 0,70 | 0,60 | 0,60 |

Podem-se completar, portanto, as informações dadas pelas tabelas TAB. 2 e 3 para as demais normas, apresentando as combinações que estas especificações estabelecem:

AISC / LRFD (1999), considerando a norma ASCE-98 :

1,4 CP

1,2 CP + 1,6 SC

1,2 CP + 0,5 SC + 1,6 VT

1,2 CP + 1,0 SC + 0,8 VT, considerando SC apenas sobrecarga de coberturas.

-0,9 CP + 1,6 VT

Considerando edifícios, o ASCE-98, especifica também, que para as combinações com vento, tal parcela deve ser multiplicada ainda por um fator de direcionalidade (k_d) igual a 0.85. Portanto os três últimos carregamentos passa a ser da seguinte maneira:

1,2 CP + 0,5 SC + 1,36 VT

1,2 CP + 1,0 SC + 0,68 VT, considerando SC apenas sobrecarga de coberturas.

-0,9 CP + 1,36 VT

CAN / CSA (1994):

1,25 CP + 1,50 SC

1,25 CP + 1,50 VT

1,2 CP + 1,05 SC + 1,05 VT

-0,85 CP + 1,3 VT

BS 5950 (2000):

1,4 CP + 1,6 SC

1,4 CP + 1,4 VT

1,2 CP + 1,2 SC + 1,2 VT

-1,0 CP + 1,4 VT

DIN 18800 (1990) :

1,35 CP + 1,50 SC

1,35 CP + 1,50 VT

1,35 CP + 1,35 SC + 1,35 VT

-1,0 CP + 1,5 VT

O objetivo deste item é comparar as combinações de ações das normas já mencionadas, criando uma tabela com valores numéricos que expressem as combinações de ações. Esses valores serão obtidos mediante a solicitação de cálculo (S_d), divididos pelos valores correspondentes da carga permanente nominal (CP). Os valores de sobrecarga (SC) e de vento (VT), portanto, estariam relacionados em função da carga permanente.

Este estudo aborda os seguintes casos de combinação:

- (a) Carga permanente e sobrecarga com o mesmo sentido;
- (b) Carga permanente, sobrecarga e vento com o mesmo sentido;
- (c) Carga permanente e vento com sentidos opostos.

Foi considerado também um “caso especial“ de combinação, tendo carga permanente, sobrecarga e vento no mesmo sentido, mas com sobrecargas para garagens, arquivos, oficinas, bibliotecas, locais para assembleias públicas e armazéns, onde algumas normas

consideram coeficientes de segurança diferentes das sobrecargas com outras finalidades (prédios comerciais e residenciais, shopping centers etc). Para esse caso especial, as normas CAN/CSA (1994), BS 5950 (2000) e DIN 18800 (1990) não fazem referências especiais para os coeficientes de segurança das sobrecargas dos locais mencionados; portanto, são adotados os mesmos valores utilizados para a situação normal.

A norma Eurocode 1 (1994) estabelece duas situações para este caso especial: uma para sobrecargas de escritórios, garagens, locais para assembleias públicas e oficinas (EURO1); outra para cargas de armazém (EURO2).

Foram considerados alguns valores para sobrecargas, variando em função da carga permanente para os casos (a) e (b), para o vento variando em função da sobrecarga para o caso (b), e para o vento variando em função da carga permanente para o caso (c).

A relação (SC/CP) é obtida mediante análise para quatro tipos de construção usadas na prática:

- Prédios de estacionamento, em que $SC/CP \cong 1,0$;
- Prédios residenciais, em que SC/CP varia de 0,25 a 0,50;
- Prédios comerciais, onde SC/CP varia de 0,50 a 0,60;
- Shoppings, onde SC/CP varia de 0,25 a 1,50.

Portanto, SC/CP teria um valor mínimo de 0,1 e um valor máximo de 1,5 com variação de 0,2. Para a relação VT/SC , foi considerado um valor mínimo de 0,2 e um valor máximo de 2,0, com variação a cada 0,6; para a relação VT/CP , foi adotado 0 (zero) para o valor mínimo e 3,0 para o valor máximo, variando a cada 1,0.

A TAB. 4 apresenta um resumo das combinações de ações, abordando as considerações das normas em estudo.

As TAB. 5 e 6 apresentam os resultados finais expressos pelo quociente entre a solicitação de cálculo e a carga permanente nominal (S_d/CP) para os casos dos carregamentos mostrados na tabela TAB. 4.

TABELA 4 – Resumo das combinações de ações

| CARREGAMENTO NORMAS | CP e SC | CP, SC e VT | CP, SC, VT (CASO ESPECIAL) | (-CP) e VT |
|---|--------------------------|--|--|-----------------|
| NBR 8800 CP C/ GRANDE VARIABILIDADE | (1,4CP + 1,5SC) | (1,4CP+1,5SC+0,84VT) (1,4CP+0,975SC+1,4VT) | (1,4CP+1,5SC+0,84VT) (1,4CP+1,2SC+1,4VT) | (-0,9CP+1,4VT) |
| NBR 8800 CP C/ PEQUENA VARIABILIDADE | (1,3CP+1,5SC) | (1,3CP+1,5SC+0,84VT) (1,3CP+0,975SC+1,4VT) | (1,3CP+1,5SC+0,84VT) (1,3CP+1,2SC+1,4VT) | (-1,0CP+1,4VT) |
| NBR 8681 CP C/ GRANDE VARIABILIDADE | (1,4CP+1,4SC) | (1,4CP+1,4SC+0,84VT) (1,4CP+0,98SC+1,4VT) | (1,4CP+1,4SC+0,84VT) (1,4CP+1,12SC+1,4VT) | (-0,9CP+1,4VT) |
| NBR 8681 CP C/ PEQUENA VARIABILIDADE | (1,3CP+1,4SC) | (1,3CP+1,4SC+0,84VT) (1,3CP+0,98SC+1,4VT) | (1,3CP+1,4SC+0,84VT) (1,3CP+1,12SC+1,4VT) | (-1,0CP+1,4VT) |
| REVISÃO NBR SITUAÇÃO 1 | (1,35CP+1,5SC) | (1,35CP+1,5SC+0,84VT) (1,35CP+1,05SC+1,4VT) | (1,35CP+1,5SC+0,84VT) (1,35CP+1,20SC+1,40VT) | (-0,9CP+1,4VT) |
| REVISÃO NBR SITUAÇÃO 2 | (1,25CP+1,5SC) | (1,25CP+1,5SC+0,84VT) (1,25CP+1,05SC+1,4VT) | (1,25CP+1,5SC+0,84VT) (1,25CP+1,20SC+1,40VT) | (-1,0CP+1,4VT) |
| AISC/LRFD | (1,2CP+1,6SC) (1,4CP) | (1,2CP+1,6SC) (1,4CP) (1,2CP+0,5SC+1,36VT) | (1,2CP+1,6SC) (1,4CP) (1,2CP+0,5SC+1,36VT) | (-0,9CP+1,36VT) |
| CAN/CSA | (1,25CP+1,5SC) | (1,25CP+1,5SC) (1,25CP+1,05SC+1,05VT) (1,25CP+1,5VT) | (1,25CP+1,5SC) (1,25CP+1,05SC+1,05VT) (1,25CP+1,5VT) | (-0,85CP+1,5VT) |
| EUROCODE (EURO1) | (1,35CP+1,5SC) | (1,35CP+1,5SC+0,9VT) (1,35CP+1,05SC+1,5VT) | (1,35CP+1,5SC+0,9VT) (1,35CP+1,05SC+1,5VT) | (-1,0CP+1,5VT) |
| EUROCODE (EURO2) | (1,35CP+1,5SC) | (1,35CP+1,5SC+0,9VT) (1,35CP+1,05SC+1,5VT) | (1,35CP+1,5SC+1,5VT) | (-1,0CP+1,5VT) |
| BS 5950 | (1,4CP+1,6SC) | (1,4CP+1,6SC) (1,2CP+1,2SC+1,2VT) (1,4CP+1,4VT) | (1,4CP+1,6SC) (1,2CP+1,2SC+1,2VT) (1,4CP+1,4VT) | (-1,0CP+1,4VT) |
| DIN 18800 | (1,35CP+1,5SC) | (1,35CP+1,5VT) (1,35CP+1,35SC+1,35VT) (1,35CP+1,5SC) | (1,35CP+1,5VT) (1,35CP+1,35SC+1,35VT) (1,35CP+1,5SC) | (-1,0CP +1,5VT) |

Para a elaboração das TAB. 5 e 6, determina-se os valores limite de VT/SC e SC/CP, que apresentam a combinação mais crítica, para a situação que possui mais de uma hipótese de cálculo; portanto, tem-se:

- **CP + SC**

(a) AISC/LRFD (1999)

Se $SC/CP \leq 0,125$, usar $1,4 CP$

Se $SC/CP > 0,125$, usar $1,2CP + 1,6SC$

- **CP + SC + VT**

(a) NBR 8800 (1986)

Se $VT/SC \leq 1,07$, usar $1,4CP + 1,5SC + 0,84VT$ (CP c/ grande variabilidade)

$1,3CP + 1,5SC + 0,84VT$ (CP c/ pequena variabilidade)

Se $VT/SC > 1,07$, usar $1,4CP + 0,975SC + 1,40VT$ (CP c/ grande variabilidade)

$1,3CP + 0,975SC + 1,40VT$ (CP c/ pequena variabilidade)

(b) NBR 8681 (1984)

Se $VT/SC \leq 0,76$, usar $1,4CP + 1,4SC + 0,84VT$ (CP c/ grande variabilidade)

$1,3CP + 1,4SC + 0,84VT$ (CP c/ pequena variabilidade)

Se $VT/SC > 0,76$, usar $1,4CP + 0,98SC + 1,40VT$ (CP c/ grande variabilidade)

$1,3CP + 0,98SC + 1,40VT$ (CP c/ pequena variabilidade)

(c) Revisão da NBR 8800

Se $VT/SC \leq 0,80$, usar $1,35CP + 1,5SC + 0,84VT$ (Situação 1)

$1,25CP + 1,5SC + 0,84VT$ (Situação 2)

Se $VT/SC > 0,80$, usar $1,35CP + 1,05SC + 1,40VT$ (Situação 1)

$1,25CP + 1,05SC + 1,40VT$ (Situação 2)

(d) AISC/LRFD (1999)

Para $SC/CP = 0$, usar $1,4CP$

Para $SC/CP < 0,125$

Se $VT/SC \leq 0,81$, usar $1,4CP$

Se $VT/SC > 0,81$, usar $1,2CP + 0,5SC + 1,36VT$

Para $SC/CP > 0,125$

Se $VT/SC \leq 0,81$, usar $1,2CP + 1,6SC$

Se $VT/SC > 0,81$, usar $1,2CP + 0,5SC + 1,36VT$

(e) CAN/CSA (1994)

Se $VT/SC \leq 0,43$, usar $1,25CP + 1,5SC$

Se $0,43 > VT/SC \leq 2,33$, usar $1,25CP + 1,05SC + 1,05VT$

Se $VT/SC > 2,33$, usar $1,25CP + 1,5VT$

(f) Eurocode 1 (1994)

Se $VT/SC \leq 0,75$, usar $1,35CP + 1,5SC + 0,9VT$

Se $VT/SC > 0,75$, usar $1,35CP + 1,05VT + 1,5VT$

(g) DIN 18800 (1990)

Se $VT/SC \leq 0,11$, usar $1,35CP + 1,5SC$

Se $0,11 > VT/SC \leq 9,00$, usar $1,35CP + 1,35SC + 1,35VT$

Se $VT/SC > 9,00$, usar $1,35CP + 1,5VT$

(h) BS 5950 (2000)

Para $SC/CP = 0,10$ se $VT/SC \leq 1,14$, usar $1,4CP + 1,6SC$

se $VT/SC > 1,14$, usar $1,4CP + 1,4VT$

Para $SC/CP = 0,30$ se $VT/SC \leq 0,89$, usar $1,4CP + 1,6SC$

se $0,89 < VT/SC \leq 2,67$, usar $1,2CP + 1,2SC + 1,2VT$

se $VT/SC > 2,67$, usar $1,4CP + 1,4VT$

Para $SC/CP = 0,50$ se $VT/SC \leq 0,67$, usar $1,4CP + 1,6SC$

se $0,67 < VT/SC \leq 4,00$, usar $1,2CP + 1,2SC + 1,2VT$

se $VT/SC > 4,00$, usar $1,4CP + 1,4VT$

Para $SC/CP = 0,70$ se $VT/SC \leq 0,58$, usar $1,4CP + 1,6SC$

se $0,58 < VT/SC \leq 4,57$, usar $1,2CP + 1,2SC + 1,2VT$

se $VT/SC > 4,57$, usar $1,4CP + 1,4VT$

Para $SC/CP = 0,90$ se $VT/SC \leq 0,52$, usar $1,4CP + 1,6SC$

se $0,52 < VT/SC \leq 4,88$, usar $1,2CP + 1,2SC + 1,2VT$

se $VT/SC > 4,88$, usar $1,4CP + 1,4VT$

Para $SC/CP = 1,10$ se $VT/SC \leq 0,48$, usar $1,4CP + 1,6SC$

se $0,48 < VT/SC \leq 5,09$, usar $1,2CP + 1,2SC + 1,2VT$

se $VT/SC > 5,09$, usar $1,4CP + 1,4VT$

Para $SC/CP = 1,30$ se $VT/SC \leq 0,46$, usar $1,4CP + 1,6SC$
 se $0,46 < VT/SC \leq 5,23$, usar $1,2CP + 1,2SC + 1,2VT$
 se $VT/SC > 5,23$, usar $1,4CP + 1,4VT$
 Para $SC/CP = 1,50$ se $VT/SC \leq 0,44$, usar $1,4CP + 1,6SC$
 se $0,44 < VT/SC \leq 5,33$, usar $1,2CP + 1,2SC + 1,2VT$
 se $VT/SC > 5,33$, usar $1,4CP + 1,4VT$

• **CP + SC + VT (CASO ESPECIAL)**

(a) NBR 8800 (1986)

Se $VT/SC \leq 0,53$, usar $1,4CP + 1,5SC + 0,84VT$ (CP c/ grande variabilidade)
 $1,3CP + 1,5SC + 0,84VT$ (CP c/ pequena variabilidade)
 Se $VT/SC > 0,53$, usar $1,4CP + 1,2SC + 1,40VT$ (CP c/ grande variabilidade)
 $1,3CP + 1,2SC + 1,40VT$ (CP c/ pequena variabilidade)

(b) NBR 8681 (1984)

Se $VT/SC \leq 0,50$, usar $1,4CP + 1,4SC + 0,84VT$ (CP c/ grande variabilidade)
 $1,3CP + 1,4SC + 0,84VT$ (CP c/ pequena variabilidade)
 Se $VT/SC > 0,50$, usar $1,4CP + 1,12SC + 1,40VT$ (CP c/ grande variabilidade)
 $1,3CP + 1,12SC + 1,40VT$ (CP c/ pequena variabilidade)

(c) Revisão da NBR 8800

Se $VT/SC \leq 0,53$, usar $1,35CP + 1,5SC + 0,84VT$ (Situação 1)
 $1,25CP + 1,5SC + 0,84VT$ (Situação 2)
 Se $VT/SC > 0,53$, usar $1,35CP + 1,2SC + 1,40VT$ (Situação 1)
 $1,25CP + 1,2SC + 1,40VT$ (Situação 2)

(e) AISC/LRFD (1999)

Para $SC/CP = 0$, usar $1,4CP$
 Para $SC/CP < 0,125$
 Se $VT/SC \leq 0,81$, usar $1,4CP$
 Se $VT/SC > 0,81$, usar $1,2CP + 0,5SC + 1,36VT$
 Para $SC/CP > 0,125$
 Se $VT/SC \leq 0,81$, usar $1,2CP + 1,6SC$
 Se $VT/SC > 0,81$, usar $1,2CP + 0,5SC + 1,36VT$

TABELA 5 – Solicitação de cálculo (S_d / CP)

| CASO | SC/ | VT/ | VT/ | NBR 8800 | | NBR 8681 | | REVISÃO | | LRFD | CAN | EURO | BS5950 | DIN18800 |
|----------------|-----|-----|------|-----------|----------|-----------|----------|---------|-------|-------|-------|-------|--------|----------|
| | CP | CP | SC | PEQ. VAR. | GR. VAR. | PEQ. VAR. | GR. VAR. | SIT. 2 | SIT.1 | | | | | |
| CP SC | 0,1 | | | 1,45 | 1,55 | 1,44 | 1,54 | 1,4 | 1,5 | 1,4 | 1,4 | 1,5 | 1,56 | 1,5 |
| | 0,3 | | | 1,75 | 1,85 | 1,72 | 1,82 | 1,7 | 1,8 | 1,68 | 1,7 | 1,8 | 1,88 | 1,8 |
| | 0,5 | | | 2,05 | 2,15 | 2 | 2,1 | 2 | 2,1 | 2 | 2 | 2,1 | 2,2 | 2,1 |
| | 0,7 | | | 2,35 | 2,45 | 2,28 | 2,38 | 2,3 | 2,4 | 2,32 | 2,3 | 2,4 | 2,52 | 2,4 |
| | 0,9 | | | 2,65 | 2,75 | 2,56 | 2,66 | 2,6 | 2,7 | 2,64 | 2,6 | 2,7 | 2,84 | 2,7 |
| | 1,1 | | | 2,95 | 3,05 | 2,84 | 2,94 | 2,9 | 3 | 2,96 | 2,9 | 3 | 3,16 | 3 |
| | 1,3 | | | 3,25 | 3,35 | 3,12 | 3,22 | 3,2 | 3,3 | 3,28 | 3,2 | 3,3 | 3,48 | 3,3 |
| | 1,5 | | | 3,55 | 3,65 | 3,4 | 3,5 | 3,5 | 3,6 | 3,6 | 3,5 | 3,6 | 3,8 | 3,6 |
| CP SC VT | 0,1 | | 0,2 | 1,47 | 1,567 | 1,457 | 1,557 | 1,417 | 1,517 | 1,4 | 1,4 | 1,518 | 1,55 | 1,512 |
| | 0,1 | | 0,8 | 1,52 | 1,617 | 1,51 | 1,61 | 1,467 | 1,567 | 1,4 | 1,439 | 1,575 | 1,56 | 1,593 |
| | 0,1 | | 1,4 | 1,59 | 1,694 | 1,594 | 1,694 | 1,551 | 1,651 | 1,440 | 1,502 | 1,665 | 1,56 | 1,674 |
| | 0,1 | | 2 | 1,68 | 1,778 | 1,678 | 1,778 | 1,635 | 1,735 | 1,522 | 1,565 | 1,755 | 1,56 | 1,755 |
| | 0,3 | | 0,2 | 1,8 | 1,9 | 1,77 | 1,87 | 1,75 | 1,85 | 1,680 | 1,7 | 1,854 | 1,88 | 1,836 |
| | 0,3 | | 0,8 | 1,95 | 2,052 | 1,93 | 2,03 | 1,902 | 2,002 | 1,680 | 1,817 | 2,025 | 1,88 | 2,079 |
| | 0,3 | | 1,4 | 2,18 | 2,281 | 2,182 | 2,282 | 2,153 | 2,253 | 1,921 | 2,006 | 2,295 | 2,064 | 2,322 |
| | 0,3 | | 2 | 2,43 | 2,533 | 2,434 | 2,534 | 2,405 | 2,505 | 2,166 | 2,195 | 2,565 | 2,28 | 2,565 |
| | 0,5 | | 0,2 | 2,13 | 2,234 | 2,084 | 2,184 | 2,084 | 2,184 | 2 | 2 | 2,19 | 2,20 | 2,16 |
| | 0,5 | | 0,8 | 2,39 | 2,486 | 2,35 | 2,45 | 2,336 | 2,436 | 2 | 2,195 | 2,475 | 2,28 | 2,565 |
| | 0,5 | | 1,4 | 2,77 | 2,868 | 2,77 | 2,87 | 2,755 | 2,855 | 2,402 | 2,51 | 2,925 | 2,64 | 2,97 |
| | 0,5 | | 2 | 3,19 | 3,288 | 3,19 | 3,29 | 3,175 | 3,275 | 2,810 | 2,825 | 3,375 | 3 | 3,375 |
| | 0,7 | | 0,2 | 2,47 | 2,568 | 2,398 | 2,498 | 2,418 | 2,518 | 2,32 | 2,3 | 2,526 | 2,52 | 2,484 |
| | 0,7 | | 0,8 | 2,82 | 2,92 | 2,77 | 2,87 | 2,77 | 2,87 | 2,32 | 2,573 | 2,925 | 2,712 | 3,051 |
| | 0,7 | | 1,4 | 3,35 | 3,455 | 3,358 | 3,458 | 3,357 | 3,457 | 3,882 | 3,014 | 3,555 | 3,216 | 3,618 |
| | 0,7 | | 2 | 3,94 | 4,043 | 3,946 | 4,046 | 3,945 | 4,045 | 3,454 | 3,455 | 4,185 | 3,72 | 4,185 |
| | 0,9 | | 0,2 | 2,8 | 2,901 | 2,711 | 2,811 | 2,751 | 2,851 | 2,64 | 2,6 | 2,862 | 2,84 | 2,808 |
| | 0,9 | | 0,8 | 3,25 | 3,355 | 3,19 | 3,29 | 3,205 | 3,305 | 2,64 | 2,951 | 3,375 | 3,144 | 3,537 |
| | 0,9 | | 1,4 | 3,94 | 4,042 | 3,946 | 4,046 | 3,959 | 4,059 | 3,364 | 3,518 | 4,185 | 3,792 | 4,266 |
| | 0,9 | | 2 | 4,7 | 4,798 | 4,702 | 4,802 | 4,715 | 4,815 | 4,098 | 4,085 | 4,995 | 4,44 | 4,995 |
| | 1,1 | | 0,2 | 3,13 | 3,235 | 3,025 | 3,125 | 3,085 | 3,185 | 2,96 | 2,9 | 3,198 | 3,16 | 3,132 |
| | 1,1 | | 0,8 | 3,69 | 3,789 | 3,61 | 3,71 | 3,639 | 3,739 | 2,96 | 3,329 | 3,825 | 3,576 | 4,023 |
| | 1,1 | | 1,4 | 4,53 | 4,629 | 4,534 | 4,634 | 4,561 | 4,661 | 3,844 | 4,022 | 4,815 | 4,368 | 4,914 |
| | 1,1 | | 2 | 5,45 | 5,553 | 5,458 | 5,558 | 5,485 | 5,585 | 4,742 | 4,715 | 5,805 | 5,16 | 5,805 |
| | 1,3 | | 0,2 | 3,47 | 3,568 | 3,338 | 3,438 | 3,418 | 3,518 | 3,28 | 3,2 | 3,534 | 3,48 | 3,456 |
| | 1,3 | | 0,8 | 4,12 | 4,224 | 4,03 | 4,13 | 4,074 | 4,174 | 3,28 | 3,707 | 4,275 | 4,008 | 4,509 |
| | 1,3 | | 1,4 | 5,12 | 5,216 | 5,122 | 5,222 | 5,163 | 5,263 | 4,325 | 4,526 | 5,445 | 4,944 | 5,562 |
| | 1,3 | | 2 | 6,21 | 6,308 | 6,214 | 6,314 | 6,255 | 6,355 | 5,386 | 5,345 | 6,615 | 5,88 | 6,615 |
| 1,5 | | 0,2 | 3,8 | 3,902 | 3,652 | 3,752 | 3,752 | 3,852 | 3,6 | 3,5 | 3,87 | 3,80 | 3,78 | |
| 1,5 | | 0,8 | 4,56 | 4,658 | 4,45 | 4,55 | 4,508 | 4,608 | 3,6 | 4,085 | 4,725 | 4,44 | 4,995 | |
| 1,5 | | 1,4 | 5,7 | 5,803 | 5,71 | 5,81 | 5,765 | 5,865 | 4,806 | 5,03 | 6,075 | 5,52 | 6,21 | |
| 1,5 | | 2 | 6,96 | 7,063 | 6,97 | 7,07 | 7,025 | 7,125 | 6,030 | 5,975 | 7,425 | 6,6 | 7,425 | |
| CP VT | | 0 | | -1 | -0,9 | -1 | -0,9 | -1 | -0,9 | -0,9 | -0,85 | -1 | -1 | -1 |
| | | 1 | | 0,4 | 0,5 | 0,4 | 0,5 | 0,4 | 0,5 | 0,46 | 0,65 | 0,5 | 0,4 | 0,5 |
| | | 2 | | 1,8 | 1,9 | 1,8 | 1,9 | 1,8 | 1,9 | 1,82 | 2,15 | 2 | 1,8 | 2 |
| | | 3 | | 3,2 | 3,3 | 3,2 | 3,3 | 3,2 | 3,3 | 3,18 | 3,65 | 3,5 | 3,2 | 3,5 |

NOTAS:

- (1) Para as normas NBR 8800 (1986), NBR 8681 (1984) e revisão da NBR foram consideradas duas situações: uma para carga permanente com grande variabilidade (GR.V.) e outra para carga permanente com pequena variabilidade (PEQ. V.) .

TABELA 6 – Solicitação de cálculo (S_d / CP) – Caso especial

| CASO | SC/ CP | VT/ SC | NBR 8800 PEQ. V. | 8800 GR. V. | NBR 8681 PEQ. V. | 8681 GR. V. | REVISÃO DA SIT. 2 | NBR SIT. 1 | LRFD | CAN/ CSA | EURO1 | EURO2 | BS5950 | DIN18800 |
|------|-----------|-----------|------------------------|-------------------|------------------------|-------------------|----------------------|---------------|-------|-------------|-------|-------|--------|----------|
| | 0,1 | 0,2 | 1,467 | 1,567 | 1,457 | 1,557 | 1,4168 | 1,5168 | 1,4 | 1,4 | 1,518 | 1,53 | 1,55 | 1,512 |
| | 0,1 | 0,8 | 1,532 | 1,632 | 1,524 | 1,624 | 1,482 | 1,582 | 1,4 | 1,439 | 1,575 | 1,62 | 1,56 | 1,593 |
| | 0,1 | 1,4 | 1,616 | 1,716 | 1,608 | 1,708 | 1,566 | 1,666 | 1,440 | 1,502 | 1,665 | 1,71 | 1,56 | 1,674 |
| | 0,1 | 2 | 1,7 | 1,8 | 1,692 | 1,792 | 1,65 | 1,75 | 1,522 | 1,565 | 1,755 | 1,8 | 1,56 | 1,755 |
| | 0,3 | 0,2 | 1,8 | 1,9 | 1,77 | 1,87 | 1,7504 | 1,8504 | 1,68 | 1,7 | 1,854 | 1,89 | 1,88 | 1,836 |
| | 0,3 | 0,8 | 1,996 | 2,096 | 1,972 | 2,072 | 1,946 | 2,046 | 1,68 | 1,817 | 2,025 | 2,16 | 1,88 | 2,079 |
| | 0,3 | 1,4 | 2,248 | 2,348 | 2,224 | 2,324 | 2,198 | 2,298 | 1,921 | 2,006 | 2,295 | 2,43 | 2,064 | 2,322 |
| | 0,3 | 2 | 2,5 | 2,6 | 2,76 | 2,576 | 2,45 | 2,55 | 2,166 | 2,195 | 2,565 | 2,7 | 2,28 | 2,565 |
| | 0,5 | 0,2 | 2,134 | 2,234 | 2,084 | 2,184 | 2,084 | 2,184 | 2 | 2 | 2,19 | 2,25 | 2,20 | 2,16 |
| | 0,5 | 0,8 | 2,46 | 2,56 | 2,42 | 2,52 | 2,41 | 2,51 | 2 | 2,195 | 2,475 | 2,7 | 2,28 | 2,565 |
| | 0,5 | 1,4 | 2,88 | 2,98 | 2,84 | 2,94 | 2,83 | 2,93 | 2,402 | 2,51 | 2,925 | 3,15 | 2,64 | 2,97 |
| | 0,5 | 2 | 3,3 | 3,4 | 3,26 | 3,36 | 3,25 | 3,35 | 2,810 | 2,825 | 3,375 | 3,6 | 3 | 3,375 |
| | 0,7 | 0,2 | 2,468 | 2,568 | 2,398 | 2,498 | 2,4176 | 2,5176 | 2,32 | 2,3 | 2,526 | 2,61 | 2,52 | 2,484 |
| CP | 0,7 | 0,8 | 2,924 | 3,024 | 2,868 | 2,968 | 2,874 | 2,974 | 2,32 | 2,573 | 2,925 | 3,24 | 2,712 | 3,051 |
| | 0,7 | 1,4 | 3,512 | 3,612 | 3,456 | 3,556 | 3,462 | 3,562 | 2,882 | 3,014 | 3,555 | 3,87 | 3,216 | 3,618 |
| SC | 0,7 | 2 | 4,1 | 4,2 | 4,044 | 4,144 | 4,05 | 4,15 | 3,454 | 3,455 | 4,185 | 4,5 | 3,72 | 4,185 |
| | 0,9 | 0,2 | 2,801 | 2,901 | 2,711 | 2,811 | 2,7512 | 2,8512 | 2,64 | 2,6 | 2,862 | 2,97 | 2,84 | 2,808 |
| VT | 0,9 | 0,8 | 3,388 | 3,488 | 3,316 | 3,416 | 3,338 | 3,438 | 2,64 | 2,951 | 3,375 | 3,78 | 3,144 | 3,537 |
| | 0,9 | 1,4 | 4,144 | 4,244 | 4,072 | 4,172 | 4,094 | 4,194 | 3,364 | 3,518 | 4,185 | 4,59 | 3,792 | 4,266 |
| | 0,9 | 2 | 4,9 | 5 | 4,828 | 4,928 | 4,85 | 4,95 | 4,098 | 4,085 | 4,995 | 5,4 | 4,44 | 4,995 |
| | 1,1 | 0,2 | 3,135 | 3,235 | 3,025 | 3,125 | 3,0848 | 3,1848 | 2,96 | 2,9 | 3,198 | 3,33 | 3,16 | 3,132 |
| | 1,1 | 0,8 | 3,852 | 3,952 | 3,764 | 3,864 | 3,802 | 3,902 | 2,96 | 3,329 | 3,825 | 4,32 | 3,76 | 4,023 |
| | 1,1 | 1,4 | 4,776 | 4,876 | 4,688 | 4,788 | 4,726 | 4,826 | 3,844 | 4,022 | 4,815 | 5,31 | 4,368 | 4,914 |
| | 1,1 | 2 | 5,7 | 5,8 | 5,612 | 5,712 | 5,65 | 5,75 | 4,742 | 4,715 | 5,805 | 6,3 | 5,16 | 5,805 |
| | 1,3 | 0,2 | 3,468 | 3,568 | 3,338 | 3,438 | 3,4184 | 3,5184 | 3,28 | 3,2 | 3,534 | 3,69 | 3,48 | 3,456 |
| | 1,3 | 0,8 | 4,316 | 4,416 | 4,212 | 4,312 | 4,266 | 4,366 | 3,28 | 3,707 | 4,275 | 4,86 | 4,008 | 4,509 |
| | 1,3 | 1,4 | 5,408 | 5,508 | 5,304 | 5,404 | 5,358 | 5,458 | 4,325 | 4,526 | 5,445 | 6,03 | 4,944 | 5,562 |
| | 1,3 | 2 | 6,5 | 6,6 | 6,396 | 6,496 | 6,45 | 6,55 | 5,386 | 5,345 | 6,615 | 7,2 | 5,88 | 6,615 |
| | 1,5 | 0,2 | 3,802 | 3,902 | 3,652 | 3,752 | 3,752 | 3,852 | 3,60 | 3,5 | 3,87 | 4,05 | 3,80 | 3,78 |
| | 1,5 | 0,8 | 4,78 | 4,88 | 4,66 | 4,76 | 4,73 | 4,83 | 3,60 | 4,085 | 4,725 | 5,4 | 4,44 | 4,995 |
| | 1,5 | 1,4 | 6,04 | 6,14 | 5,92 | 6,02 | 5,99 | 6,09 | 4,806 | 5,03 | 6,075 | 6,75 | 5,52 | 6,21 |
| | 1,5 | 2 | 7,3 | 7,4 | 7,18 | 7,28 | 7,25 | 7,35 | 6,030 | 5,975 | 7,425 | 8,1 | 6,6 | 7,425 |

NOTAS:

- (1) O carregamento especial refere-se a cargas para garagens, arquivos, oficinas, bibliotecas, locais para assembleias públicas e armazéns;
- (2) As normas CAN/CSA (1994), BS 5950 (2000), DIN 18800 (1990) não fazem referência às cargas desses locais; portanto, são adotados os mesmos valores utilizados na situação normal para essas normas;
- (3) Os valores acima mencionados na EURO1 insere a norma Eurocode 1 (1984) para cargas de escritórios, garagens, locais para assembleias públicas, oficinas e shopping centers;
- (4) Os valores acima mencionados na EURO2 insere a norma Eurocode 1 (1984) para cargas de armazéns.

2.5 Estudo comparativo

A verificação de segurança existente nos critérios de projetos indica que os índices de confiabilidade variam de acordo com o material, o tipo de barra (viga, coluna etc.) e o modo de falha.

Observa-se que os níveis de β são menores para as combinações que incluem os efeitos de cargas, em virtude do vento ou do terremoto, do que para as combinações de ações que incluem somente cargas gravitacionais.

Acredita-se, que essa diferença ocorre, devido ao fato de se considerar uma certa improbabilidade de ocorrência simultânea de duas cargas variáveis máximas.

Comparando os valores dos índices de confiabilidade apresentados pelo estudo feito por Galambos et al. (1982), que utiliza o método das tensões admissíveis, com os apresentados por Salmon et al. (1996) para o método dos estados limites, observa-se uma semelhança numérica, o que faz acreditar que os valores de β para o LRFD foram calibrados em cima dos valores definidos pelo ASD. Já para os valores recomendados pela European Committee for Standardization (1994), houve um estudo específico para o estado limite último, em que os valores dos índices de confiabilidade teriam sido definidos de uma maneira diferente da adotada pelo AISC/LRFD.

Comparando os resultados apresentados na TAB. 1 dos índices de confiabilidade para o AISC/LRFD (1999) e para o Eurocode 1 (1994), verifica-se, de maneira geral, que a norma européia é mais rigorosa que a norma americana, o que pode ser comprovado pelos resultados apresentados das combinações de ações, mostrados nas TAB. 5 e 6, que apresentam valores numéricos para as solicitações de cálculo de cada combinação maiores para o Eurocode 1 (1994).

As maiores mudanças ocorridas na atual revisão da norma brasileira, em relação às normas brasileiras NBR 8800 (1986) e NBR 8681 (1984) para as combinações de ações, foram os valores adotados para os coeficientes de ponderação das ações permanentes

(γ_{gi}), que passaram de 1,3 para 1,25, para carregamentos em que a carga permanente é de pequena variabilidade, e de 1,4 para 1,35, para carregamentos em que a carga permanente é de grande variabilidade. Verifica-se também alteração para o valor do fator de combinação (ψ) para as sobrecargas: de 0,65, para a norma NBR 8800 (1986), passou para 0,70 .

Constata-se uma pequena diminuição nos valores das solicitações de cálculo, apresentados pela atual revisão em relação à NBR 8800 (1986), para as diversas combinações de ações.

Na combinação de ações CP + SC, observa-se, por intermédio da TAB. 5 e da FIG. 92 do ANEXO A deste trabalho, que as solicitações de cálculo S_d / CP apresentam valores bastante razoáveis para a revisão da norma, comparando-se com as outras normas. Tais valores encontram-se sempre na média dos demais. É interessante notar que a solicitação de cálculo para a Revisão da Norma Brasileira, quando a carga permanente é de pequena variabilidade, tem os mesmos valores apresentados das normas americana e canadense, e, quando a carga permanente é de grande variabilidade, apresenta os mesmos valores das normas européias.

Para a combinação de ações -CP + VT, ou seja, quando a carga permanente tem sentido contrário a de vento, verifica-se, mediante a TAB. 5 e da FIG. 97 do ANEXO A, que os valores de solicitação de cálculo não apresentam nenhuma mudança entre a norma NBR 8800 (1986) e a atual revisão. Comparando com as outras normas, a atual Revisão da Norma Brasileira apresenta sempre valores um pouco superiores aos da normas inglesa e americana, e ligeiramente inferiores ao das demais normas.

Já para a situação em que se encontra CP + SC + VT, observa-se uma diferença maior, mas mesmo assim os valores da Revisão da Norma Brasileira são maiores que os apresentados pelas normas americana, e canadense e bem próximos dos valores adotados pelas normas européias , sendo ligeiramente inferiores a essas, principalmente quando a parcela de vento é bem maior que a da sobrecarga, conforme pode ser observado nas FIG. 93, 94, 95 e 96 do ANEXO A, além da TAB. 5.

Para o caso especial, mostrado na TAB. 6 e nas FIG. 98, 99, 100 e 101 ANEXO A, comparamos apenas os valores da revisão com os da Eurocode 1 (1994), pelo fato de que as demais normas não fazem referências especiais para as cargas de garagem, arquivos, oficinas e armazéns. Os valores da Revisão da Norma Brasileira são menores que os da norma européia.

3

BARRAS TRACIONADAS

3.1 Considerações gerais

Este capítulo aplica-se às barras sujeitas à força normal de tração provocada por cargas estáticas. Será feita uma comparação entre os valores de C_t das normas e os valores experimentais, obtidos por intermédio de artigos e pesquisas, visto que o coeficiente de redução C_t é a grande diferença entre as especificações para barras tracionadas. Serão mostradas também as alterações propostas pela Revisão da Norma Brasileira, comparando-as com as informações das outras normas.

Serão abordados para este estudo vários tipos de perfil que trabalham como barras tracionadas. Os mais usados estão mostrados na FIG. 7.

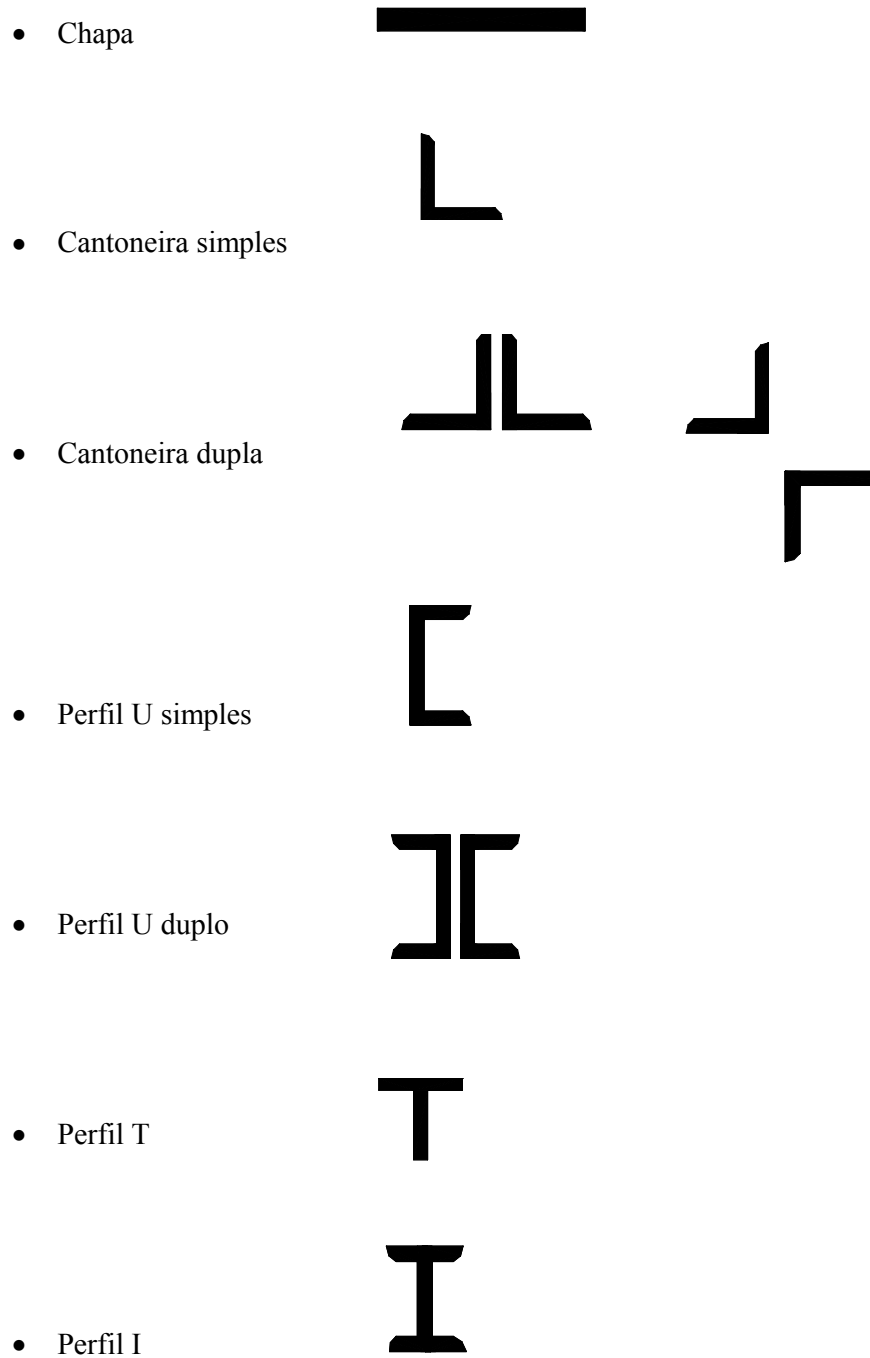


FIGURA 7 - Tipos de perfil para barras tracionadas

3.2 Revisão bibliográfica

Conforme poderá ser comprovado posteriormente, a grande diferença entre a maioria das normas, quando se trata de barras tracionadas, ocorre na obtenção do valor do coeficiente de redução C_t . Vários pesquisadores vêm estudando o problema desde a década de 30 até os dias de hoje, e analisando os vários tipos de perfil, combinados com as ligações soldadas e as parafusadas. Este conjunto de trabalhos, apresentam resultados experimentais que podem ser comparados com os valores adotados pelas normas.

Munse et al. (1963) realizaram muitos estudos abordando ligações parafusadas com diversos tipos de perfil metálicos, para determinar as resistências das ligações. Eles desenvolveram uma fórmula aproximada, na qual é utilizada pela especificação do AISC/LRFD (1999).

A especificação e os comentários apresentados pelo AISC/LRFD (1999) prevêm dois diferentes métodos para a determinação do efeito do “shear lag” caracterizado por C_t para as ligações de barras tracionadas. Dependendo do caso, diferentes resistências podem ser previstas pelos dois métodos. Portanto, Kirkham et al. (2000) analisam e discutem os dois métodos adotados pelas duas seções do AISC/LRFD (1999) acima mencionadas.

Em Kulak et al. (1997), são testadas 24 amostras de cantoneiras submetidas a esforços de tração, podendo ser duplas ou simples. Em ambos os casos, são conectadas mediante parafusos e somente por uma das abas de cada cantoneira. São mostrados os valores das resistências de cada amostra. Neste estudo, também é apresentada uma proposta de fórmula que determina o valor de C_t para cantoneiras tracionadas simples ou duplas.

Easterling et al. (1993) aplicam métodos para problemas de placas, tês, perfil U, e cantoneiras soldadas. Cada amostra era projetada de acordo com o AISC/LRFD (1993), de maneira que a resistência da solda fosse de 10% a 15% maior que a resistência da seção transversal da barra, para garantir a falha por meio do efeito “shear lag”. São apresentados os valores das resistências e de C_t das amostras.

Cheng et al. (1998) testam amostras para perfis tubulares, obtendo assim valores de C_t para este tipo de perfil, que nenhuma norma especifica particularmente.

Os valores dos coeficientes de redução (C_t) das normas aqui estudadas, que serão comparados aos valores de testes dos trabalhos de pesquisas já mencionados, são obtidos por intermédio dos seguintes procedimentos de normas:

- Associação Brasileira de Normas Técnicas, (1986) – NBR 8800 (1986);
- American Institute of Steel Construction, (1999) – AISC/LRFD (1999);
- Canadian Institute of Steel Construction, (1994) – CAN/CSA (1994);
- British Standards Institution, (2000) – BS 5950 (2000);
- European Committee for Standardization, (2001) – Eurocode 3 (2001).

3.3 – Resistência de Cálculo

A resistência de cálculo para barras submetidas a esforço de tração é dada pela seguinte expressão:

$$N_d = \phi_t N_n$$

em que: ϕ_t é o coeficiente de ponderação para barras tracionadas;

N_n é a resistência nominal de uma barra tracionada.

A resistência nominal de uma barra tracionada, de uma maneira geral, é descrita na maioria das normas nos termos dos estados limites que ocorrem.

Podem ocorrer dois tipos de estados limites últimos:

- (a) - Escoamento da seção bruta (E.S.B);
- (b) - Ruptura da seção líquida efetiva (R.S.L.).

Para o estado limite de escoamento da seção bruta, a resistência nominal será expressa por:

$$N_n = A_g f_y$$

em que: A_g é a área bruta da seção transversal da barra tracionada;

f_y é o limite de escoamento do aço à tensão normal.

Para o estado limite de ruptura da seção líquida efetiva, a resistência nominal será expressa por:

$$N_n = A_e f_u$$

em que: A_e é a área líquida efetiva da seção transversal da barra tracionada;

f_u é o limite de resistência do aço à tração.

Portanto, a TAB.7 resume os valores adotados para cada norma da resistência de cálculo de uma barra tracionada, considerando esses dois estados limites.

TABELA 7 - Resistência de cálculo de barras tracionadas

| ESTADO LIMITE | NBR 8800 | AISC/LRFD | CAN/CSA | EUROCODE | BS 5950 | REVISÃO DA NBR |
|---------------|----------------|----------------|-----------------|----------------|---------------|----------------|
| E.S.B | 0,90 $A_g f_y$ | 0,90 $A_g f_y$ | 0,90 $A_g f_y$ | 0,95 $A_g f_y$ | (*) | 0,91 $A_g f_y$ |
| | | | | | 1,0 $A_e f_y$ | |
| R.S.L | 0,75 $A_e f_u$ | 0,75 $A_e f_u$ | 0,765 $A_e f_u$ | 0,80 $A_e f_u$ | (*) | 0,74 $A_e f_u$ |
| | | | | | 1,0 $A_e f_y$ | |

NOTA:

(*) - A capacidade de resistência à tração para a norma BS 5950 (2000) é definida apenas por uma fórmula geral, o que a torna diferente das outras normas, que têm uma fórmula para cada estado limite. Mais informações sobre a resistência à tração desta norma ver o item 3.6.5.

3.4 Área líquida

Sempre que uma barra tracionada é conectada por meio de parafusos, os furos deverão ser previstos na ligação. Conseqüentemente, a área da seção transversal da barra na ligação é reduzida; a resistência da barra pode também ser diminuída, dependendo do tamanho e da locação dos furos.

A área líquida A_n de uma barra, numa seção qualquer, deve ser calculada substituindo a largura bruta pela largura líquida, obtida da seguinte maneira:

- a) na determinação da área líquida, em ligações parafusadas, a largura dos furos deve ser considerada 2,0 mm maior que a dimensão nominal desses furos, perpendicular à direção da força;
- b) no caso de uma série de furos distribuídos transversalmente ao eixo da barra, em diagonal a esse eixo ou em ziguezague, a largura líquida dessa parte da barra deve ser calculada deduzindo-se da largura bruta a soma das larguras de todos os furos em cadeia, e somando-se, para cada linha ligando dois furos, a quantidade $s^2/4g$, sendo “s” e “g”, respectivamente, o espaçamento longitudinal e o transversal entre esses dois furos;
- c) a largura líquida crítica daquela parte da barra será obtida pela cadeia de furos que produza a menor das larguras líquidas para as diferentes possibilidades de linhas de ruptura;
- d) na determinação da área líquida de seção, que compreende soldas de tampão ou soldas de filetes em furos, a área do metal da solda deve ser desprezada;
- e) não havendo furos, adotar $A_n = A_g$

3.5 Área líquida efetiva

A grande diferença entre as normas para as barras tracionadas acontece no cálculo da área líquida efetiva, definida de uma maneira geral como $A_e = C_t A_n$, mais precisamente no cálculo de C_t , que apresenta valores totalmente diferentes de uma norma para outra, conforme será mostrado adiante para cada procedimento.

Estruturas de aço são freqüentemente montadas com ligações soldadas ou parafusadas. Algumas vezes, um determinado número de parafusos ou um determinado comprimento de solda é usado para ligar todos os elementos (mesa, alma etc.) de uma barra a outra. Em outras estruturas, porém, nem todos os elementos de uma dada seção transversal serão conectados, por várias razões. Quando somente alguns elementos da barra, mas não todos, são conectados, poderá ocorrer o “shear lag “. Esse fator está diretamente relacionado ao comprimento da ligação (L) e com à excentricidade do esforço até o plano de cisalhamento da ligação (\bar{x}).

O efeito “shear lag” descreve o processo de transferência de tensões na região da ligação até a seção transversal do perfil. Como apenas parte da seção está conectada, essa região apresentará uma concentração de tensões, maior que na parte restante do perfil. Portanto, até ocorrer uma distribuição de tensões constante em toda a seção transversal, somente parte do perfil irá trabalhar, esse fenômeno é representado no dimensionamento de uma barra pelo efeito “shear lag”, denominado como C_t .

O coeficiente C_t é aplicado para a área líquida (A_n) das barras parafusadas e para a área bruta (A_g) das barras soldadas. Quando o comprimento da ligação é aumentado, o efeito do “shear lag” é diminuído. Esse conceito é tratado pelo AISC/LRFD (1999) e expresso empiricamente pela seguinte expressão:

$$C_t = 1 - \bar{x} / L \leq 0,90$$

Munse et al. (1963) mostram, usando esta fórmula, que o cálculo da área líquida efetiva, com poucas exceções, comparando com as resistências estimadas para vários perfis testados com ligações parafusadas, tem uma variação de mais ou menos 10%.

Os valores de \bar{x} e L serão definidos e comentados posteriormente .

A própria norma do AISC/LRFD (1999), mediante de seus comentários, bem como a NBR 8800 (1986) e a CAN/CSA (1994), apresentam outro método para definir valores de C_t .

Os valores aproximados de C_t , usados para ligações parafusadas e para perfis com seção transversal I, U e cantoneiras, são considerados aceitáveis. Entretanto, em muitos casos, apresentam diferenças de valores para o outro método. Conforme estudo recente, Kirkham et al. (2000) analisam esses dois métodos e os comparam com dados de testes realizados por diversos autores desde 1930 até hoje, feitos para diversos tipos de perfil e ligação. É mostrado que os valores de C_t do comentário da norma americana são iguais ou maiores que os valores da sua especificação em muitos casos, mas não de forma generalizada. Dessa forma, esses valores não são em geral uma simplificação conservadora. Contudo, valores históricos adotados pelo comentário do AISC/LRFD (1999), NBR 8800 (1986) e CAN/CSA (1994) têm sido usados por muitos anos sem evidência de problemas.

3.6 Tratamento normativo do valor da área líquida efetiva

3.6.1 Procedimento proposto pela NBR 8800 (1986)

Quando uma solicitação de tração for transmitida a uma barra diretamente para cada um dos elementos de sua seção transversal, por soldas ou parafusos, o valor de C_t será igual a 1,0; portanto, a área líquida efetiva $A_e = A_n$.

Quando a transmissão for feita por apenas alguns elementos e não por todos da seção, tem-se:

- Para perfis “I” e “H” cujas mesas tenham uma largura não inferior a $2/3$ da altura do perfil ($b_f \geq 0,67 d$) e perfis “T” obtidos a partir desses perfis, com ligações nas mesas, tendo para o caso de ligações parafusadas, um mínimo de três parafusos por linha de furação na direção da sollicitação, adotar $C_t = 0,90$ e portanto $A_e = 0,90 A_n$.

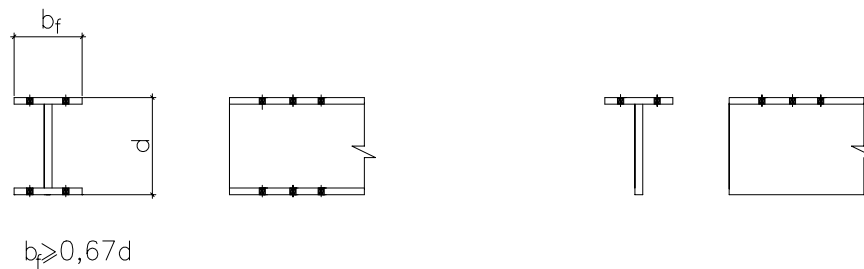


FIGURA 8 - Perfis I e H ($b_f \geq 0,67 d$) com no mínimo três parafusos por linha de furação ou ligação soldada.

- Para perfis “I” e “H”, cujas mesas tenham uma largura inferior a $2/3$ da altura do perfil ($b_f < 0,67 d$) e que não atendam aos requisitos anteriores, para perfis “T”, obtidos a partir desses perfis, e para todos os demais perfis, incluindo barras compostas, tendo para o caso de ligações parafusadas um mínimo de três parafusos por linha de furação na direção da sollicitação, adotar $C_t = 0,85$ e, portanto, $A_e = 0,85 A_n$.

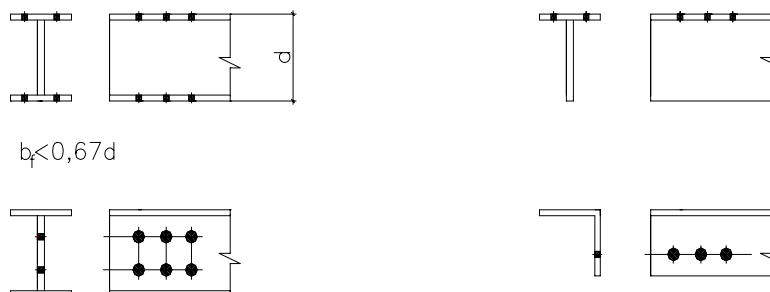


FIGURA 9 - Perfis I e H ($b_f < 0,67 d$) e demais perfis com no mínimo três parafusos por linha de furação ou ligação soldada.

- Para todas as barras com ligações parafusadas, tendo somente dois parafusos por linha de furação na direção da solicitação, adotar $C_t = 0,75$ e, portanto, $A_e = 0,75A_n$.

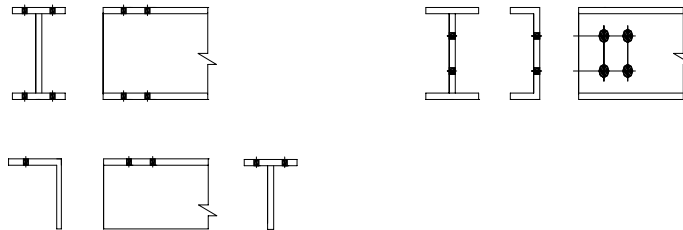


FIGURA 10 - Perfis com somente dois parafusos por linha de furação.

- Quando chapas ou barras chatas, ligadas na extremidade por meio de soldas paralelas à força de tração, tem-se:
 - Para $L \geq 2b$, usar $C_t = 1,00$, logo: $A_e = 1,00 A_n$.
 - Para $2b > L \geq 1,5b$, usar $C_t = 0,87$, logo: $A_e = 0,87 A_n$.
 - Para $1,5b > L \geq 1b$, usar $C_t = 0,75$, logo: $A_e = 0,75 A_n$.
 (não usar situação $L < b$), em que: L = comprimento da solda e b = largura da chapa.

FIGURA 11 - Chapas ligadas com soldas

3.6.2 Procedimento proposto pelo AISC/LRFD (1999)

Quando a carga de tração for transmitida a uma barra, diretamente para cada um dos elementos de sua seção transversal, por soldas ou parafusos, a área líquida efetiva $A_e = A_n$.

Quando a transmissão for feita por apenas alguns elementos e não por todos da seção tem-se:

- Se a carga de tração for transmitida apenas por parafusos, adotar:

$$A_e = C_t A_n$$

em que:

$$C_t = 1 - (\bar{x} / L) \leq 0,90$$

A_n = Área líquida;

\bar{x} = excentricidade da ligação;

L = comprimento da ligação na direção do carregamento.

- Se a carga de tração for transmitida somente por soldas longitudinais para outra barra ou por soldas longitudinais em combinação com soldas transversais, adotar:

$$A_e = C_t A_g$$

Em que:

A_g = área da seção da barra;

$$C_t = 1 - (\bar{x} / L) \leq 0,90.$$

- Se a carga de tração for transmitida somente por soldas transversais, adotar:

$$A_e = C_t A$$

em que:

A = área do elemento da seção da barra conectado diretamente;

$$C_t = 1,0.$$

- Se a carga de tração for transmitida para uma chapa somente mediante soldas longitudinais ao longo de ambas bordas até a extremidade da chapa (conforme já mostrado na figura FIG. 11), adotar $A_e = C_t A_g$, em que:
 - Para $L \geq 2 b$, usar $C_t = 1,00$, logo: $A_e = 1,00 A_n$.
 - Para $2 b > L \geq 1,5 b$, usar $C_t = 0,87$, logo: $A_e = 0,87 A_n$.
 - Para $1,5 b > L \geq 1 b$, usar $C_t = 0,75$, logo: $A_e = 0,75 A_n$.
 (não usar situação $L < b$), em que: L = comprimento da solda e b = largura da chapa.

Para alguns perfis e elementos ligados, \bar{x} é fixado como uma propriedade geométrica, que é definida como a distância do plano de ligação, ou face da barra até o centro de gravidade da seção da barra, resistindo à força de ligação (ver figuras abaixo para alguns tipos de perfil e de ligação):

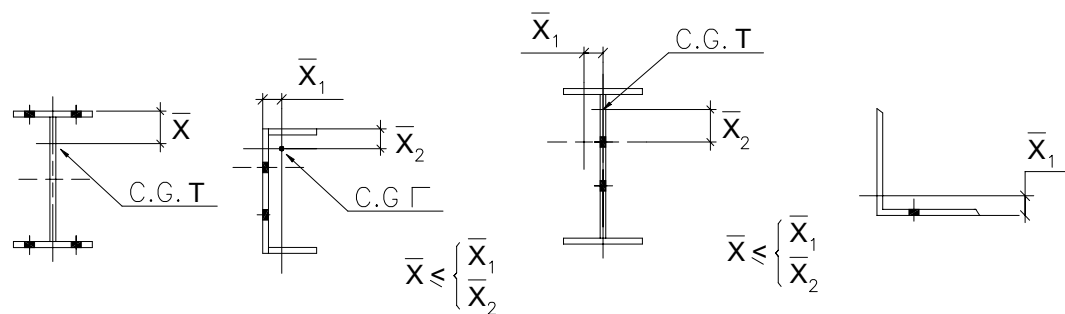


FIGURA 12 - Determinação de \bar{x} para o cálculo de C_t

De acordo com Willian et al. (2000), a definição de \bar{x} não é bastante clara no comentário do AISC/LRFD (1993) como mostrado na FIG. 12. O valor de \bar{x} é a locação do centro de gravidade do perfil até a placa gusset ou até o plano da ligação (\bar{x}_1), além de também poder ser a distância entre um dos parafusos (no caso do perfil I) ou a distância entre a face externa da mesa (no caso do perfil U) e o centro de gravidade de uma parte da barra (\bar{x}_2).

O comentário do AISC/LRFD (1999), ignora esses valores de \bar{x}_2 . Portanto, para este estudo foram considerados para \bar{x} somente os valores equivalentes a \bar{x}_1 .

O comprimento da ligação L depende do número de parafusos ou do comprimento de solda requerida para resistir determinada força de tração. O comprimento L é definido como a distância paralela à linha de força, entre o primeiro e o último parafuso por linha, para ligações parafusadas. O número de parafusos por linha, para especificação do valor de L , é determinado pela linha com o maior número de parafusos na ligação (ver FIG. 13).

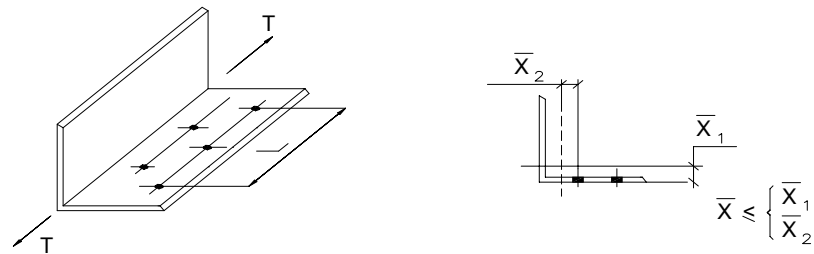


FIGURA 13 - Definição do comprimento L e da excentricidade \bar{x} de uma barra com ligação parafusada.

Para ligação soldada, o comprimento L é o comprimento da barra, paralelo à linha da força que é soldada. Para combinações de soldas longitudinais e transversais, L é o comprimento da solda longitudinal, porque a solda transversal tem pouco ou nenhum efeito no problema de “shear lag” (ver FIG. 14).

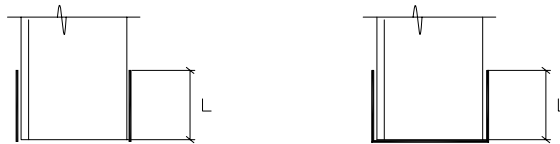


FIGURA 14 - Definição do comprimento de uma barra com ligação soldada.

Para elementos de ligação submetidos à tração, por exemplo, placas gusset, A_n não poderá exceder a $0,85 A_g$.

3.6.3 Procedimento proposto pelo CAN/CSA (1994)

Ao contrário das normas AISC/LRFD (1999) e NBR 8800 (1986), a norma canadense analisa as ligações parafusadas separadamente das ligações soldadas, conforme abaixo mostrado:

Quando a carga transmitida para cada um dos elementos da seção transversal de uma barra tracionada é proporcional às suas respectivas áreas, a área líquida efetiva reduzida é igual a área líquida: $A_e = A_n$

Para ligações parafusadas, quando a carga é transmitida para apenas alguns e não para todos os elementos da seção transversal da barra tracionada, tem-se:

- Para perfis I, com largura de flange não menor que $2/3$ da altura, e perfis T, obtidos a partir destes, quando somente os flanges são ligados com três ou mais parafusos por linha de furação na direção da sollicitação, adotar $C_t = 0,90$ (mesmo valor adotado pela NBR 8800 (1986) – ver FIG. 8) , portanto, $A_e = 0,90 A_n$.
- Para cantoneiras ligadas somente por uma aba com quatro ou mais parafusos por linha de furação na direção da sollicitação, adotar, $C_t = 0,80$, portanto, $A_e = 0,80 A_n$ (ver FIG. 15).

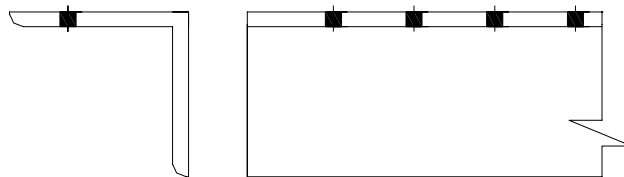


FIGURA 15 - Cantoneira parafusada com quatro ou mais parafusos.

- Para cantoneiras ligadas somente por uma aba com menos de quatro parafusos por linha de furação na direção da solicitação, adotar $C_t = 0,60$ (ver FIG. 9 e 10), portanto, $A_e = 0,60 A_n$
- Para todos os outros perfis estruturais ligados com três ou mais parafusos por linha de furação na direção da solicitação, adotar $C_t = 0,85$ (mesmo valor adotado pela NBR 8800 (1986) - ver FIG. 9), portanto, $A_e = 0,85 A_n$.
- Para todos os outros perfis estruturais ligados com dois parafusos por linha de furação na direção da solicitação, adotar $C_t = 0,75$ (mesmo valor adotado pela NBR 8800 (1986) - ver FIG. 10), portanto, $A_e = 0,75 A_n$.

Quando a carga tracionada é transmitida por soldas, a largura líquida efetiva reduzida deverá ser computada como: $A_e = A_{e1} + A_{e2} + A_{e3}$, em que A_{e1} , A_{e2} , A_{e3} são as áreas líquidas efetivas dos elementos de placa conectados, sujeitas a um dos seguintes métodos de transferência de cargas:

- Elementos ligados por soldas transversais: $A_{e1} = b t$, portanto, $C_t = 1,0$
- Elementos ligados por soldas longitudinais ao longo das duas bordas paralelas:
Quando $L \geq 2b$, $A_{e2} = 1,00 b t$
Quando $2b > L \geq 1,5b$, $A_{e2} = 0,87 b t$
Quando $1,5b > L \geq 1,0b$, $A_{e2} = 0,75 b t$
em que: L = média dos comprimentos de soldas das duas bordas;
 b = largura da placa (distância entre soldas).
(ver FIG. 11).
- Elementos ligados por uma simples linha de solda: $A_{e3} = (1 - \bar{x} / L) b t$,
em que: \bar{x} = excentricidade da solda com o centro de gravidade do elemento;
 L = comprimento da ligação na direção do carregamento.

Nota: Para a aba livre de uma cantoneira, considerá-la conectada apenas por uma linha de solda.

3.6.4 Procedimento proposto pelo Eurocode 3 (2001)

Para todas as seções com parafusos ou com soldas sem excentricidade, ligadas por meio de todos os elementos, usar $A_e = 0,90 A_n$

Para cantoneiras ligadas mediante uma linha de parafusos e por uma aba somente:

- Com um parafuso, tem-se: $A_e = 2,0 (e_2 - 0,5 d_0) t$, em que:
 e_2 = distância do centro do furo até a borda da aba;
 d_0 = diâmetro do furo;
 t = espessura da cantoneira.

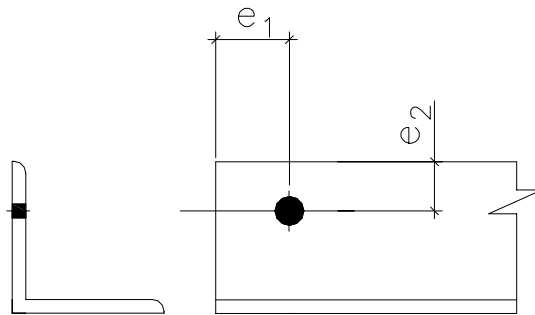


FIGURA 16 - Cantoneira parafusada com um parafuso e por uma aba apenas.

- Com dois parafusos: $A_e = C_t A_n$
 Se $p_1 \leq 2,5 d_0$, $C_t = 0,4$
 Se $p_1 \geq 5,0 d_0$, $C_t = 0,7$

Para valores intermediários de p_1 , o valor de C_t poderá ser determinado por meio de interpolação linear, em que: p_1 = distância entre furos e d_0 = diâmetro do furo

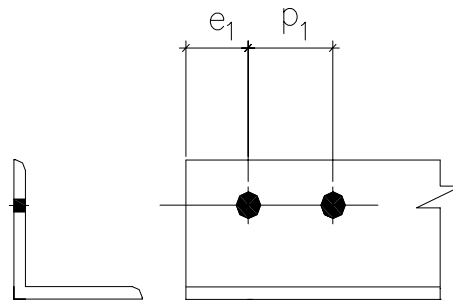


FIGURA 17 - Cantoneira parafusada com dois parafusos e por uma aba apenas.

- Com três ou mais parafusos: $A_e = C_t A_n$
 Se $p_1 \leq 2,5 d_0$, $C_t = 0,5$
 Se $p_1 \geq 5,0 d_0$, $C_t = 0,7$
 Para valores intermediários de p_1 , o valor de C_t poderá ser determinado mediante interpolação linear.
 em que: $p_1 =$ distância entre furos e $d_0 =$ diâmetro do furo

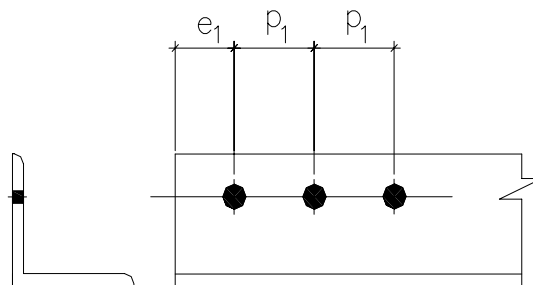


FIGURA 18 – Cantoneira parafusada com três parafusos e por uma aba apenas.

No caso de outros tipos de seções ligadas excentricamente, tais como perfis T e U, deve-se adotar considerações similares ao usado para cantoneiras.

3.6.5 Procedimento proposto pela BS 5950 (2000)

A capacidade de tração P_t de uma barra deverá ser, em geral, obtida da seguinte maneira:

$$P_t = p_y A_e$$

em que:

A_e é a somatória das áreas líquidas efetivas de todos os elementos da seção transversal, mas não maior que 1,2 vezes a área líquida total A_n .

A área líquida efetiva de cada elemento (a_e) de uma seção transversal com furos para parafusos deverá ser determinada da seguinte forma:

$$a_e = K_e a_n, \text{ mas } a_e \leq a_g$$

em que:

K_e = coeficiente de área líquida efetiva, é dada por:

- Para aço S 275, $K_e = 1,2$
- Para aço S 355, $K_e = 1,1$
- Para aço S 460, $K_e = 1,0$
- Para demais aços, $K_e = (U_s / 1,2) / p_y$

a_g é a área bruta de cada elemento

a_n é a área líquida de cada elemento

$$p_y \leq 1,0 f_y \text{ ou } \leq f_u / 1,2$$

U_s é a tensão resistente mínima especificada.

a) para todos os perfis com ligação parafusada ou soldada, sem excentricidade nas ligações e ligados por meio de todos os elementos da seção transversal: $P_t = p_y A_e$

b) para cantoneira simples, ligada por meio de apenas uma aba, ou perfil U, ligado apenas por meio da alma, ou perfil T, ligado somente por intermédio do flange, a capacidade de tração será obtida pelo seguinte:

- Para ligações parafusadas: $P_t = p_y (A_e - 0,5 a_2)$
- Para ligações soldadas: $P_t = p_y (A_g - 0,3 a_2)$

em que: $a_2 = A_g - a_1$

a_1 é a área bruta do elemento ligado, tomado como o produto da espessura e a largura total da aba para uma cantoneira, a altura total para o perfil U ou a largura do flange do perfil T.

A_g = área bruta da seção transversal

c) para duas cantoneiras ligadas por uma aba somente, ou dois perfis U ligados apenas pelas almas, ou dois perfis T ligados somente por meio dos flanges, a capacidade de tração será obtida por intermédio de:

- Se a ligação é feita para ambos os lados de um gusset ou da seção e os componentes ligados mediante soldas ou parafusos e interligados ao longo de seu comprimento por espaçadores, a capacidade de tração será obtida através do seguinte:
 - Para ligações parafusadas: $P_t = p_y (A_e - 0,25 a_2)$
 - Para ligações soldadas: $P_t = p_y (A_e - 0,15 a_2)$
- Se os componentes são ligados do mesmo lado da chapa gusset ou da barra, ou não interligados de acordo com o item acima, a capacidade de tração por elemento será dada conforme descrito no item b.

d) para uma cantoneira simples, ligada por meio das duas abas, ou um perfil U ligado por meio dos dois flanges, ou um perfil T ligado somente pela alma ou pela alma e flange juntos, a capacidade de tração será obtida conforme o item a), tomando como base o cálculo da área efetiva líquida, já definida anteriormente.

3.6.6 Procedimento proposto pela Revisão da Norma Brasileira

O coeficiente de redução da área líquida C_t tem os seguintes valores:

Quando a força de tração for transmitida diretamente para cada um dos elementos da seção transversal da barra, por soldas ou parafusos, adotar $C_t = 1,00$.

Quando a força de tração for transmitida por parafusos ou por soldas longitudinais e transversais para alguns, mas não para todos elementos da seção transversal da barra, adotar $C_t = 1 - (\bar{x} / L)$, limitando esse valor entre 0,75 e 0,90. As definições de \bar{x} e L são as mesmas adotadas no item 3.6.2. Para as excentricidades ver FIG.12 e 13.

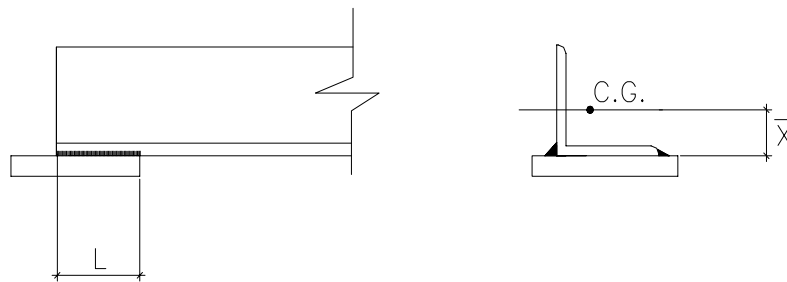


FIGURA 19 – Excentricidade para ligação soldada

Quando a força de tração for transmitida somente por soldas transversais, adotar :

$$C_t = A / A_g$$

em que,

A é a área da seção transversal dos elementos conectados;

A_g é a área da seção transversal da barra.

Quando a força de tração for transmitida a uma chapa somente por soldas longitudinais ao longo de ambas as bordas (ver FIG. 11), adotar:

- Para $L \geq 2 b$, usar $C_t = 1,00$, logo: $A_e = 1,00 A_n$.
 - Para $2 b > L \geq 1,5 b$, usar $C_t = 0,87$, logo: $A_e = 0,87 A_n$.
 - Para $1,5 b > L \geq 1 b$, usar $C_t = 0,75$, logo: $A_e = 0,75 A_n$.
- em que: L = comprimento da solda e b = largura da chapa.

3.7 Limite do índice de esbeltez

Para evitar flexibilidade excessiva, algumas normas limitam o índice de esbeltez de barras tracionadas, conforme é mostrado pela TAB. 8.

TABELA 8 – Limite do índice de esbeltez para barras tracionadas

| NORMA | LIMITE DO ÍNDICE DE ESBELTEZ (λ) |
|-----------------------------|--|
| NBR 8800 | 240 p/ barras principais 300 p/ barras secundárias |
| REVISÃO DA NORMA BRASILEIRA | 300 |
| AISC / LRFD / 2ª Ed. | 300 |
| CAN / CSA – S16-1 | 300 |

As normas BS 5950 (2000) e Eurocode 3 (2001) não fazem nenhuma referência ao valor máximo do índice de esbeltez para barras submetidas ao esforço de tração.

3.8 Valores de C_t

O objetivo deste estudo é comparar numericamente os valores de C_t das diversas normas estudadas e dos dados experimentais obtidos por meio de testes, feitos por vários pesquisadores, aos valores adotados pela Revisão da Norma Brasileira.

Foram considerados alguns tipos de perfil mais usados na vida prática com algumas variações nas ligações, como, por exemplo, ligações soldadas ou parafusadas, quantidade de parafusos etc.

De uma maneira geral, essas normas consideram $A_e = C_t A_n$. Os valores de C_t são definidos diretamente. Entretanto, isso não acontece com a norma BS 5950 (2000), que aborda a resistência à tração de uma maneira diferente que as outras, conforme já mencionado no item 3.6.5. Para efeito de comparação, é calculado um valor de C_t equivalente para a norma BS 5950 (2000) para os diversos tipos de perfil e ligação, que está demonstrado no ANEXO B deste trabalho.

A comparação entre as normas leva em consideração os coeficientes de ponderação de ação nominal (γ) e das resistências (ϕ) de cada norma, principalmente no estado limite de ruptura da seção líquida efetiva para as barras tracionadas, que é a situação mais representativa, pois a grande diferença entre as especificações está exatamente na determinação do coeficiente C_t .

Como cada norma tem valores diferentes para γ e ϕ , foi feita uma correção nos valores de C_t , para que se possa compará-las. Essa correção foi obtida em função de um parâmetro $SC / A_e f_u$.

Para a obtenção desse parâmetro, é importante determinar algumas faixas de carregamento mais utilizadas na vida prática, que será representada em função da relação CP / SC .

Essa relação é obtida mediante uma análise para quatro tipos de construção mais usadas:

Prédios de estacionamentos: $CP/SC = 1,0$

Prédios residenciais: $2,0 \leq CP/SC \leq 4,0$

Prédios comerciais : $1,3 \leq CP/SC \leq 2,0$

Shopping centers : $0,5 \leq CP/SC \leq 4,0$

Portanto, essa relação varia de uma maneira geral entre 0,5 e 4,0. Será adotado para essa comparação CP/SC igual a 0,5; 1,5; 2,5; 3,5, acreditando que tais valores representam bem as situações existentes na prática.

Considerando a combinação CP + SC tem-se:

Para CP/SC = 0,5

- NBR 8800 (1986)

$$1,4 CP + 1,5 SC \leq 0,75 A_e f_u$$

$$0,7 SC + 1,5 SC \leq 0,75 A_e f_u$$

$$SC / (A_e f_u) \leq 0,75 / 2,20 = 0,341$$

- Revisão da NBR

$$1,35 CP + 1,5 SC \leq 0,74 A_e f_u$$

$$0,675 SC + 1,5 SC \leq 0,74 A_e f_u$$

$$SC / (A_e f_u) \leq 0,74 / 2,175 = 0,340$$

- AISC/LRFD (1999)

$$1,2 CP + 1,6 SC \leq 0,75 A_e f_u$$

$$0,6 SC + 1,6 SC \leq 0,75 A_e f_u$$

$$SC / (A_e f_u) \leq 0,75 / 2,20 = 0,341$$

- CAN/CSA (1994)

$$1,25 CP + 1,5 SC \leq 0,765 A_e f_u$$

$$0,625 SC + 1,5 SC \leq 0,765 A_e f_u$$

$$SC / (A_e f_u) \leq 0,765 / 2,125 = 0,360$$

- Eurocode 3 (2001)

$$1,35 CP + 1,5 SC \leq 0,80 A_e f_u$$

$$0,675 SC + 1,5 SC \leq 0,80 A_e f_u$$

$$SC / (A_e f_u) \leq 0,80 / 2,175 = 0,368$$

- BS 5950 (2000)

$$1,4 CP + 1,6 SC \leq 1,00 A_e f_y$$

$$0,7 SC + 1,6 SC \leq 1,00 A_e f_y$$

$$SC / (A_e f_y) \leq 1,00 / 2,30 = 0,435$$

Considerando uma relação de $f_y/f_u \approx 0,75$, que é a relação para os aços com $f_y=30$ kN/cm² e $f_u=40$ kN/cm², que são muito utilizados no Brasil, e para os aços empregados na maioria dos exemplos práticos aqui estudados, tem-se:

$$SC / (A_e 0,75f_u) \leq 0,435, \text{ logo:}$$

$$SC / (A_e f_u) \leq 0,326$$

A variação máxima entre os valores das normas é de 13%, que é considerada uma pequena diferença.

Para comparar todas essas normas, basta dividir os valores de $SC / (A_e f_u)$ para cada norma pelo maior valor encontrado, que é 0,368, obtido para o Eurocode 3 (2001), e multiplicar os valores de C_t de cada especificação. Assim, para a NBR 8800 (1986) e o AISC/LRFD (1999) deve-se multiplicar por 0,927; para a BS 5950 (2000), por 0,886; para a norma canadense CAN/CSA (1994), por 0,978; para a Revisão da Norma Brasileira, por 0,924.

De forma análoga, foi feito o mesmo para as situações de $CP/SC = 1,5$, $CP/SC = 2,5$ e $CP/SC = 3,5$, obtendo os seguintes valores:

Para CP/SC = 1,5

- NBR8800 (1986) $\Rightarrow SC / (A_e f_u) = 0,208$ e fator de correção = 0,916
- Revisão da NBR $\Rightarrow SC / (A_e f_u) = 0,210$ e fator de correção = 0,925
- AISC/LRFD (1999) $\Rightarrow SC / (A_e f_u) = 0,221$ e fator de correção = 0,974
- CAN/CSA (1994) $\Rightarrow SC / (A_e f_u) = 0,227$ e fator de correção = 1,000
- Eurocode 3 (2001) $\Rightarrow SC / (A_e f_u) = 0,227$ e fator de correção = 1,000
- BS5950 (2000) $\Rightarrow SC / (A_e f_u) = 0,203$ e fator de correção = 0,894

Para CP/SC = 2,5

- NBR8800 (1986) $\Rightarrow SC / (A_e f_u) = 0,150$ e fator de correção = 0,909
- Revisão da NBR $\Rightarrow SC / (A_e f_u) = 0,152$ e fator de correção = 0,921
- AISC/LRFD (1999) $\Rightarrow SC / (A_e f_u) = 0,163$ e fator de correção = 0,988
- CAN/CSA (1994) $\Rightarrow SC / (A_e f_u) = 0,165$ e fator de correção = 1,000
- Eurocode 3 (2001) $\Rightarrow SC / (A_e f_u) = 0,164$ e fator de correção = 1,000
- BS5950 (2000) $\Rightarrow SC / (A_e f_u) = 0,147$ e fator de correção = 0,891

Para CP/SC = 3,5

- NBR8800 (1986) $\Rightarrow SC / (A_e f_u) = 0,117$ e fator de correção = 0,907
- Revisão da NBR $\Rightarrow SC / (A_e f_u) = 0,119$ e fator de correção = 0,922
- AISC/LRFD (1999) $\Rightarrow SC / (A_e f_u) = 0,129$ e fator de correção = 1,000
- CAN/CSA (1994) $\Rightarrow SC / (A_e f_u) = 0,129$ e fator de correção = 1,000
- Eurocode 3 (2001) $\Rightarrow SC / (A_e f_u) = 0,129$ e fator de correção = 1,000
- BS5950 (2000) $\Rightarrow SC / (A_e f_u) = 0,115$ e fator de correção = 0,885

A variação máxima, para todas as situações de carregamentos estudadas, entre os valores das normas é de 12%, que é considerada uma pequena diferença.

Para efeito de comparação, foi considerado esse fator de correção para os valores de C_t , que serão apresentados entre colchetes nas tabelas mostradas para cada tipo de exemplo, conforme será visto adiante. Para considerar um valor único, adotou-se para cada norma o valor médio dos valores determinados anteriormente, que é:

Para NBR 8800 (1986), o valor de C_t deverá ser multiplicado por 0,915.

Para Revisão da NBR, o valor de C_t deverá ser multiplicado por 0,923.

Para AISC/LRFD (1999), o valor de C_t deverá ser multiplicado por 0,972.

Para CAN/CSA (1994), o valor de C_t deverá ser multiplicado por 0,995.

Para Eurocode 3 (2001), o valor de C_t deverá ser multiplicado por 1,000.

Para BS 5950 (2000), o valor de C_t deverá ser multiplicado por 0,889.

3.8.1 Cantoneiras com ligações parafusadas

As cantoneiras de aço são freqüentemente utilizadas nas estruturas metálicas, por exemplo como diagonais de treliças e de torres de transmissão, trabalhando como barras tracionadas. Os tipos mais comuns são as cantoneiras simples ou as cantoneiras duplas, colocadas simetricamente em relação à placa gusset .

Por motivos práticos, não é usual ligar cantoneiras pelas duas abas simultaneamente, e a influência de conectar apenas uma das duas abas na resistência da cantoneira é representada pelo efeito do “shear lag”.

Vários estudos foram feitos sobre o efeito do “shear lag” para cantoneiras. Kulak et al. (1997) apresentam alguns dados experimentais para cantoneiras simples e duplas com ligações parafusadas, realizados por diversos autores.

Para esses testes foram utilizadas várias amostras com as seguintes características (ver FIG. 20):

- (1) - Aço: $f_y = 300$ MPa e $f_u = 450$ MPa.
- (2) - Parafusos: $\varnothing 7/8''$ (22 mm) ASTM A-490 – furos de 24 mm.
- (3) - Placas gusset: 19 mm p/ cantoneiras duplas e 16 mm para cantoneiras simples.

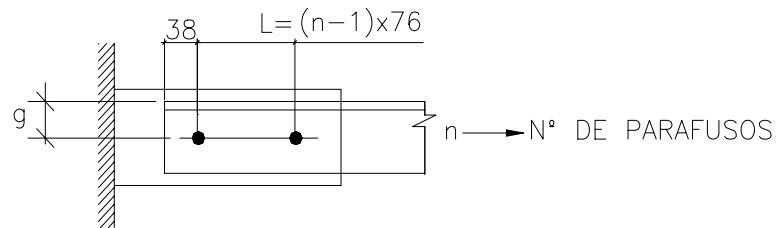


FIGURA 20 - Amostras dos testes

“n” = 2 ou 4 ou 6 parafusos

L = 76 mm, se n = 2 parafusos

L = 228 mm, se n = 4 parafusos

L = 380 mm, se n = 6 parafusos

em que L é o comprimento da ligação.

Os dados dos testes estão resumidos na TAB. 9, apresentando informações e resultados das amostras. As amostras de cantoneiras simples são indicadas pela letra S e as amostras de cantoneiras duplas pela letra D. A carga última de cada amostra é obtida por meio dos testes, e a eficiência da barra (C_t) é calculada por :

$$C_t = (P_u / A_n) / f_u$$

em que:

P_u é a carga última da barra obtida no teste;

A_n é a área líquida;

f_u é a resistência última à tração do material.

TABELA 9 – Descrição das amostras e dos resultados dos testes para cantoneiras parafusadas

| AMOSTRA | PERFIL | ABA CONECTADA | g(mm) | Nº Ø | C _t |
|---------|---------------------|---------------|-------|------|----------------|
| S1 | L 102 x 102 x 6,4 | 102 | 64 | 6 | 0,81 |
| S2 | L 102 x 102 x 6,4 | 102 | 64 | 6 | 0,83 |
| S3 | L 102 x 102 x 6,4 | 102 | 64 | 6 | 0,78 |
| S4 | L 76 x 76 x 4,8 | 76 | 44 | 6 | 0,93 |
| S5 | L 102 x 76 x 6,4 | 102 | 64 | 6 | 0,93 |
| S6 | L 102 x 76 x 6,4 | 76 | 44 | 6 | 0,85 |
| S7 | L 102 x 102 x 6,4 | 102 | 64 | 6 | 0,90 |
| S8 | L 76 x 51 x 9,5 | 76 | 44 | 6 | 0,90 |
| S9 | L 76 x 51 x 4,8 | 76 | 44 | 6 | 0,96 |
| S10 | L 76 x 51 x 4,8 | 76 | 44 | 4 | 1,00 |
| S11 | L 76 x 51 x 4,8 | 76 | 44 | 2 | 0,83 |
| D1-1 | 2 L 102 x 102 x 6,4 | 102 | 64 | 6 | 0,77 |
| D1-2 | 2 L 102 x 102 x 6,4 | 102 | 64 | 6 | 0,79 |
| D1-3 | 2 L 102 x 102 x 6,4 | 102 | 64 | 6 | 0,79 |
| D2 | 2 L 76 x 76 x 4,8 | 76 | 44 | 6 | 0,82 |
| D3-1 | 2 L 102 x 76 x 6,4 | 102 | 64 | 6 | 0,87 |
| D3-2 | 2 L 102 x 76 x 6,4 | 102 | 64 | 6 | 0,89 |
| D4-1 | 2 L 102 x 76 x 6,4 | 76 | 44 | 6 | 0,82 |
| D4-2 | 2 L 102 x 76 x 6,4 | 76 | 44 | 6 | 0,82 |
| D5 | 2 L 102 x 76 x 6,4 | 102 | 64 | 6 | 0,90 |
| D6 | 2 L 76 x 51 x 9,5 | 76 | 44 | 6 | 0,90 |
| D7 | 2 L 76 x 51 x 4,8 | 76 | 44 | 6 | 0,86 |
| D8 | 2 L 76 x 51 x 4,8 | 76 | 44 | 4 | 0,90 |
| D9 | 2 L 76 x 51 x 4,8 | 76 | 44 | 2 | 0,72 |

Fonte: Kulak et al., (1997), pag. 1145.

Conforme já mencionado no item 3.5, o trabalho de Munse et al. (1963) propôs uma equação empírica para o cálculo da eficiência da área líquida. Esse estudo foi baseado em resultados de testes de 218 amostras.

Munse et al. (1963) observaram que a eficiência da seção líquida de barras ligadas com parafusos é função de vários fatores. Essas conclusões podem ser expressas, usando a área líquida efetiva como:

$$A_e = K_1 K_2 K_3 K_4 A_n$$

em que:

A_n - Área líquida da seção transversal;

K_1 - Fator de ductilidade, geralmente igual a 1,0;

K_2 - Fator relacionado com o tipo de furo;

$K_2 = 0,85$ se o furo é feito por punção;

$K_2 = 1,00$ se o furo é feito mediante broca;

K_3 - Fator relacionado com o espaçamento de furos, geralmente é igual a 1,00;

K_4 - Efeito “shear lag” = $1 - (\bar{x} / L)$

Portanto, Munse e Cheson sugerem que a resistência máxima seja dada:

$$P_u = K_2 [1 - (\bar{X} / L)] A_n f_u$$

Tal fórmula é recomendada pelo AISC/LRFD/ 2ª ed.

Uma outra fórmula pode ser usada para determinar a carga última e, conseqüentemente, o valor de C_t para cantoneiras simples e duplas, ligadas somente por uma aba, que é proposta por Kulak et al. (1997).

Por meio de análise de elementos finitos percebeu-se que a tensão média da aba conectada na seção crítica aproxima da resistência última do material. Também foi observado que a tensão média da seção crítica da aba livre é aproximadamente igual a tensão de escoamento do material para amostras com quatro ou mais parafusos por linha nas ligações, mas menor que a tensão de escoamento para as amostras com menos parafusos. É considerado que a seção crítica da aba conectada sempre atingirá a resistência última de tração do material. A tensão na seção transversal da aba livre é tomada como uma tensão de tração distribuída uniformemente com o valor igual à resistência de escoamento, se a ligação possuir quatro ou mais parafusos por linha. Se

existirem menos que quatro parafusos por linha na ligação, o nível de tensão nessa aba deverá ser modificado por conta do efeito do comprimento da ligação. Após vários estudos feitos com amostras ligadas com dois e três parafusos por linha, concluiu-se que para abas livres deverá ser usado o valor de $\frac{1}{2}$ tensão de escoamento. Portanto, a carga última prevista para cantoneiras simples e duplas, baseada nesse modelo, será:

$$P_u = f_u A_{cn} + \eta f_y A_0$$

P_u é a carga última prevista da barra;

f_u é a resistência última de tração do material;

f_y é a resistência de escoamento do material;

A_{cn} é a área líquida da aba conectada da seção crítica, computada tomando o diâmetro do parafuso + 2,0 mm;

A_0 é a área da seção transversal da aba livre;

$\eta = 1,0$ para barras com quatro ou mais parafusos por linha;

$\eta = 0,5$ para barras com menos de quatro parafusos por linha.

Consequentemente $C_t = [A_{cn} + \eta (f_y / f_u) A_0] / A_n$

A TAB. 10 apresenta um resumo dos valores de C_t adotados pelas normas aqui estudadas e pelas fórmulas acima mencionadas, usando os mesmos perfis dos testes e comparando com seus resultados.

TABELA 10 – Valores de C_t de cantoneiras com ligações parafusadas

| Perfil | Revisão NBR | Dados Testes | AISC/ LRFD | CAN/ CSA | NBR 8800 | ENV | BS 5950 | Fórmula Kulak |
|--------------------------------|----------------|-----------------|----------------|-------------|-------------|--------|---------|------------------|
| L102 x 76 x 6,4 6 parafusos | 0,90 | 0,93 | 0,90 (0,95) | 0,80 | 0,85 | 0,58 | 0,57 | 0,84 |
| Aba conec. 102 | [0,83] | | [0,87] | [0,80] | [0,78] | [0,58] | [0,51] | |
| L102 x 76 x 6,4 6 parafusos | 0,90 | 0,85 | 0,90 (0,92) | 0,80 | 0,85 | 0,58 | 0,50 | 0,77 |
| Aba conec. 76 | [0,83] | | [0,87] | [0,80] | [0,78] | [0,58] | [0,45] | |
| L 76 x 51 x 4,8 6 parafusos | 0,90 | 0,96 | 0,90 (0,97) | 0,80 | 0,85 | 0,58 | 0,61 | 0,84 |
| Aba conec. 76 | [0,83] | | [0,87] | [0,80] | [0,78] | [0,58] | [0,54] | |

| Perfil | Revisão NBR | Dados Testes | AISC/ LRFD | CAN/ CSA | NBR 8800 | ENV | BS 5950 | Fórmula Kulak |
|--|------------------------|-------------------------|--------------------------|---------------------|---------------------|----------------|----------------|--------------------------|
| L 76 x 51 x 4,8 4 parafusos Aba conec. 76 | 0,90 [0,83] | 1,00 | 0,90 (0,95) [0,87] | 0,80 [0,80] | 0,85 [0,78] | 0,58 [0,58] | 0,61 [0,54] | 0,84 |
| L 76 x 51 x 4,8 2 parafusos Aba conec. 76 | 0,84 [0,78] | 0,83 | 0,84 (0,84) [0,81] | 0,60 [0,60] | 0,75 [0,69] | 0,51 [0,51] | 0,61 [0,54] | 0,67 |
| L 76 x 76 x 4,8 6 parafusos Aba conec. 76 | 0,90 [0,83] | 0,93 | 0,90 (0,95) [0,87] | 0,80 [0,80] | 0,85 [0,78] | 0,58 [0,58] | 0,53 [0,47] | 0,80 |
| L 76 x 51 x 9,5 6 parafusos Aba conec. 76 | 0,90 [0,83] | 0,90 | 0,90 (0,95) [0,87] | 0,80 [0,80] | 0,85 [0,78] | 0,58 [0,58] | 0,61 [0,54] | 0,84 |
| L102x102x6,4 6 parafusos Aba conec. 102 | 0,90 [0,83] | 0,81 | 0,90 (0,93) [0,87] | 0,80 [0,80] | 0,85 [0,78] | 0,58 [0,58] | 0,53 [0,47] | 0,81 |
| 2L102x76x6,4 6 parafusos Aba conec. 102 | 0,90 [0,83] | 0,89 | 0,90 (0,95) [0,87] | 0,80 [0,80] | 0,85 [0,78] | 0,58 [0,58] | 0,65 [0,58] | 0,84 |
| 2L102x76x6,4 6 parafusos Aba conec. 76 | 0,90 [0,83] | 0,82 | 0,90 (0,92) [0,87] | 0,80 [0,80] | 0,85 [0,78] | 0,58 [0,58] | 0,60 [0,53] | 0,77 |
| 2L102x102x6,4 6 parafusos Aba conec. 102 | 0,90 [0,83] | 0,79 | 0,90 (0,93) [0,87] | 0,80 [0,80] | 0,85 [0,78] | 0,58 [0,58] | 0,63 [0,56] | 0,81 |
| 2L 76 x 76x 4,8 6 parafusos Aba conect. 76 | 0,90 [0,83] | 0,82 | 0,90 (0,95) [0,87] | 0,80 [0,80] | 0,85 [0,78] | 0,58 [0,58] | 0,57 [0,51] | 0,80 |
| 2L76 x 51 x 9,5 6 parafusos Aba conec. 76 | 0,90 [0,83] | 0,90 | 0,90 (0,95) [0,87] | 0,80 [0,80] | 0,85 [0,78] | 0,58 [0,58] | 0,68 [0,61] | 0,84 |
| 2L76 x 51 x 4,8 6 parafusos Aba conec. 76 | 0,90 [0,83] | 0,86 | 0,90 (0,97) [0,87] | 0,80 [0,80] | 0,85 [0,78] | 0,58 [0,58] | 0,68 [0,61] | 0,84 |

| Perfil | Revisão NBR | Dados Testes | AISC/ LRFD | CAN/ CSA | NBR 8800 | ENV | BS 5950 | Fórmula Kulak |
|---|------------------------|-------------------------|--------------------------|---------------------|---------------------|----------------|----------------|--------------------------|
| 2L76 x 51 x 4,8 4 parafusos Aba conec. 76 | 0,90 [0,83] | 0,90 | 0,90 (0,95) [0,87] | 0,80 [0,80] | 0,85 [0,78] | 0,58 [0,58] | 0,68 [0,61] | 0,84 |
| 2L76 x 51 x 4,8 2 parafusos Aba conec. 76 | 0,84 [0,78] | 0,72 | 0,84 (0,84) [0,82] | 0,60 [0,60] | 0,75 [0,69] | 0,51 [0,58] | 0,68 [0,61] | 0,67 |
| L 2" x 3/16" 4 parafusos | 0,90 [0,83] | --- | 0,90 (0,93) [0,87] | 0,80 [0,80] | 0,85 [0,78] | 0,58 [0,58] | 0,50 [0,45] | 1,02 |
| L 2" x 3/16" 3 parafusos | 0,89 [0,82] | 0,82 (*2) | 0,89 (0,89) [0,87] | 0,60 [0,60] | 0,85 [0,78] | 0,58 [0,58] | 0,50 [0,45] | 0,82 |
| L 2" x 3/16" 2 parafusos | 0,81 [0,75] | 0,78 (*3) | 0,81 (0,81) [0,79] | 0,60 [0,60] | 0,75 [0,69] | 0,51 [0,51] | 0,50 [0,45] | 0,82 |
| L 2" x 3/16" 1 parafuso | --- | --- | --- | 0,60 [0,60] | --- | 0,38 [0,38] | 0,50 [0,45] | --- |
| L 6" x 1/2" 4 parafusos | 0,81 [0,75] | --- | 0,81 (0,81) [0,79] | 0,80 [0,80] | 0,85 [0,78] | 0,58 [0,58] | 0,55 [0,49] | 0,91 |
| L 6" x 1/2" 3 parafusos | 0,75 [0,69] | --- | 0,72 (0,72) [0,70] | 0,60 [0,60] | 0,85 [0,78] | 0,58 [0,58] | 0,55 [0,49] | 0,73 |
| L 6" x 1/2" 2 parafusos | 0,75 [0,69] | --- | 0,44 (0,44) [0,43] | 0,60 [0,60] | 0,75 [0,69] | 0,51 [0,51] | 0,55 [0,49] | 0,73 |
| L 6" x 1/2" 1 parafuso | --- | --- | --- | 0,60 [0,60] | --- | 0,29 [0,29] | 0,55 [0,49] | --- |

Notas:

(*1) Os valores entre parênteses, correspondentes à norma AISC/LRFD (1999), são os valores exatos da fórmula recomendada pela norma sem a limitação de 0,90.

(*2) Valor de teste obtido para esse perfil com ligação soldada com $L \approx 132\text{mm}$.

(*3) Valor de teste obtido para esse perfil com ligação soldada com $L \approx 76\text{mm}$.

(*4) Os valores equivalentes à coluna de testes representam valores médios das amostras.

(*5) Os valores entre colchetes correspondem aos valores de C_t de cada norma, multiplicados pelo coeficiente de correção, mencionado no item 3.8.

As FIG. 21 a 24 apresentam comparações entre a carga máxima dos testes com as cargas máximas utilizadas pelas fórmulas de Munse e de Kulak, pelas normas brasileira e pelo comentário da norma americana, e pela CAN/CSA (1994).

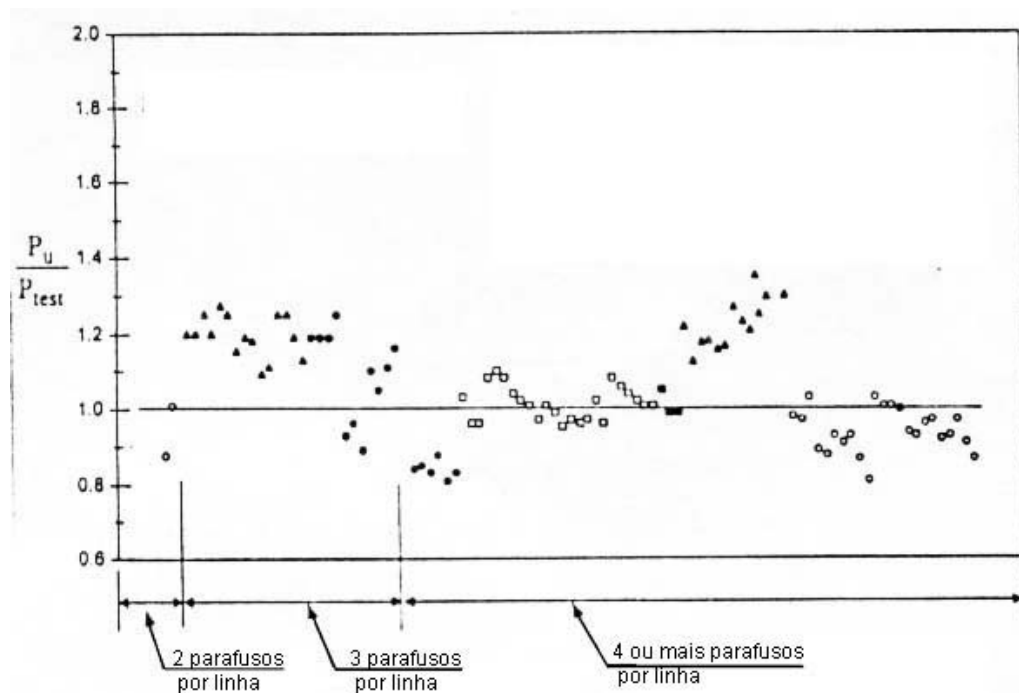


FIGURA 21 - Comparação entre os valores de P dos testes com valores da fórmula

$$P_u = K_2 (1 - \bar{X} / L) A_n f_u$$

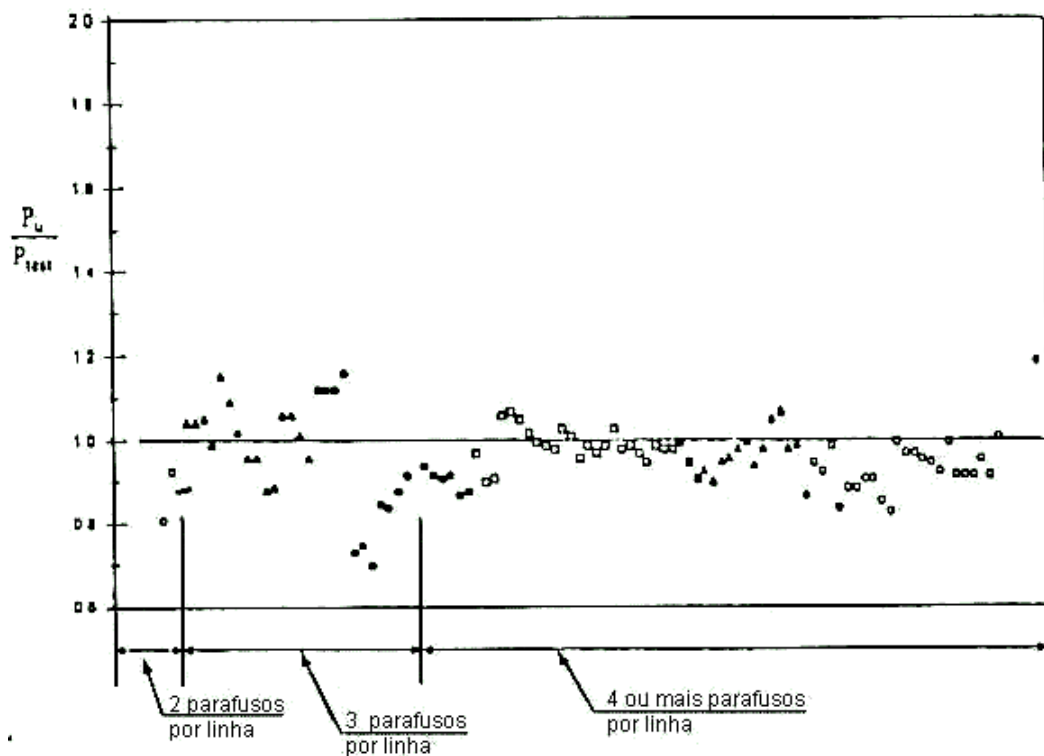


FIGURA 22 - Comparação entre os valores de P dos testes com valores da fórmula

$$P_u = [A_{cn} + \eta (f_y / f_u) A_0] f_u$$

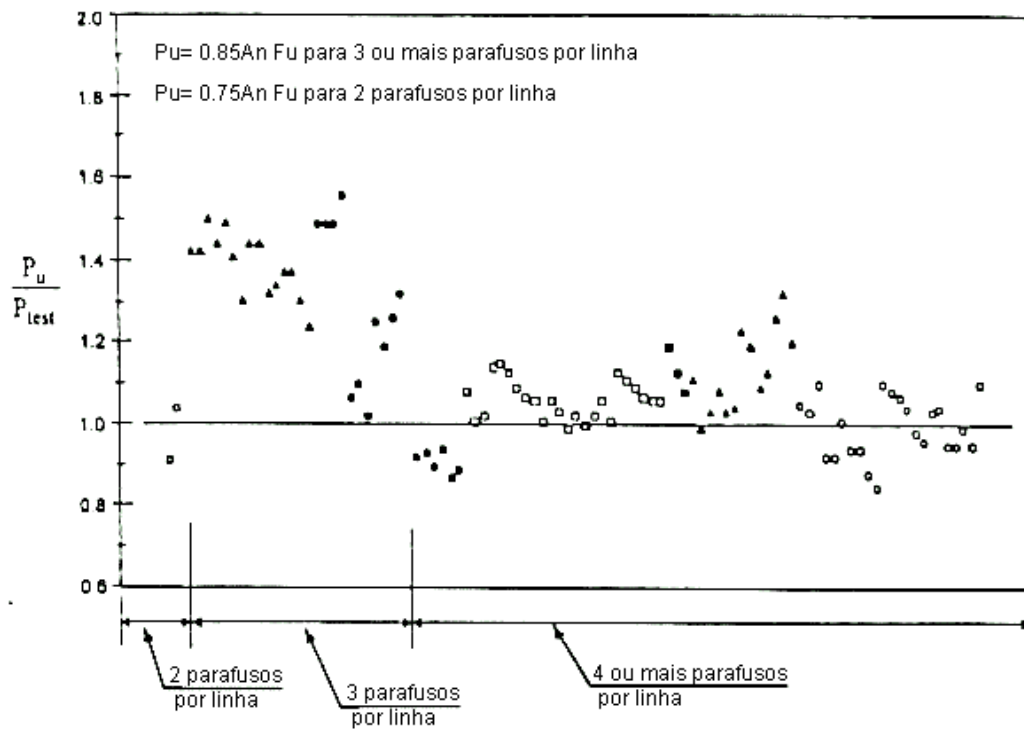


FIGURA 23 – Comparação entre os valores de P dos testes com os valores das cargas últimas do comentário do AISC/LRFD (1999) e da NBR 8800 (1986) .

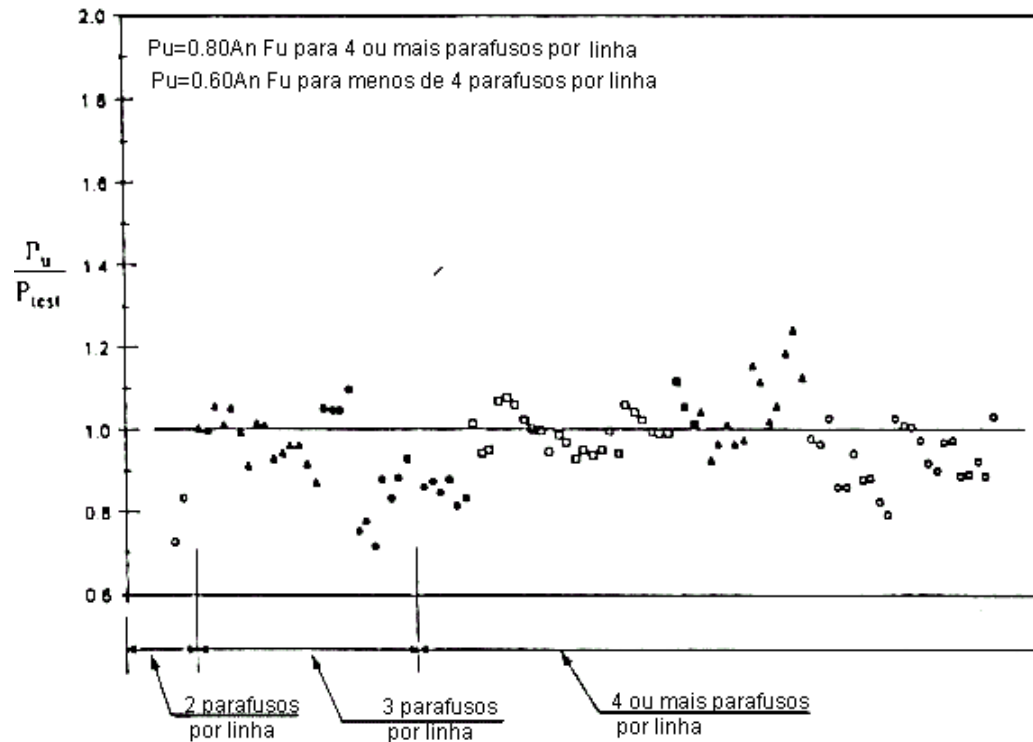


FIGURA 24 - Comparação entre os valores de P dos testes com os valores das cargas últimas da norma CAN/CSA (1994).

Na tabela abaixo é apresentado um resumo dos valores médios das razões dos gráficos acima mencionados e de seus desvios médios (TAB. 11).

TABELA 11 - Resumo dos valores médios e dos desvios-padrão da razão P_u / P_{teste}

| FÓRMULA / NORMA | VALOR MÉDIO | DESVIO-PADRÃO |
|---|-------------------|---------------|
| | P_u / P_{teste} | |
| $P_u = K_2 [1 - (\bar{X} / L) A_n f_u]$ | 1,05 | 0,13 |
| $P_u = f_u A_{cn} + \eta f_y A_0$ | 0,96 | 0,08 |
| NBR 8800 (1986) | | |
| Comentários AISC/LRFD | 1,12 | 0,17 |
| CAN/CSA (1994) | 0,97 | 0,10 |

3.8.2 Chapas com ligações soldadas

Easterling et al. (1993), resumem um projeto de pesquisa no qual abordam a aplicação do efeito “shear lag” para chapas tracionadas com ligações soldadas, apresentando resultados experimentais. O programa incluía testes com 10 amostras.

Cada amostra consistia de duas barras soldadas e uma chapa gusset, conforme mostrado na FIG. 25. As chapas gusset eram apertadas na máquina de teste e puxadas até ocorrer o colapso da barra. Os efeitos de excentricidade foram ignorados.

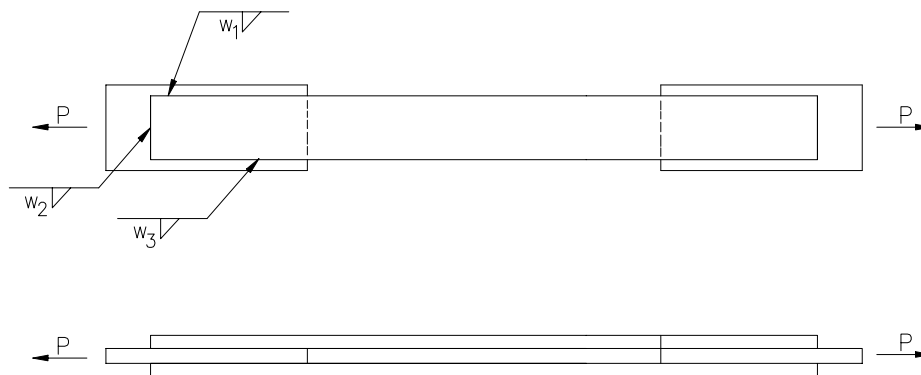


FIGURA 25 - Configuração das amostras de chapas soldadas para testes

As configurações de filetes de soldas usadas foram de dois tipos: uma considerando dois comprimentos de soldas longitudinais; outra considerando uma combinação de soldas longitudinais com solda transversal.

Para cada configuração das amostras eram realizados três testes idênticos. Os detalhes das amostras são apresentados na TAB. 12. As designações dos testes indicam o tipo de barra (P = placas) e as configurações de soldas (L= longitudinal, T= transversal e B= longitudinal e transversal).

TABELA 12 – Detalhes das amostras de testes de chapas com ligações soldadas

| Teste N° | Designação | Barra | Configuração de soldas | | | | | |
|----------|---------------------|-----------|------------------------|----------|----------|----------|----------|----------|
| | | | W1 | | W2 | | W3 | |
| | | | L (pol.) | S (pol.) | L (pol.) | S (pol.) | L (pol.) | s (pol.) |
| 1 | P-L1-1 ^a | PL4"x3/8" | 5 ½ | ¼ | --- | --- | 5 ½ | ¼ |
| 2 | P-L1-1b | PL3"x1/4" | 4 ¼ | ¼ | --- | --- | 4 ¼ | ¼ |
| 3 | P-L1-2 | PL3"x1/4" | 4 ¼ | ¼ | --- | --- | 4 ¼ | ¼ |
| 4 | P-L1-3 | PL3"x1/4" | 4 ¼ | ¼ | --- | --- | 4 ¼ | ¼ |
| 5 | P-L2-1 | PL3"x1/4" | 5 | ¼ | --- | --- | 5 | ¼ |
| 6 | P-L2-2 | PL3"x1/4" | 5 | ¼ | --- | --- | 5 | ¼ |
| 7 | P-L2-3 | PL3"x1/4" | 5 | ¼ | --- | --- | 5 | ¼ |
| 8 | P-B-1 | PL3"x1/4" | 3 | ¼ | 3 | ¼ | 3 | ¼ |
| 9 | P-B-2 | PL3"x1/4" | 3 | ¼ | 3 | ¼ | 3 | ¼ |
| 10 | P-B-3 | PL3"x1/4" | 3 | ¼ | 3 | ¼ | 3 | ¼ |

Fonte: Easterling et al. (1993), pag.:81

A designação do teste P-B-2, por exemplo, significa que a amostra era uma chapa com soldas longitudinal e transversal, e era o segundo teste desse grupo particular.

Na tentativa de garantir o colapso na seção líquida das barras, todas as soldas foram projetadas para terem uma resistência na faixa de 10% a 15% maior que a resistência da seção bruta das barras tracionadas.

Os resultados dos testes estão resumidos na TAB 13, na qual constam os valores dos coeficientes de redução (C_t). Observa-se que os testes podem ser divididos em três grupos, de acordo com a especificação dos coeficientes "shear lag" de 0,75; 0,87 e 1,0.

TABELA 13 – Resultados de testes para chapas com ligações soldadas

| Teste N° | Designação | f_y (MPa) | f_u (MPa) | C_t | C_t | U_e / U_t |
|-------------|------------|----------------|----------------|------------------------|----------------------|-------------|
| | | | | calculado (U_e) | teórico (U_t) | |
| 1 | P-L1-1a | 340 | 515 | 0,92 | 0,75 | 1,23 |
| 2 | P-L1-1b | 365 | 513 | 0,94 | 0,75 | 1,25 |
| 3 | P-L1-2 | 365 | 513 | 0,98 | 0,75 | 1,31 |
| 4 | P-L1-3 | 365 | 513 | 1,00 | 0,75 | 1,33 |
| 5 | P-L2-1 | 365 | 513 | 0,98 | 0,87 | 1,13 |
| 6 | P-L2-2 | 365 | 513 | 0,98 | 0,87 | 1,13 |
| 7 | P-L2-3 | 365 | 513 | 0,96 | 0,87 | 1,10 |
| 8 | P-B-1 | 365 | 513 | 0,90 | 1,00 | 0,90 |
| 9 | P-B-2 | 365 | 513 | 0,99 | 1,00 | 0,99 |
| 10 | P-B-3 | 365 | 513 | 0,97 | 1,00 | 0,97 |

Fonte: Easterling et al. (1993), pag.: 83

Os valores mostrados na coluna de testes da TAB.13 representam os valores médios das várias amostras de cada grupo.

A TAB.14 compara os valores de C_t dos testes com os valores adotados de cada norma, e com os valores da Revisão da Norma Brasileira para cada grupo de amostras especificadas, de acordo com a FIG.25.

TABELA 14 – Valores de C_t para chapas com ligações soldadas

| Amostras | Teste | LRFD | CAN | NBR8800 | ENV | BS5950 | Revisão da NBR |
|-----------------------------|-------|--------|--------|---------|--------|--------|----------------|
| 1 a 4 | 0,96 | 0,75 | 0,75 | 0,75 | 0,90 | 0,85 | 0,75 |
| 1,0b ≤ L ≤ 1,5b | | [0,73] | [0,75] | [0,69] | [0,90] | [0,76] | [0,69] |
| 5 a 7 | 0,97 | 0,87 | 0,87 | 0,87 | 0,90 | 0,85 | 0,87 |
| 1,5b ≤ L ≤ 2,0b | | [0,85] | [0,87] | [0,80] | [0,90] | [0,76] | [0,80] |
| 8 a 10 | | | | | | | |
| L = 1,0b | | | | | | | |
| Solda em toda volta. | 0,96 | 1,00 | 1,00 | 1,00 | 0,90 | 0,85 | 1,00 |
| | | [0,97] | [1,00] | [0,92] | [0,90] | [0,76] | [0,92] |

Notas:

(*1) Os valores entre colchetes correspondem aos valores de C_t de cada norma, multiplicados pelo coeficiente de correção, mencionado no item 3.8.

3.8.3 Cantoneiras com ligações soldadas

No mesmo trabalho já mencionado no item 3.8.2, Easterling et al. (1993) também pesquisaram a aplicação do efeito “shear lag” para cantoneiras tracionadas com ligações soldadas, apresentando resultados experimentais. O estudo incluía testes com nove amostras.

Cada amostra consistia de duas cantoneiras, soldadas a uma chapa gusset, conforme mostrado na FIG. 26. As chapas gusset eram apertadas na máquina de teste e puxadas até ocorrer o colapso da barra. Os efeitos de excentricidade foram ignorados.

As configurações de filetes de soldas usadas foram de três tipos: uma considerando dois comprimentos de soldas longitudinais, outra considerando uma combinação de

soldas longitudinais com solda transversal, e finalmente, uma terceira configuração considerando apenas uma solda transversal.

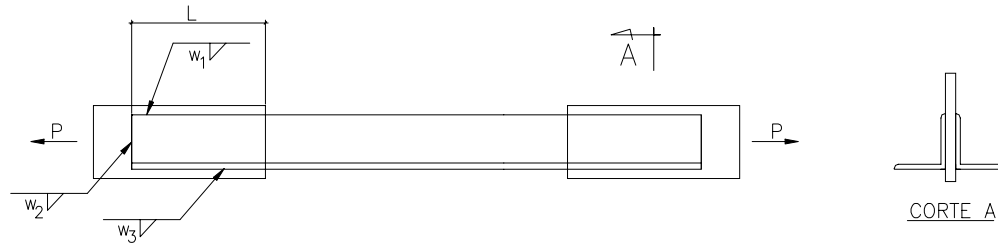


FIGURA 26 - Configuração das amostras de cantoneiras soldadas para testes

Para cada configuração das amostras, eram realizados três testes idênticos, exceto para as amostras que apresentavam apenas uma solda transversal. Os detalhes das amostras são apresentados na TAB.15. As designações dos testes indicam o tipo de barra (L = cantoneiras) e as configurações de soldas (L= longitudinal, T= transversal e B= longitudinal e transversal).

TABELA 15 – Detalhes das amostras de cantoneiras com ligações soldadas

| Teste Nº | Designação | Barra | Configuração de soldas | | | | | |
|-------------|------------|-----------|------------------------|-------------|-------------|-------------|-------------|-------------|
| | | | W1 | | W2 | | W3 | |
| | | | L (pol.) | s (pol.) | L (pol.) | s (pol.) | L (pol.) | s (pol.) |
| 11 | L-L-1 | L2x2x3/16 | 4 ½ | 3/16 | --- | --- | 4 ½ | ¼ |
| 12 | L-L-2 | L2x2x3/16 | 4 ½ | 3/16 | --- | --- | 4 ½ | ¼ |
| 13 | L-L-3 | L2x2x3/16 | 4 ½ | 3/16 | --- | --- | 4 ½ | ¼ |
| 14 | L-B-1 a | L4x3x1/4 | 3 ½ | ¼ | 4 | ¼ | 3 ½ | ¼ |
| 15 | L-B-1 b | L2x2x3/16 | 3 | 3/16 | 2 | 3/16 | 3 | ¼ |
| 16 | L-B-1 c | L2x2x3/16 | 3 | 3/16 | 2 | 3/16 | 3 | ¼ |
| 17 | L-B-2 | L2x2x3/16 | 3 | 3/16 | 2 | 3/16 | 3 | ¼ |
| 18 | L-B-3 | L2x2x3/16 | 3 | 3/16 | 2 | 3/16 | 3 | ¼ |
| 19 | L-T-1 | L4x3x1/4 | --- | --- | 4 | ¼ | --- | --- |

Fonte: Easterling et al. (1993), pag.:81

A designação do teste L-L-2, por exemplo, significa que a amostra era uma cantoneira com soldas longitudinais, e era o segundo teste desse grupo particular.

Na tentativa de garantir o colapso na seção líquida das barras, todas as soldas foram projetadas para terem uma resistência na faixa de 10% a 15% maior que a resistência da seção bruta das barras tracionadas. Entretanto, foi verificado que nas amostras 15 e 19 o colapso ocorreu na região das soldas.

Os resultados dos testes estão resumidos na TAB.16, na qual indicam os valores dos coeficientes de redução (C_t).

TABELA 16 – Resultados de testes das amostras de cantoneiras com ligações soldadas

| Teste N° | Designação | f_y (MPa) | f_u (MPa) | C_t | C_t | U_e / U_t |
|-------------|------------|----------------|----------------|------------------------|----------------------|-------------|
| | | | | calculado (U_e) | teórico (U_t) | |
| 11 | L-L-1 | 380 | 570 | 0,81 | 0,87 | 0,93 |
| 12 | L-L-2 | 380 | 570 | 0,82 | 0,87 | 0,94 |
| 13 | L-L-3 | 380 | 570 | 0,82 | 0,87 | 0,94 |
| 14 | L-B-1 a | 336 | 501 | 0,82 | 0,80 | 1,03 |
| 15 | L-B-1 b | 380 | 570 | --- | 0,81 | --- |
| 16 | L-B-1 c | 380 | 570 | 0,80 | 0,81 | 0,99 |
| 17 | L-B-2 | 380 | 570 | 0,75 | 0,81 | 0,93 |
| 18 | L-B-3 | 380 | 570 | 0,80 | 0,81 | 0,99 |
| 19 | L-T-1 | 336 | 501 | --- | 0,59 | --- |

Fonte: Easterling et al. (1993), pag.: 81

Observa-se que as razões U_e / U_t , apresentadas na TAB. 16, variaram entre 0,93 e 1,03, em que uma boa parte dos valores ficaram igual ou menor a 0,99. Esses resultados indicam que os coeficientes “shear lag” estão muito próximos dos valores calculados pela fórmula de Munse, que é representada pela coluna do C_t teórico (ver item 3.5).

A TAB. 17 compara os valores de C_t dos testes aos valores adotados de cada norma, e aos valores da revisão da norma brasileira para cada grupo de amostras especificadas, de acordo com a FIG. 26.

Os valores mostrados na coluna de testes da TAB. 17 representam os valores médios das várias amostras de cada grupo.

TABELA 17 – Valores de C_t para cantoneiras com ligações soldadas

| Amostras | Teste | LRFD | CAN | NBR 8800 | ENV | BS 5950 | Revisão da NBR | Fórmula de Munse |
|----------------------------|-------|--------|--------|----------|--------|---------|----------------|------------------|
| 11 a 13 | | | | | | | | |
| L2"x 2"x 3/16" | | | | | | | | |
| L= 4 ½" | 0,82 | 0,87 | 0,94 | 0,85 | 0,90 | 0,57 | 0,87 | 0,87 |
| $\bar{X} = 14,50\text{mm}$ | | [0,85] | [0,94] | [0,78] | [0,90] | [0,51] | [0,80] | |
| 16 a 18 | | | | | | | | |
| L2"x 2"x 3/16" | | | | | | | | |
| L= 3" | 0,78 | 0,81 | 0,91 | 0,85 | 0,90 | 0,57 | 0,81 | 0,81 |
| $\bar{X} = 14,50\text{mm}$ | | [0,79] | [0,91] | [0,78] | [0,90] | [0,51] | [0,75] | |
| 14 | | | | | | | | |
| L4"x 3"x ¼" | | | | | | | | |
| L= 3 ½" | 0,82 | 0,80 | 0,90 | 0,85 | 0,90 | 0,59 | 0,80 | 0,80 |
| $\bar{X} = 18,64\text{mm}$ | | [0,78] | [0,90] | [0,78] | [0,90] | [0,53] | [0,74] | |

Notas:

(*1) Os valores entre colchetes correspondem aos valores de C_t de cada norma, multiplicados pelo coeficiente de correção, mencionado no item 3.8.

3.8.4 Perfil U com ligações soldadas

Estudo similar aos itens 3.8.2 e 3.8.3 foi feito também por Easterling et al. (1993), que pesquisaram a aplicação do efeito “shear lag” para perfis U tracionados com ligações soldadas, apresentando resultados experimentais. O estudo incluía testes com oito amostras.

Cada amostra consistia de dois perfis U soldados a uma chapa gusset, conforme mostrado na FIG. 27. As chapas gusset eram apertadas na máquina de teste e puxadas até ocorrer o colapso da barra.

As configurações de filetes de soldas usadas foram de três tipos: uma considerando dois comprimentos de soldas longitudinais, outra considerando uma combinação de soldas longitudinais com solda transversal, e, finalmente, uma terceira configuração considerando apenas uma solda transversal.

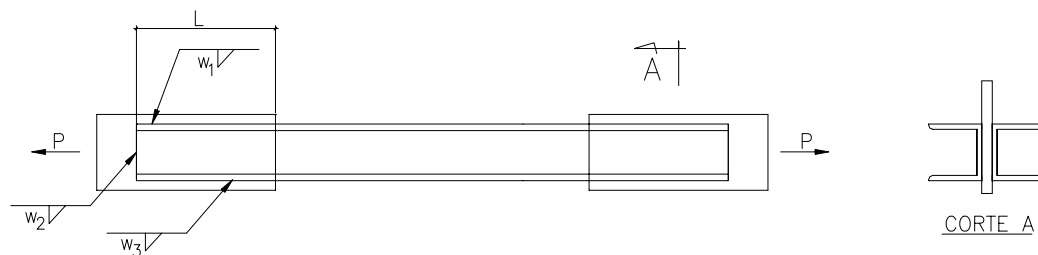


FIGURA 27 - Configuração das amostras para barras com perfil U, soldadas para testes

Para cada configuração das amostras eram realizados três testes idênticos, exceto para as amostras que apresentavam apenas uma solda transversal. Os detalhes das amostras são apresentados na TAB. 18. As designações dos testes indicam o tipo de barra (C = perfil U) e as configurações de soldas (L= longitudinal, T= transversal e B= longitudinal e transversal).

TABELA 18 – Detalhes das amostras de perfis U com ligações soldadas

| Teste N° | Designação | Barra | Configuração de soldas | | | | | |
|-------------|------------|----------|------------------------|----------|----------|----------|----------|----------|
| | | | W1 | | W2 | | W3 | |
| | | | L (pol.) | S (pol.) | L (pol.) | s (pol.) | L (pol.) | s (pol.) |
| 20 | C-L-1 | C3"x 4,1 | 5 | 3/8 | --- | --- | 5 | 3/8 |
| 21 | C-L-2 | C3"x 4,1 | 5 | 3/8 | --- | --- | 5 | 3/8 |
| 22 | C-L-3 | C3"x 4,1 | 5 | 3/8 | --- | --- | 5 | 3/8 |
| 23 | C-B-1 | C3"x 4,1 | 5 | 3/16 | 3 | 3/16 | 5 | 3/16 |
| 24 | C-B-2 | C3"x 4,1 | 5 | 3/16 | 3 | 3/16 | 5 | 3/16 |
| 25 | C-B-3 | C3"x 4,1 | 5 | 3/16 | 3 | 3/16 | 5 | 3/16 |
| 26 | C-T-1 | C4"x 5,4 | --- | --- | 4 | ¼ | --- | --- |
| 27 | C-T-2 | C3"x 4,1 | --- | --- | 3 | 3/16 | --- | --- |

Fonte: Easterling et al. (1993), pag.:81

A designação do teste C-T-2, por exemplo, significa que a amostra era uma barra com perfil U com somente uma solda transversal, e era o segundo teste desse grupo particular.

Na tentativa de garantir o colapso na seção líquida das barras, todas as soldas foram projetadas para terem uma resistência na faixa de 10% a 15% maior que a resistência da seção bruta das barras tracionadas. Entretanto, nas amostras 26 e 27, foi verificado que o colapso da barra ocorreu nas soldas.

Os resultados dos testes estão resumidos na TAB. 19, na qual se encontram os valores dos coeficientes de redução (C_i).

TABELA 19 – Resultados de testes de amostras de perfis U com ligações soldadas

| Teste N° | Designação | f_y (MPa) | f_u (MPa) | C_t | C_t | U_e / U_t |
|-------------|------------|----------------|----------------|------------------------|----------------------|-------------|
| | | | | calculado (U_e) | teórico (U_t) | |
| 20 | C-L-1 | 401 | 531 | 0,89 | 0,91 | 0,98 |
| 21 | C-L-2 | 401 | 531 | 0,90 | 0,91 | 0,99 |
| 22 | C-L-3 | 401 | 531 | 0,91 | 0,91 | 1,00 |
| 23 | C-B-1 | 392 | 539 | 0,92 | 0,91 | 1,01 |
| 24 | C-B-2 | 392 | 539 | 0,92 | 0,91 | 1,01 |
| 25 | C-B-3 | 394 | 542 | 0,88 | 0,91 | 0,97 |
| 26 | C-T-1 | 411 | 542 | --- | 0,44 | --- |
| 27 | C-T-2 | 359 | 519 | --- | 0,49 | --- |

Fonte: Easterling et al. (1993), pag.:83.

Observa-se que as razões U_e / U_t , apresentadas na TAB. 19, variaram entre 0,98 e 1,01. Esses resultados indicam que os coeficientes “shear lag” estão muito próximos dos valores calculados pela fórmula de Munse, que são representados na coluna do C_t teórico (ver item 3.5).

A TAB. 20 compara os valores de C_t dos testes com os valores adotados de cada norma e com os valores da Revisão da Norma Brasileira para cada grupo de amostras especificadas, de acordo com a FIG. 27.

Os valores mostrados na coluna de testes da tabela TAB. 20 representam os valores médios das várias amostras de cada grupo.

Os valores entre colchetes correspondem aos valores de C_t de cada norma, multiplicados pelo coeficiente de correção, mencionado no item 3.8.

TABELA 20 – Valores de C_t para perfis U com ligações soldadas

| Amostras | Teste | LRFD | CAN | NBR 8800 | ENV | BS 5950 | Revisão da NBR | Fórmula de Munse |
|----------------------------|-------|--------|--------|----------|--------|---------|----------------|------------------|
| 20 a 22 | | | | | | | | |
| C 3"x 4,1 | | | | | | | | |
| L= 5" | 0,90 | 0,90 | 0,81 | 0,85 | 0,90 | 0,67 | 0,90 | 0,91 |
| $\bar{X} = 11,07\text{mm}$ | | [0,87] | [0,81] | [0,78] | [0,90] | [0,60] | [0,83] | |
| 23 a 25 | | | | | | | | |
| C 3"x 4,1 | | | | | | | | |
| L= 5" | 0,91 | 0,90 | 0,92 | 0,85 | 0,90 | 0,67 | 0,90 | 0,91 |
| $\bar{X} = 11,07\text{mm}$ | | [0,87] | [0,92] | [0,78] | [0,90] | [0,60] | [0,83] | |

3.8.5 Perfil I com ligação parafusada pelas mesas

Apesar de não encontrar dados experimentais para barras com perfil I parafusadas pelas mesas (ver FIG. 28) com dois, três e quatro parafusos por linha de furação, a TAB. 21 resume os valores de C_t das normas, que podem ser comparados entre si.

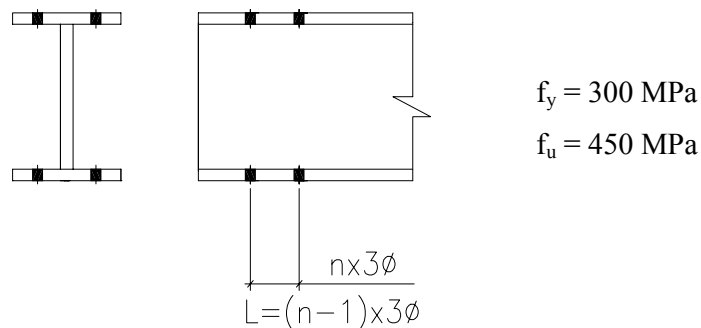


FIGURA 28 - Perfil I parafusado pelas mesas

TABELA 21 – Valores de C_t para barras com perfil I com ligação parafusada pelas mesas

| PERFIL | NBR 8800 | REVISÃO NBR | LRFD | CAN | ENV | BS 5950 |
|--|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|
| I 300 x 200 x 9,5 x 4,75 | | | | | | |
| 4 Ø por linha de furação | 0,90 [0,82] | 0,88 [0,81] | 0,88 [0,86] | 0,90 [0,90] | 0,90 [0,90] | 0,65 [0,58] |
| 3 Ø por linha de furação | 0,90 [0,82] | 0,82 [0,76] | 0,82 [0,80] | 0,90 [0,90] | 0,90 [0,90] | 0,65 [0,58] |
| 2 Ø por linha de furação $\bar{x} = 24,23$ mm Ø = 7/8" | 0,75 [0,69] | 0,75 [0,69] | 0,63 [0,61] | 0,75 [0,75] | 0,90 [0,90] | 0,65 [0,58] |
| I 400 x 150 x 4,75 x 4,75 | | | | | | |
| 4 Ø por linha de furação | 0,85 [0,78] | 0,75 [0,69] | 0,70 [0,68] | 0,85 [0,85] | 0,90 [0,90] | 0,57 [0,51] |
| 3 Ø por linha de furação | 0,85 [0,78] | 0,75 [0,69] | 0,56 [0,54] | 0,85 [0,85] | 0,90 [0,90] | 0,57 [0,51] |
| 2 Ø por linha de furação $\bar{x} = 58,59$ mm Ø = 7/8" | 0,75 [0,69] | 0,75 [0,69] | 0,11 [0,11] | 0,75 [0,75] | 0,90 [0,90] | 0,57 [0,51] |

Notas:

(*1) Os valores entre colchetes correspondem aos valores de C_t de cada norma, multiplicados pelo coeficiente de correção, mencionado no item 3.8.

3.8.6 Perfil U com ligação parafusada pela alma

Apesar de não encontrar nenhum estudo específico para barras tracionadas, utilizando perfil U, ligadas pela alma por meio de parafusos, foram empregados os mesmos valores encontrados no estudo de Easterling et al. (1993) para o caso das barras com perfil U, soldadas ao longo de sua alma, visto que, considerando o mesmo comprimento da ligação soldada para a ligação parafusada, os comportamentos de ambas as soluções se aproximam.

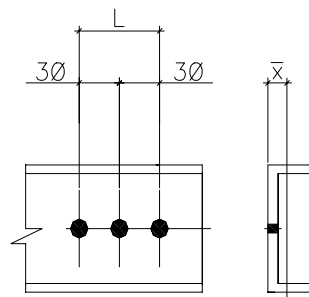


FIGURA 29 - Perfil U parafusado pela alma.

A TAB.22 apresenta os valores de C_t para tais perfis com alma parafusada para as diversas normas. Os valores entre colchetes correspondem aos valores de C_t de cada norma, multiplicados pelo coeficiente de correção, mencionado no item 3.8.

TABELA 22 – Valores de C_t para perfil U ligado pela alma por meio de parafusos.

| PERFIL | TESTES | REVISÃO | LRFD | CAN | NBR 8800 | ENV | BS 5950 |
|----------------------------|--------|---------|--------|--------|----------|--------|---------|
| NBR | | | | | | | |
| U 3" X 4,1 | | | | | | | |
| $f_y = 401 \text{ MPa}$ | | | | | | | |
| $f_u = 534 \text{ MPa}$ | 0,90 | 0,90 | 0,90 | 0,85 | 0,85 | 0,90 | 0,47 |
| 3 parafusos por linha | | | (0,92) | | | | |
| $L=132 \text{ mm}$ | | [0,83] | [0,87] | [0,85] | [0,78] | [0,90] | [0,42] |
| $\bar{X} = 11,07\text{mm}$ | | | | | | | |
| $\varnothing = 7/8''$ | | | | | | | |

3.8.7 Barras tubulares com ligações soldadas

Seções tubulares são usadas frequentemente em construções metálicas para barras tracionadas, como por exemplo diagonais de treliças e de contraventamentos verticais.

Uma solução de baixo custo e de fácil execução para as ligações desses perfis é apresentada na FIG. 30, que consta de um tubo com as extremidades rasgadas longitudinalmente para a introdução de uma chapa gusset, em que esta seria soldada ao longo do tubo rasgado, por meio de quatro filetes de solda.

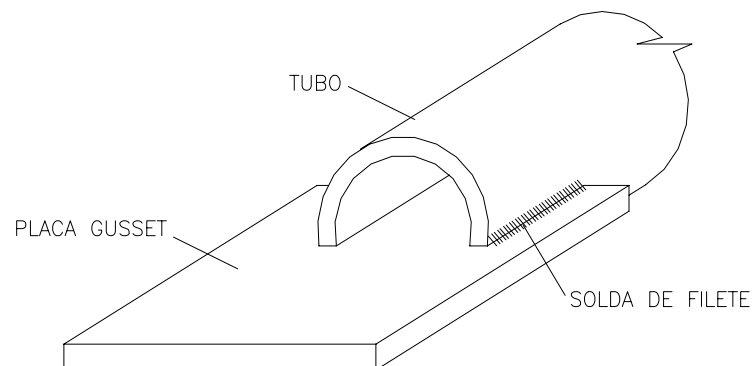


FIGURA 30 – Perfil tubular com ligação soldada.

Cheng et al. (1998) apresentam um trabalho em que vários testes para perfis tubulares com ligações dessa forma são realizados, e seus resultados são mostrados a seguir.

Para esses testes, foram utilizadas várias amostras, cujas ligações são apresentadas na FIG. 31, e as dimensões dessas amostras, na TAB. 23.

Os valores de f_y e f_u das amostras e os resultados das cargas máximas obtidas nos testes, além do valor de C_t calculado por meio dessas cargas máximas, são apresentados na TAB. 24.

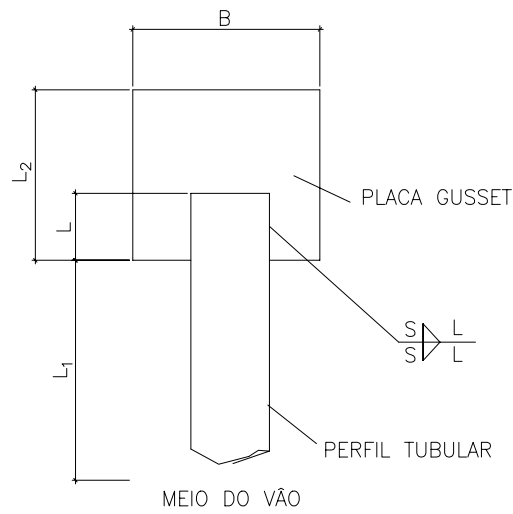


FIGURA 31 – Dimensões de testes das amostras

TABELA 23 – Dimensões das amostras

| Amostras | Material | B | L | L₁ | L₂ | S | L/w |
|-----------------|------------------|-------------|-------------|----------------------|----------------------|-------------|------------|
| | (mm x mm) | (mm) | (mm) | (mm) | (mm) | (mm) | |
| PWC1 a PWC4 | Ø 102 x 6,4 | 230 | 170 | 330 | 350 | 6 | 1,06 |
| PWC5 a PWC7 | Ø 102 x 4,8 | 200 | 150 | 330 | 300 | 5 | 0,94 |
| SPEC1 | Ø 219 x 8,0 | 440 | 345 | 345 | 750 | 10 | 1,00 |
| SPEC2 | Ø 219 x 8,0 | 440 | 275 | 345 | 680 | 10 | 0,80 |

Fonte: Cheng et al. (1998), pag.:984.

Notas:

(1) – w é a distância circunferencial entre as soldas (perímetro de ½ circunferência)

TABELA 24 – Propriedades do material das amostras e resultados de testes

| Amostras | F_y (MPa) | F_u (MPa) | P_{max} (kN) | Área (cm ²) | C_t |
|--------------|-------------|-------------|----------------|-------------------------|-------|
| PWC1 | 393 | 449 | 830 | 18,86 | 0,98 |
| PWC2 | 393 | 449 | 869 | 18,86 | 1,03 |
| PWC3 | 393 | 449 | 849 | 18,86 | 1,00 |
| PWC4 | 393 | 449 | 875 | 18,86 | 1,03 |
| PWC5 | 375 | 451 | 645 | 14,45 | 0,99 |
| PWC6 | 375 | 451 | 634 | 14,45 | 0,97 |
| PWC7 | 375 | 451 | 631 | 14,45 | 0,97 |
| SPEC1 | 348 | 431 | 2160 | 49,24 | 1,02 |
| SPEC2 | 348 | 431 | 2139 | 49,24 | 1,00 |

Fonte: Cheng et al. (1998), pags.: 985 – 986.

Observa-se que os resultados das diversas amostras de testes ficaram praticamente iguais a 1,00. Isso indica que o efeito “shear lag” não reflete significativamente na resistência última dessas amostras.

Nenhuma norma abordada apresenta estudo específico para a obtenção do valor de C_t de perfis tubulares. Contudo, podem-se fazer considerações dentro de cada uma delas, adotando alguns valores para esse coeficiente. A TAB. 25 sintetiza esses valores e compara com os obtidos pelos testes.

Para a obtenção do C_t para o AISC/LRFD (1999) e para a Revisão da Norma Brasileira, utilizou-se a fórmula de Munse, considerando:

Para a amostra $\varnothing 102 \times 6,4$, $\bar{x} = 0,67\text{cm}$, $L = 170\text{mm}$, portanto $C_t = 0,96$.

Para a amostra $\varnothing 102 \times 4,8$, $\bar{x} = 0,70\text{cm}$, $L = 150\text{mm}$, portanto $C_t = 0,95$.

Para a amostra $\varnothing 219 \times 8,0$, $\bar{x} = 4,25\text{cm}$, $L = 345\text{mm}$, portanto $C_t = 0,88$.

Para a amostra $\varnothing 219 \times 8,0$, $\bar{x} = 4,25\text{cm}$, $L = 275\text{mm}$, portanto $C_t = 0,85$.

TABELA 25 – Valores de C_t para perfis tubulares com ligações soldadas.

| Amostras | NBR 8800 | AISC / LRFD | Revisão NBR | CAN/ CSA | BS 5950 | ENV | TESTE |
|-----------------|-----------------|------------------------|------------------------|---------------------|----------------|------------|--------------|
| PWC1 a | 0,85 | 0,90 | 0,90 | 0,75 | 1,05 | 0,90 | 1,01 |
| PWC4 | | (0,96) | (0,96) | | | | |
| | [0,78] | [0,87] | [0,83] | [0,75] | [0,93] | [0,90] | |
| PWC5 a | 0,85 | 0,90 | 0,90 | 0,75 | 1,00 | 0,90 | 0,98 |
| PWC7 | | (0,95) | (0,95) | | | | |
| | [0,78] | [0,87] | [0,83] | [0,75] | [0,89] | [0,90] | |
| SPEC1 | 0,85 | 0,88 | 0,88 | 0,75 | 0,97 | 0,90 | 1,02 |
| | [0,78] | [0,86] | [0,81] | [0,75] | [0,86] | [0,90] | |
| SPEC2 | 0,85 | 0,85 | 0,85 | 0,75 | 0,97 | 0,90 | 1,00 |
| | [0,78] | [0,83] | [0,78] | [0,75] | [0,86] | [0,90] | |

Notas:

- (1) – Os valores de C_t para a coluna de teste são valores médios das amostras.
- (2) – Os valores entre parenteses correspondem aos obtidos pela fórmula de Munse.
- (3) – Os valores entre colchetes correspondem aos valores de C_t de cada norma, multiplicados pelo coeficiente de correção, mencionado no item 3.8.

3.9 Estudo comparativo

3.9.1 Cantoneiras com ligações parafusadas

Para as cantoneiras com ligações parafusadas, podem-se tirar algumas conclusões, utilizando os resultados dos testes apresentados por Kulak et al. (1997) e mostrados no item 3.8.1 deste trabalho:

- Em todos os casos testados, em que a aba maior da cantoneira era conectada, o valor de C_t apresentava sempre maior em relação ao caso em que a aba menor da cantoneira era ligada. Isso pode ser comprovado analisando os resultados das amostras S5 e S6 na TAB. 9. Tal conclusão pode ser explicada pelo fato de que, quando a aba maior está conectada, a excentricidade será menor, do que quando a aba menor estiver ligada. Portanto, a sua resistência deverá ser maior.
- Observa-se que a eficiência da seção líquida está diretamente relacionada ao comprimento da ligação, conforme se pode verificar na mesma tabela (TAB. 9), na qual a amostra S10, cantoneira simples com quatro parafusos, possui um valor de C_t 21% maior que a amostra S11, que é uma cantoneira simples com dois parafusos somente; a amostra D8, cantoneira dupla com quatro parafusos, possui um valor de C_t 25% maior que o valor apresentado pela amostra D9, que é também uma cantoneira dupla, porém com apenas dois parafusos.
- Entretanto, verifica-se que a diferença desses valores entre as amostras de uma mesma cantoneira quando se utiliza seis e quatro parafusos é muito pequena, conforme pode ser comprovado comparando os resultados das amostras S9 aos da S10, e das amostras D7 aos da D8. Portanto, Kulak et al. (1993) concluíram que as amostras com quatro ou mais parafusos deveriam apresentar os mesmos valores de C_t , o que justifica o procedimento adotado pela norma canadense CAN/CSA (1994). A norma NBR 8800 (1986) e o comentário da norma americana

LRFD/AISC (1999) adotam procedimentos semelhantes, pois consideram que cantoneiras e perfis ligados com três ou mais parafusos possuem o mesmo valor de C_t .

- Nos testes do estudo de Kulak et al. (1993), foi observado que a diferença no comportamento entre barras com cantoneiras simples e duplas é causada principalmente pela deformação lateral perpendicular da placa gusset, pela distribuição de tensão na seção transversal crítica e pela curvatura medida na aba livre da seção transversal crítica. Entretanto, a eficiência dos testes é praticamente a mesma comparando as barras de cantoneiras simples às de cantoneiras duplas. A exceção é para as amostras com seções transversais menores (p. ex., cantoneiras L 76 x 51 x 4,8 e L 76 x 76 x 4,8); as barras com cantoneiras simples têm uma eficiência na faixa de 12% a 15% maior que a das barras com cantoneiras duplas. A eficiência média global das barras com cantoneiras simples é de aproximadamente 7% maior que as das barras com cantoneiras duplas. Portanto, a diferença entre a eficiência das barras com cantoneiras simples e duplas pode ser desprezada.

O gráfico da FIG.21 compara as resistências últimas de várias amostras testadas referentes a cantoneiras parafusadas com as obtidas por meio da fórmula que é utilizada pela especificação do LRFD/AISC (1999), $P_u = K_2 (1 - \bar{X} / L) A_n f_u$. São 97 amostras no total, sendo 76 barras com cantoneiras simples e 21 com cantoneiras duplas, em que $K_2 = 0,85$ para os furos executados através de punção e $K_2 = 1,00$ para os furos executados através de broca. Conforme pode ser verificado, esses números são ligeiramente contra a segurança, pois apresentam valor médio para a razão do P_u / P_{teste} de 1,05 e desvio-padrão de 0,13, mas são perfeitamente aceitáveis. Observou-se, ainda, que os valores menos conservadores eram para as amostras com furos executados através de brocas e para amostras conectadas por um número de parafusos menor que quatro por linha.

Já o gráfico da FIG. 22, que compara as resistências últimas de testes com as da fórmula apresentada por Kulak, $P_u = [A_{cn} + \eta (f_y / f_u) A_0] f_u$, mostra uma razão média P_u/P_{teste} na faixa de 0,96, com desvio-padrão de 0,08. Isso indica que tais resultados são ligeiramente a favor da segurança e representa muito bem as barras tracionadas com

cantoneiras simples ou duplas com ligações parafusadas, assim como a fórmula utilizada no gráfico da FIG. 21.

Conforme já comentado anteriormente, o AISC/LRFD (1999), mediante sua especificação, permite o uso da fórmula utilizada no gráfico da FIG. 21, mas também permite a utilização de alguns valores de C_t especificados em seus comentários, assim como a norma brasileira NBR 8800 (1986), que utiliza desse último critério para determinação do coeficiente de redução para cálculo da área líquida efetiva. A FIG. 23 compara os valores das resistências últimas de testes aos valores equivalentes ao critério acima mencionado. A razão média entre esses valores e os dos testes é de 1,12 e desvio-padrão na faixa de 0,17, o que representa resultados ligeiramente contra a segurança, principalmente para barras ligadas com três ou dois parafusos, podendo ocorrer para algumas amostras valores na ordem de 50% maior que os valores de testes.

Já a norma canadense, apesar de adotar também valores pré-determinados para os diversos tipos de perfis e números de parafusos, é mais rigorosa nos valores de C_t . Isso faz com que a relação média entre as resistências últimas adotadas por essa norma e as de testes fiquem com valores na faixa de 0,97 e desvio-padrão 0,10, apresentando bons resultados, conforme pode-se concluir analisando o gráfico da FIG. 24.

O procedimento adotado pela Revisão da Norma Brasileira foi usar o mesmo critério da especificação americana, que apresenta bons resultados, além de utilizar limitações inferior e superior para os valores de C_t , que são 0,75 e 0,90 respectivamente. Essa limitação é muito importante, pois corrige pequenas imperfeições que porventura a norma americana possa apresentar para um determinado e específico tipo de perfil e ligação. Observando os valores de testes da TAB. 10, conclui-se que poucas amostras apresentam valores menores que 0,75, e quando isso acontece os valores são muito próximos desse limite. Já comparando os valores de C_t da fórmula da especificação americana, observa-se que algumas amostras apresentam valores bem inferiores, como o caso da cantoneira de L 6" x ½" com ligação de dois parafusos que apresenta $C_t = 0,44$.

Assim, na Revisão da Norma Brasileira, nenhum valor será menor que o menor valor utilizado pela NBR 8800 (1986), tampouco maior que o maior valor utilizado por essa norma, mas certamente terá valores mais próximos do real, conforme já demonstrado acima, por meio dos gráficos das FIG. 21 e 23, obtendo assim um processo mais preciso para determinação do valor de C_t que o da NBR 8800 (1986).

Outra observação interessante é sobre o procedimento adotado pelo Eurocode 3 (2001), que, apesar de tratar especificamente o caso das cantoneiras com ligações parafusadas, apresenta valores do coeficiente de redução bastante conservadores. Nota-se que dos valores apresentados pela TAB. 10 para essa norma nenhum é maior que 0,60, nem mesmo as amostras que possuem excentricidade pequena e comprimento de ligação grande (situação em que praticamente não existe o efeito “shear lag”). Isto pode ser observado no caso da amostra L 76 x 51 x 4,8 com seis parafusos conectados na aba de 76 mm, que tem $C_t = 0,58$, valor bem inferior ao valor de teste da amostra, que é igual a 0,96.

Na norma inglesa BS 5950 (2000), os valores de C_t são, de maneira geral, também conservadores. Nota-se que a BS 5950 (2000) trata separadamente o caso das cantoneiras duplas das cantoneiras simples. O interessante é que os valores apresentados para as amostras de cantoneiras duplas são superiores aos das amostras de cantoneiras simples, o que contradiz os valores obtidos através de testes, conforme pode ser verificado na TAB. 10.

3.9.2 Chapas com ligações soldadas

Com exceção das normas européias, todas as outras utilizam o mesmo procedimento para obtenção de C_t para chapas com ligações soldadas.

No estudo feito por Easterling et al. (1993), ficou constatado que as amostras dos testes apresentaram rasgamento através da seção crítica da barra, o qual ocorreu nas extremidades dessas. Nenhuma amostra deformou significativamente fora do plano .

Para todas as amostras de chapas soldadas a relação U_e / U_t foi superior ao valor de 0,90, conforme mostrado na TAB. 13, em que U_e é o valor de C_t de teste e U_t é o valor de C_t teórico. Seis das nove amostras obtiveram valores U_e / U_t maiores ou iguais a 1,10, o que vem reforçar que tal critério é perfeitamente aceitável, visto que a grande parte dos resultados estão a favor da segurança. Dessa forma, a Revisão da Norma Brasileira adotou também esse mesmo critério, acreditando ser um procedimento bem confiável.

Os resultados experimentais para as amostras de chapas com ligações soldadas indicaram que o comprimento longitudinal das soldas parece não ter influência na resistência à ruptura baseada nos efeitos “shear lag”. No próprio estudo de Easterling et al. (1993), essa observação foi reforçada por meio dos resultados de uma análise elástica de elementos finitos, no qual mostrou a mesma distribuição de tensões na seção crítica para modelos com comprimentos de soldas de 3”, 4 ¼” e 5”. Observou-se, ainda, que nem a distribuição de tensões na seção crítica nem o valor de teste de C_t foram significativamente afetados pelo acréscimo da solda transversal, quando comparado com as amostras que tinham apenas comprimentos de soldas longitudinais. Deve-se observar também que as diferenças nos comprimentos longitudinais de soldas são relativamente pequenas.

Para as normas européias Eurocode 3 (2001) e BS 5950 (2000), que não possuem um tratamento específico para esse caso, os valores de C_t são de 0,90 e 0,85, respectivamente, independente do comprimento de solda, da excentricidade e das dimensões da chapa soldada, o que, a princípio, não faz muito sentido. Curiosamente, são os valores mais próximos dos resultados de testes, que ficaram na média com $C_t = 0,96$.

3.9.3 Cantoneiras e perfis U com ligações soldadas

Para as cantoneiras com ligações soldadas, verificou-se através na TAB. 16 que as razões U_e / U_t variaram entre 0,93 e 1,03, em que uma boa parte dos valores ficou igual

ou menor a 0,99. Já para as barras com perfil U com ligações soldadas, verificou-se na TAB. 19 que esses valores são melhores, ainda, pois variam entre 0,98 e 1,01, apresentando valor médio na faixa de 1,00. Esses resultados indicam que os coeficientes “shear lag” estão muito próximos dos valores calculados pela fórmula de Munse, que é representada pela coluna do C_t teórico (ver item 3.5).

Assim como nos testes das amostras de placas com ligações soldadas, a adição da solda transversal não afeta a carga máxima ou o coeficiente “shear lag” para as amostras de cantoneiras e de perfis U com ligações soldadas.

Os valores de C_t adotados pela NBR 8800 (1986) e pelo Eurocode 3 (2001), para os dois casos com ligações soldadas, são iguais a 0,85 e a 0,90, respectivamente, independentemente do tipo de perfil (se é ou não cantoneira de abas iguais ou se é perfil U), do comprimento da ligação (tamanho do cordão de solda) e da excentricidade da ligação (relacionada com o tamanho das abas das cantoneiras e com a largura das mesas do perfil U). Comparando esses valores com os de testes, verifica-se que são bem superiores, o que indicam que são contra a segurança, quando se trata das cantoneiras, e aproximam um pouco mais dos valores de testes, quando se trata de barras com perfil U. Já a norma americana adota a fórmula de Munse para essa situação, em que os seus resultados estão bem mais próximos dos valores de testes, o que faz mais sentido, pois a fórmula está diretamente relacionada com o comprimento da ligação e com sua excentricidade. Dessa forma, a Revisão da Norma Brasileira, que também adota esse procedimento acrescentando o limite inferior para valores de C_t iguais a 0,75, apresenta resultados muito melhores, comparando à norma NBR 8800 (1986).

A norma canadense trata separadamente as barras tracionadas dos diversos tipos de perfil com ligação soldada dos com ligação parafusada. Seu critério é bastante interessante, pois basicamente calcula uma área efetiva para cada elemento da seção transversal da barra, considerando se cada elemento está soldado diretamente ou não. Em seguida, para obtenção do valor de C_t , basta dividir a somatória das áreas efetivas pela área total. Esse é um processo que parece ser bastante razoável, apesar de apresentar valores de C_t superiores em relação aos valores de testes para o caso das

cantoneiras com ligação soldada, mas tais resultados aproximam muito, quando o perfil é do tipo U.

A norma inglesa BS 5950 (2000) também estuda o caso das barras com ligação soldada separadamente. Seus valores geralmente são iguais, independentemente dos fatores já mencionados (comprimento de ligação, excentricidade e tipo de perfil), que apresentam valores mais conservadores.

3.9.4 Perfil I com ligações parafusadas nas mesas

Para este tipo de perfil, a Revisão da Norma Brasileira também adotou o critério da fórmula de Munse, que é utilizada pela especificação da norma americana. Comparando os valores de C_t da TAB. 21, percebe-se que tais valores são muito próximos dos usados pelas outras normas, que se utilizam de critérios semelhantes aos adotados para as ligações soldadas. Percebe-se que os valores adotados pela fórmula são os menores, mas muito próximos dos valores das outras normas. A revisão da norma brasileira faz uma pequena mudança em relação à norma americana, que é a inclusão do limite inferior para esses valores de 0,75, conforme é feito para os casos já mencionados anteriormente. Esse pequeno detalhe é muito importante, por ele poder corrigir algumas imperfeições dessa fórmula, pois acredita-se que ela não é totalmente eficaz para todos os perfis e comprimentos de ligações que existem. Para determinados casos, podem existir valores muito pequenos, não refletindo a realidade, e até mesmo valores absurdos e incoerentes como resultados negativos. Esse tipo de situação pode ser ilustrada pela amostra I 400 x 150 x 4,75 x 4,75, apresentada na TAB. 21. É interessante notar que esse limite é igual ao menor valor de C_t adotado pela atual norma brasileira NBR 8800, que o vem utilizando ao longo do tempo sem conhecimento de maiores problemas.

Essa conclusão pode ser feita também para outros tipos de perfil com ligações que têm o mesmo comportamento, como é o caso do perfil U, ligado pelas mesas, e do perfil T, obtido através de um perfil I, ligado pela mesa através de parafusos.

3.9.5 Perfil U com ligação parafusada pela alma

Para barras tracionadas de perfil U com ligação parafusada através da alma, a revisão da norma adota o mesmo critério citado, apresentando resultados e conclusões semelhantes ao item anterior, que podem ser comprovados mediante os valores de C_t , conforme TAB. 22.

3.9.6 Perfis tubulares com ligações soldadas

Para as barras tubulares com ligações soldadas, observou-se por meio de testes que o efeito “shear lag” praticamente não afeta a resistência última das amostras. Isso pode ser comprovado verificando o valor médio de C_t , que ficou muito próximo de 1,00.

Observando os valores de C_t indicados na TAB. 25, notou-se que as normas não refletem com precisão o efeito “shear lag” para as barras tracionadas com seções tubulares, com exceção dos resultados utilizados pela fórmula de Munse, que estão indicados entre parênteses nas colunas da norma americana e da Revisão da Norma Brasileira, considerando esse um critério mais seguro e confiável para representar o caso.

4

BARRAS COMPRIMIDAS

4.1 Considerações gerais

Este capítulo aborda as barras submetidas à força axial de compressão, estando sujeitas a dois tipos de estados limites:

- flambagem local;
- flambagem da barra como um todo.

Na flambagem local será realizada uma comparação entre os valores limites das relações largura/espessura dos elementos comprimidos de vários tipos de perfil metálico, utilizados na prática, além de estabelecer a forma atual pela qual as barras comprimidas vêm sendo dimensionadas, considerando os procedimentos do Eurocode 3 (2001), AISC/LRFD (1999) e da NBR 8800 (1986).

Na flambagem da barra como um todo, haverá um estudo comparativo dos valores da resistência nominal das barras comprimidas, das diversas normas, incluindo as curvas de flambagem do SSRC (Structural Stability Research Council) e da ECCS (European

Convention for Constructional Steelwork), que servem de base para os procedimentos das atuais especificações.

Para essa comparação, serão incluídos os resultados de um estudo no qual apresenta dados de testes para vários tipos de perfil. Durante os últimos vinte e cinco anos, foi realizada uma série de testes para barras comprimidas nos Estados Unidos, no Japão e na Europa, constituindo assim um grande banco de dados. Essas amostras representam o comportamento das barras sujeitas ao esforço de compressão para perfis I laminados e soldados, perfil caixa soldado, tubos circulares e quadrados, além dos perfis T.

Portanto, mediante de pesquisas teóricas e experimentais, permitiu-se o desenvolvimento de uma proposta de trabalho baseada nas curvas múltiplas de flambagem para os mais variados tipos de seção transversal, obtendo-se assim as cargas últimas em função do índice de esbeltez da barra comprimida.

4.2 Revisão bibliográfica

Uma larga pesquisa foi desenvolvida desde a década de 50, investigando a resistência última de colunas comprimidas carregadas axialmente sem excentricidades. Isso envolveu estudos sobre a distribuição de tensões residuais e sobre a curvatura inicial das barras.

Alguns países europeus bem como o Brasil têm adotado as curvas múltiplas de flambagem recomendadas pela European Convention for Constructional Steelwork (ECCS), que são designadas por (a₀), (a), (b), (c) e (d). Entretanto, países como os Estados Unidos e o Canadá utilizam as curvas múltiplas de flambagem recomendadas pela Structural Stability Research Council (SSRC), que são designadas por (1), (2) e (3) para uma curvatura de 1/1000 do comprimento da barra e por (1P), (2P) e (3P) quando a curvatura inicial for de 1/1470 do comprimento da barra.

Assim as curvas múltiplas de colunas da ECCS e do SSRC foram obtidas numericamente por simulações de computador, usando-se aproximações probabilísticas das imperfeições geométricas, tensões residuais e tensões de escoamento.

Salmon et al. (1996) tecem comentários sobre as tensões residuais e suas influências nas barras sujeitas à compressão, além de apresentarem as curvas de resistência de colunas do SSRC.

Galambos (1998) apresenta as formulações algébricas das curvas múltiplas do SSRC, que foram obtidas por meio de um longo e complexo estudo desenvolvido por Bjorhovde (1972).

Maquoi et al. (1978) apresentaram e demonstraram a formulação analítica das novas curvas de flambagem do ECCS, que desenvolveu um extenso programa de pesquisa teórica e experimental.

Fukumoto et al. (1983) desenvolveram um trabalho experimental, que resume informações de mais de 1500 amostras para testes de barras comprimidas, abordando os mais variados tipos de perfil, processos de fabricação, grau de aço, criando um grande banco de dados. Comparações são feitas com os resultados obtidos mediante os testes, juntamente com as curvas múltiplas do SSRC e da ECCS.

Castro e Silva (2001) analisa o comportamento dos elementos de aço componentes de perfis soldados e laminados à flambagem local e da interação entre a flambagem local e a instabilidade global em barras comprimidas.

Todas as informações necessárias sugeridas pelos procedimentos das especificações referentes às curvas de resistências de colunas e aos valores da relação largura/espessura, para que não ocorra a flambagem local dos elementos de uma determinada seção, além do limite do índice de esbeltez são encontradas nas normas NBR 8800 (1986), AISC/LRFD (1999), CAN/CSA(1994), BS 5950 (2000), DIN 18800 (1990) e Eurocode 3 (2001).

4.3 Flambagem local

4.3.1 – Limites da relação b/t para que não ocorra a flambagem local

Grande parte dos perfis metálicos utilizados na prática é formada por elementos planos apoiados em uma ou mais bordas longitudinais. Pode-se citar o caso do perfil I cuja mesa é um elemento plano com apenas um apoio longitudinal no meio, e a alma um elemento que apresenta dois apoios longitudinais em cada uma das extremidades. Já uma cantoneira possui dois elementos planos com apenas um apoio longitudinal para cada um. Portanto, todos os tipos de perfil metálico, com exceção dos tubos circulares, possuem elementos planos apoiados longitudinalmente.

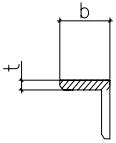
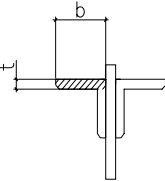
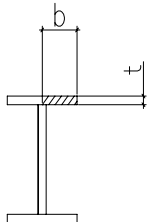
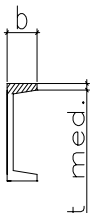
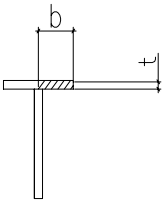
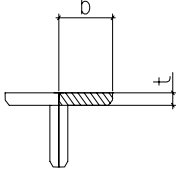
Os elementos planos apoiados em uma borda longitudinal, como é o caso das mesas de perfil I, T ou U, da alma do perfil T e das abas de uma cantoneira, são denominados de elementos não enrijecidos. Já os apoiados em duas bordas longitudinais, como por exemplo as almas de perfis I e U, além dos elementos planos de um perfil caixa quadrado, são denominados de elementos enrijecidos.

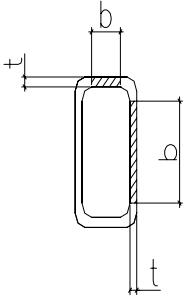
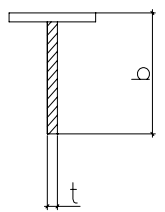
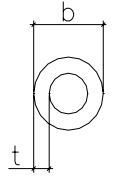
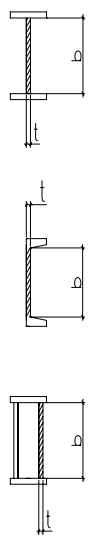
Os elementos de uma seção transversal qualquer, quando submetidos à compressão, podem alcançar um estado de equilíbrio instável, de maneira que possa ocorrer uma flambagem local, antes que o perfil falhe como um todo. Para que não ocorra a flambagem local, é necessário que tais elementos possuam a relação largura–espessura (b/t) menor que um determinado valor denominado limite, como apresentado pela TAB. 26, para que não flambem antes de atingirem o escoamento.

Quando os valores dessa relação forem maiores que os valores limites, ocorrerá uma queda na resistência do perfil.

Esses valores estão relacionados em função do módulo de elasticidade (E) e do limite de escoamento (f_y) do aço utilizado.

TABELA 26 – Relação largura/espessura (b/t) de elementos componentes de barras comprimidas para que não ocorra a flambagem local.

| ELEMENTO | NBR | Revisão | LRFD | CAN | ENV | DIN | BS5950 |
|--|--------------------------|---|---|--------------------------|--------------------------------------|--------------------------|--------------------------------------|
|   | 0,44 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 0,45 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 0,45 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 0,44 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 0,51 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 0,44 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 0,55 $\sqrt{(E/f_y)}$ |
|   | 0,55 $\sqrt{(E/f_y)}$ | Laminado 0,56 $\sqrt{(E/f_y)}$ | Laminado 0,56 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 0,44 $\sqrt{(E/f_y)}$ | Laminado 0,51 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 0,44 $\sqrt{(E/f_y)}$ | Laminado 0,55 $\sqrt{(E/f_y)}$ |
|   | | Soldado 0,64 $\sqrt{[E/(f_y k_c)]}$ | Soldado 0,64 $\sqrt{[E/(f_y k_c)]}$ | | Soldado 0,47 $\sqrt{(E/f_y)}$ | | Soldado 0,48 $\sqrt{(E/f_y)}$ |

| ELEMENTO | NBR | Revisão | LRFD | CAN | ENV | DIN | BS 5950 |
|---|--------------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|--|
|  | 1,38 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 1,40 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 1,40 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 1,48 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 1,42 $\sqrt{(E/f_y)}$ | ----- | A frio 1,28 $\sqrt{(E/f_y)}$ A quente 1,47 $\sqrt{(E/f_y)}$ |
|  | 0,74 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 0,75 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 0,75 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 0,75 $\sqrt{(E/f_y)}$ | ----- | ----- | 0,66 $\sqrt{(E/f_y)}$ |
|  | 0,11E/f _y | 0,11E/f _y | 0,11E/f _y | 0,11E/f _y | 0,10E/f _y | 0,08E/f _y | 0,11E/f _y |
|  | 1,47 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 1,47 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 1,47 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 1,48 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 1,42 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 1,30 $\sqrt{(E/f_y)}$ | 1,47 $\sqrt{(E/f_y)}$ |

4.3.2 Tratamentos normativos

Castro e Silva (2001) fez um estudo com o objetivo de estabelecer a forma atual pela qual as barras axialmente comprimidas vêm sendo dimensionadas e verificadas, no que se refere à flambagem local. São analisados os procedimentos do Eurocode 3 (2001), da especificação americana do AISC/LRFD (1999) e da norma brasileira NBR 8800 (1986).

Esta análise compreenderá também o estudo parametrizado dos coeficientes de cada norma, em que serão ressaltadas as principais diferenças nos cálculos, o que será apresentado aqui em seguida.

De modo a uniformizar as unidades de medida e tornar possível uma comparação dos valores obtidos por cada um dos processos, será adotada uma nomenclatura única, porém respeitando-se as diferenças conceituais entre eles. Além disso, optou-se por estudar apenas as seções transversais em perfis I duplamente simétricos e as cantoneiras simples de abas iguais, por terem essas seções comportamento bastante representativo das que são utilizadas na prática.

a) Eurocode 3 (2001)

As verificações dos estados limites últimos considerados pelo Eurocode 3 para a resistência de cálculo de barras comprimidas compreendem a determinação da resistência da seção transversal e a determinação da resistência à flambagem. Quando necessário, os efeitos das imperfeições das barras são considerados mediante o uso de formulação apropriada para a flambagem, sendo feita uma análise de segunda ordem.

Para uma análise elástica global, a classificação da seção transversal serve para identificar o campo para o qual a resistência da seção transversal é limitada pela sua flambagem local; nesse caso qualquer classe de seção transversal pode ser usada para as

barras, tomando o cuidado no projeto das barras de levar em conta os limites possíveis na resistência da seção transversal para flambagem local.

A classificação depende das proporções de cada um dos elementos comprimidos da seção transversal. Os vários elementos comprimidos de uma seção transversal (tais como alma ou mesa) podem, em geral, pertencer a classes diferentes. A seção transversal é classificada pela maior classe (menos favorável) dos seus elementos comprimidos.

Quatro classes de seções transversais são definidas. Os limites de proporção para as classes 1, 2 e 3 dos elementos comprimidos são obtidos por meio da relação largura/espessura do elemento analisado. Um elemento que não atenda aos limites da classe 3 deve ser considerado classe 4 (ver TAB. 27), e nesse caso a seção toda deve ser classificada como classe 4, devendo-se levar em conta explicitamente os efeitos da flambagem local, fazendo-se as considerações necessárias de redução da resistência à compressão. Portanto, para o estudo da flambagem por compressão uniforme importa determinar apenas se a seção é classe 4 ou não.

No cálculo das propriedades efetivas da seção transversal classe 4, devem ser usadas as larguras efetivas obtidas da TAB. 28 para elementos internos (enrijecidos) e da TAB. 29 para elementos externos (não enrijecidos).

O fator de redução ρ da largura do elemento, apresentado nas TAB. 28 e TAB. 29, deve ser obtido por:

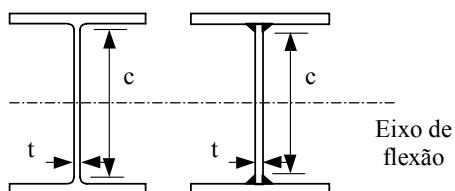
$$\rho = \begin{cases} 1 & \text{quando } \bar{\lambda}_p \leq 0,72 \\ \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \left(1 - \frac{0,05(3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p} \right) \leq 1,0 & \text{quando } \bar{\lambda}_p > 0,72 \end{cases}$$

em que $\bar{\lambda}_p$ é a esbeltez de placa dada por:

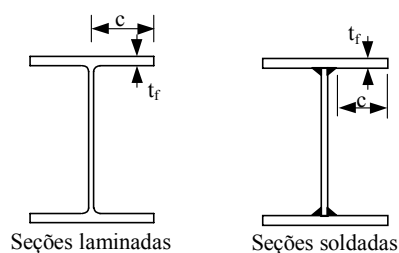
$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{f_y / \sigma_{cr}} = (\bar{b} / t) / (28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma})$$

TABELA 27 - Máximas razões largura/espessura dos elementos comprimidos

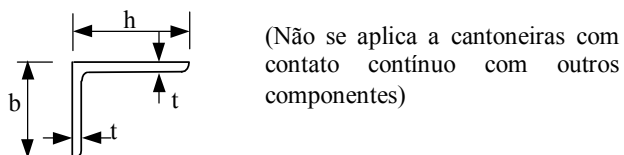
Elementos internos comprimidos: Classe 4: $c/t > 42 \varepsilon$



Flanges Externos: Classe 4: $c/t_f > 14 \varepsilon$



Cantoneiras: Classe 4: $b+h/2t > 11,5 \varepsilon$



$$\varepsilon = \sqrt{235 / f_y} \text{ com } f_y \text{ em MPa}$$

Fonte: Castro e Silva (2001)

TABELA 28 – Elementos comprimidos internos.

| Distribuição de Tensão | Comprimento Efetivo b_{eff} e Fator de Flambagem k_σ |
|------------------------|--|
| | $\psi = \sigma_1 / \sigma_2 = 1$ $b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = 0,5 b_{eff}$ $b_{e2} = 0,5 b_{eff}$ $k_\sigma = 4,0$ |

Fonte: Castro e Silva (2001)

TABELA 29 – Elementos comprimidos externos

| Distribuição de Tensão | Comprimento Efetivo b_{eff} e Fator de Flambagem k_{σ} |
|------------------------|---|
| | $\psi = \sigma_1 / \sigma_2 = 1$ $b_{eff} = \rho \bar{b}$ $k_{\sigma} = 0,43$ |

Fonte Castro e Silva (2001)

na qual t é a espessura do elemento considerado, σ_{cr} é a tensão crítica de flambagem da placa, k_{σ} é o fator de flambagem correspondente à razão das tensões ψ tirada da tabela apropriada e \bar{b} é a largura apropriada (ver TAB 27) dada por:

$$\bar{b} = \begin{cases} c & \text{para almas e mesas} \\ (b + h)/2 & \text{para cantoneiras de abas iguais} \\ h \text{ ou } (b + h)/2 & \text{para cantoneiras de abas desiguais} \end{cases}$$

Uma vez obtidas as larguras efetivas de cada um dos elementos constituintes da seção transversal, calcula-se a área efetiva e considera-se essa área nos cálculos da resistência à compressão axial das barras de aço.

b) AISC/LRFD (1999)

Na determinação da resistência de cálculo de uma barra comprimida para a caracterização da flambagem local de seus elementos constituintes, a especificação americana do AISC/LRFD (1999) se atém à existência de elementos esbeltos comprimidos ou não. São considerados elementos esbeltos aqueles cuja relação largura/espessura (b/t) fique acima de um valor limite λ_p , nos quais a resistência à flambagem elástica deve ser considerada, uma vez que ela ocorre antes que a tensão de escoamento seja atingida.

A ocorrência ou não da flambagem local é determinada então em função da relação largura/espessura (b/t) da placa. Para valores reduzidos da relação largura/espessura (b/t), inferiores ao limite $(b/t)_{\text{máx}}$, a flambagem da placa não ocorre, uma vez que o escoamento completo da seção transversal se dá antes e a tensão crítica é o próprio limite de escoamento do aço. Para valores intermediários de b/t , entre limites $(b/t)_{\text{máx}}$ e $(b/t)_r$, tendo em vista as tensões residuais, a flambagem ocorre em regime inelástico, e a tensão crítica é obtida por meio de uma curva de transição empírica. Para valores maiores de b/t , superiores a $(b/t)_r$, a flambagem ocorre em regime elástico e o valor da tensão crítica é obtido pela equação apresentada na FIG. 32.

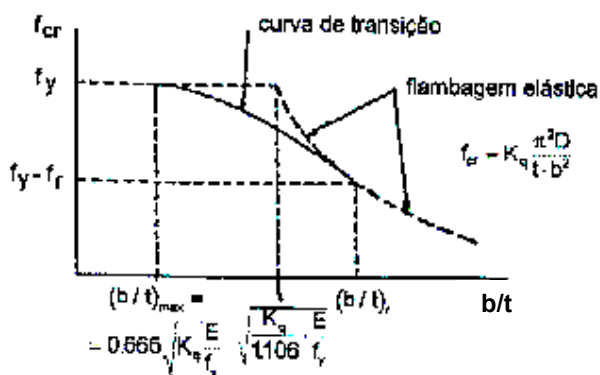


FIGURA 32 – Relação entre a tensão crítica de flambagem e a esbeltez da placa.

Em que:

$$D = E t^3 / [12 (1-\nu)^2];$$

$$\nu = 0,3;$$

K_q é o coeficiente de flambagem de placa (em função das condições de contorno)

O AISC/LRFD (1999) calcula o valor da tensão crítica em função da esbeltez do elemento considerado, conforme mostra a FIG. 32. A variação dos valores das razões largura/espessura em função do tipo de seção transversal é mostrado na TAB. 30.

TABELA 30 – Razões largura/espessura limitantes de elementos comprimidos.

| Tipo Do elemento | Descrição do elemento | Razão larg./esp. do elemento (b/t) | Razão larg./esp. limitante (λ_p) |
|---------------------|---|---------------------------------------|---|
| Não enrijecido | Mesas de perfis I submetidas à compressão pura. | b/t | $0,56\sqrt{E/f_y}$ |
| | Abas de cantoneiras simples; elementos não enrijecidos, ou seja, suportados ao longo de uma borda longitudinal. | b/t | $0,45\sqrt{E/f_y}$ |
| Enrijecido | Todos os elementos enrijecidos comprimidos uniformemente, ou seja, suportados ao longo das duas bordas. | h/t_w | $1,49\sqrt{E/f_y}$ |

Fonte: Castro e Silva (2001)

Para elementos não enrijecidos, os quais são apoiados ao longo de apenas uma borda paralela à direção da força, a largura deve ser tomada como:

- para mesas de barras em perfil I, a largura b é metade da largura nominal total;
- para abas de cantoneiras, a largura b é igual à largura nominal total.

Para elementos enrijecidos, ou seja, suportados ao longo das duas bordas longitudinais paralelas à direção da força de compressão, a largura deve ser tomada como:

- para almas de seções laminadas ou soldadas, h é a distância livre entre as mesas, descontando os filetes de solda ou os raios internos em cada mesa; h_c é o dobro da distância do eixo neutro à face interna da mesa comprimida, descontando o filete de solda ou o raio interno.

A forma de considerar a redução de resistência da barra é por meio de um coeficiente Q , relacionado à flambagem local, sendo Q igual a 1,0 para elementos com razão largura/espessura abaixo de λ_p e igual a $Q_s Q_a$ para elementos com razão largura/espessura acima de λ_p e determinado conforme os critérios abaixo:

1) Elementos comprimidos não enrijecidos

A resistência de cálculo de elementos comprimidos não enrijecidos cuja relação largura/espessura exceda o limite λ_p aplicável, deve ser multiplicada pelo fator de redução Q_s . O valor de Q_s deve ser determinado pelas fórmulas abaixo, de acordo com o caso. A resistência de cálculo de uma barra carregada axialmente à compressão deve ser modificada pelo coeficiente de redução Q_s apropriado, conforme mostrado no item c.

Para cantoneiras simples:

$$\text{Quando } 0,45\sqrt{E/f_y} < b/t < 0,91\sqrt{E/f_y} : Q_s = 1,340 - 0,76(b/t)\sqrt{f_y/E}$$

$$\text{Quando } b/t \geq 0,91\sqrt{E/f_y} : Q_s = 0,53E/[f_y(b/t)^2]$$

Para cantoneiras ou placas que se projetam de colunas ou outras barras comprimidas, e para elementos que se projetam de mesas comprimidas:

$$\text{Quando } 0,56\sqrt{E/f_y} < b/t < 1,03\sqrt{E/f_y} : Q_s = 1,415 - 0,74(b/t)\sqrt{f_y/E}$$

$$\text{Quando } b/t \geq 1,03\sqrt{E/f_y} : Q_s = 0,69E/[f_y(b/t)^2]$$

em que

b = largura do elemento comprimido não enrijecido

t = espessura do elemento não enrijecido

2) Elementos comprimidos enrijecidos

Quando a relação largura/espessura de um elemento enrijecido uniformemente comprimido ultrapassa o limite λ_p estipulado na TAB. 30, deve ser usada uma largura efetiva b_e reduzida, no cálculo das propriedades de projeto da seção que contém o elemento:

$$b_e = \frac{1,91t}{\sqrt{f/E}} \left[1 - \frac{0,34}{(b/t)\sqrt{f/E}} \right] \leq b$$

em que:

b = largura real do elemento enrijecido comprimido.

b_e = largura reduzida.

t = espessura do elemento.

f = tensão de compressão elástica calculada no elemento enrijecido, baseada nas propriedades de projeto, conforme especificado no item 3. Se os elementos não enrijecidos estão incluídos na seção transversal total, f do elemento enrijecido deve ser tal que a máxima tensão de compressão no elemento não enrijecido não exceda a $0,85.f_{cr}$:

$$f_{cr} = Q(0,658^{Q\lambda_e^2})f_y \quad \text{para } \lambda_e\sqrt{Q} \leq 1,5$$

$$f_{cr} = \left[\frac{0,877}{\lambda_e^2} \right] f_y \quad \text{para } \lambda_e\sqrt{Q} > 1,5$$

sendo $Q = Q_s$

$$\lambda_e = \frac{K_y L_y / r_y}{\pi} \sqrt{f_y / E}$$

f_y = tensão de escoamento mínima do aço

3) Propriedades de projeto

As propriedades das seções devem ser determinadas usando a seção transversal bruta. A largura efetiva dos elementos enrijecidos uniformemente comprimidos, item 2, deve ser usada na determinação das propriedades da seção transversal efetiva. O processo de cálculo da largura efetiva é iterativo, sendo a convergência conseguida mediante a redução da largura do elemento e , conseqüentemente, da redução do raio de giração que influi no valor da tensão crítica.

Para elementos não enrijecidos da seção transversal, Q é determinado no item 1. Para elementos enrijecidos da seção transversal

$$Q_a = \frac{\text{área efetiva}}{\text{área bruta}}$$

em que a área efetiva é igual à soma das áreas efetivas dos elementos.

Portanto, o fator Q deve ser calculado por:

- i. seções transversais compostas inteiramente de elementos não enrijecidos, $Q=Q_s$
($Q_a=1,0$)
- ii. seções transversais compostas inteiramente de elementos enrijecidos, $Q=Q_a$
($Q_s=1,0$)
- iii. seções transversais compostas por elementos enrijecidos e não enrijecidos,
 $Q=Q_sQ_a$

c) Norma Brasileira - NBR 8800 (1986)

A Norma Brasileira para Projeto e Execução de Estruturas de Aço para Edifícios - NBR 8800 (1986) trata a flambagem local de barras de aço comprimidas similarmente ao AISC/LRFD (1999), item 4.3.2.b.

4.3.3 Exemplo parametrizado

Foi feito o estudo de quatro casos distintos para analisar qualitativamente o comportamento das placas constituintes das seções transversais consideradas neste estudo (perfis I duplamente simétricos e cantoneiras simples de abas iguais), do ponto de vista dos processos de cálculo das normas descritas nos itens anteriores. Conforme pode ser visto, porém, no item 4.3.2.c, é desnecessária uma repetição do processo pela NBR 8800 (1986) e será considerada apenas a conceituação do AISC/LRFD (1999). Além disso, apesar do Eurocode 3 (2001) trabalhar diretamente com a área efetiva na sua formulação, será calculado um coeficiente fictício para flambagem local, Q , apenas para ser possível uma comparação com as outras especificações.

O primeiro caso - Caso A - compreendeu o estudo do coeficiente Q_s , relacionado à mesa de um perfil I, onde foram fixadas todas as dimensões da seção transversal exceto a largura da mesa (b_f), a qual variou de modo a apresentar valores de esbeltez da mesa pertencentes a todos os regimes (elástico, inelástico e plástico). O segundo caso - Caso

B - é similar ao Caso A, porém o estudo do coeficiente Q_s foi relacionado à aba de uma cantoneira simples, com espessura fixa e largura da aba variável.

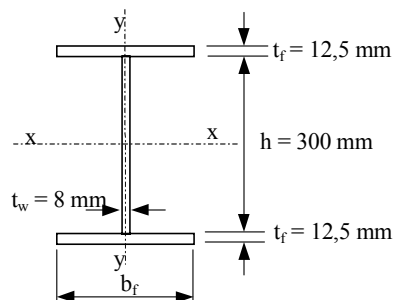
O terceiro caso - Caso C - apresentou o estudo do coeficiente Q_a , relacionado à alma de um perfil I. As seções transversais utilizadas foram determinadas com base na relação entre a área da alma e a área bruta (A_w/A_g) igual a 30%. Além disso, foram considerados quatro valores arbitrários e crescentes da área bruta A_g , com o objetivo de se avaliar a influência da robustez da seção como um todo na flambagem local da alma (Casos C1 a C4). Os valores adotados para cada área bruta estão descritos a seguir no estudo do Caso C.

No quarto caso – Caso D – variou-se as larguras tanto das mesas quanto da alma de um perfil I, de modo que ambos os elementos (enrijecidos e não enrijecidos) apresentassem flambagem local, porém forma mantidas constantes suas espessuras. Dessa forma foi possível analisar um coeficiente único para a seção, o coeficiente Q .

Em todos os casos considerou-se aço com f_y igual a 250 MPa, e adotou-se um comprimento de flambagem (KL) igual a 2 m para evitar qualquer problema de instabilidade global.

Caso A:

- seção transversal:



OBS: $b_f/2$ variando entre 18 cm e 40 cm

- alma sem flambagem local

$$\lambda = \frac{b}{t} = \frac{h}{t_w} = 37,5 < \lambda_p = \begin{cases} 42\varepsilon = 40,72 & \text{Eurocode} \\ 1,49\sqrt{E/f_y} = 42,67 & \text{AISC/LRFD} \end{cases}$$

- mesas:

$$\lambda = \frac{b}{t} = \frac{b_f/2}{t_f} = \frac{b_f/2}{1,25}$$

| | λ_p | λ_r |
|-----------|----------------------------|----------------------------|
| Eurocode | $14\varepsilon = 13,57$ | -- |
| AISC/LRFD | $0,56\sqrt{E/f_y} = 16,04$ | $1,03\sqrt{E/f_y} = 29,49$ |

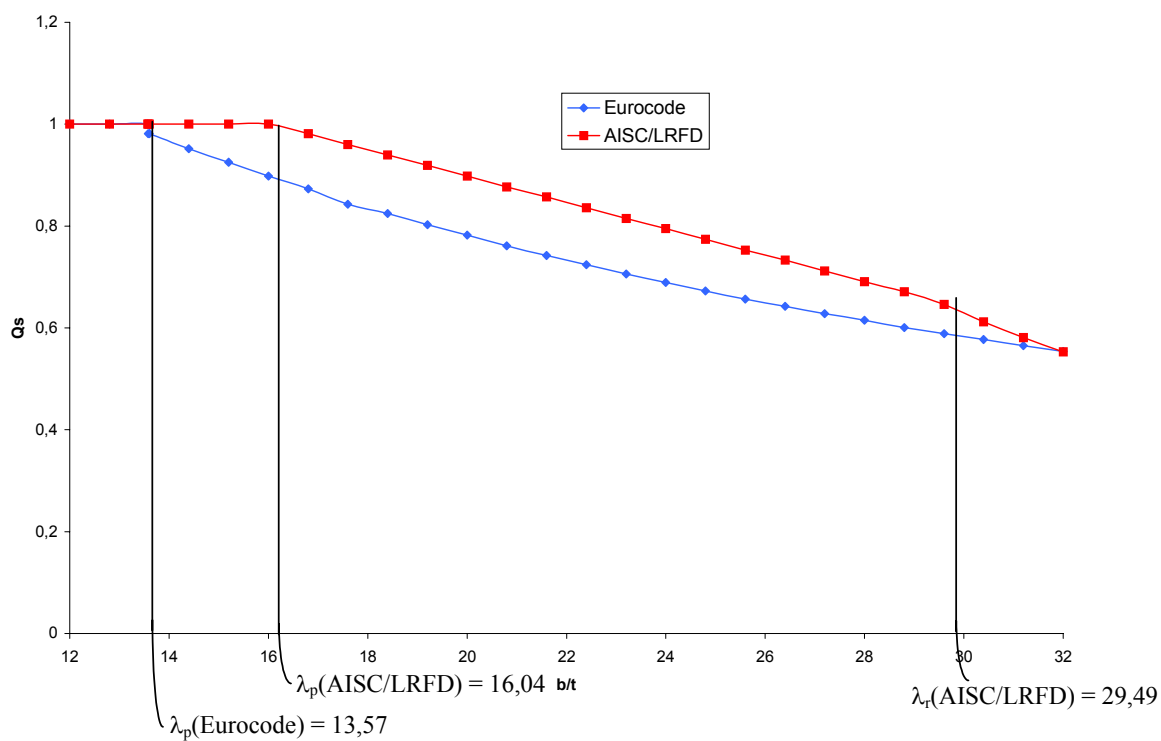
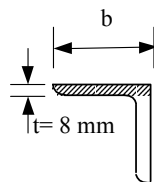


FIGURA 33 – Coeficiente Q_s em função de b/t – Mesa de perfil I

Caso B:

- seção transversal:



OBS: b variando entre 8 cm e 30 cm

- aba:

$$\lambda = \frac{b}{t} = \frac{b}{0,8}$$

| | λ_p | λ_r |
|-----------|----------------------------|----------------------------|
| Eurocode | $11,5\varepsilon = 11,15$ | -- |
| AISC/LRFD | $0,45\sqrt{E/f_y} = 12,89$ | $0,91\sqrt{E/f_y} = 26,06$ |

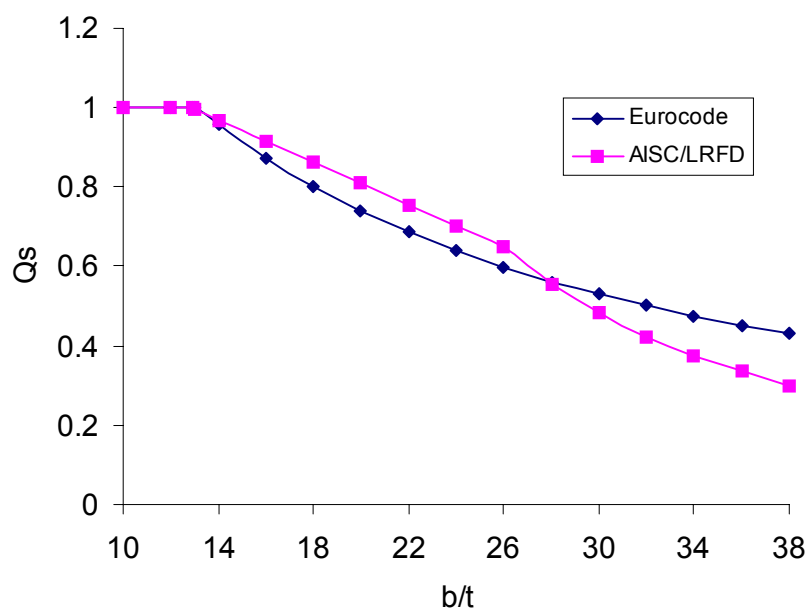
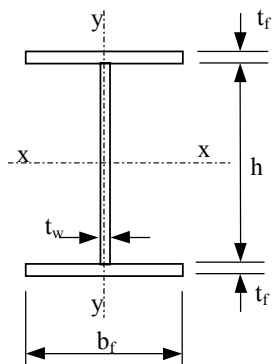


FIGURA 34 – Coeficiente Q_s em função de b/t – Aba de cantoneira simples.

Caso C:

- seção transversal:

-



| | b_f (cm) | t_f (cm) | A_w (cm ²) | A_g (cm ²) |
|---------|------------|------------|--------------------------|--------------------------|
| Caso C1 | 20 | 0,80 | 14 | 46 |
| Caso C2 | 25 | 0,95 | 20 | 67,5 |
| Caso C3 | 30 | 1,25 | 32 | 107 |
| Caso C4 | 40 | 1,60 | 55 | 183 |

OBS: h variando entre 20 cm e 35 cm para o caso C1
 25 cm e 40 cm para o caso C2
 32 cm e 50 cm para o caso C3
 45 cm e 60 cm para o caso C4

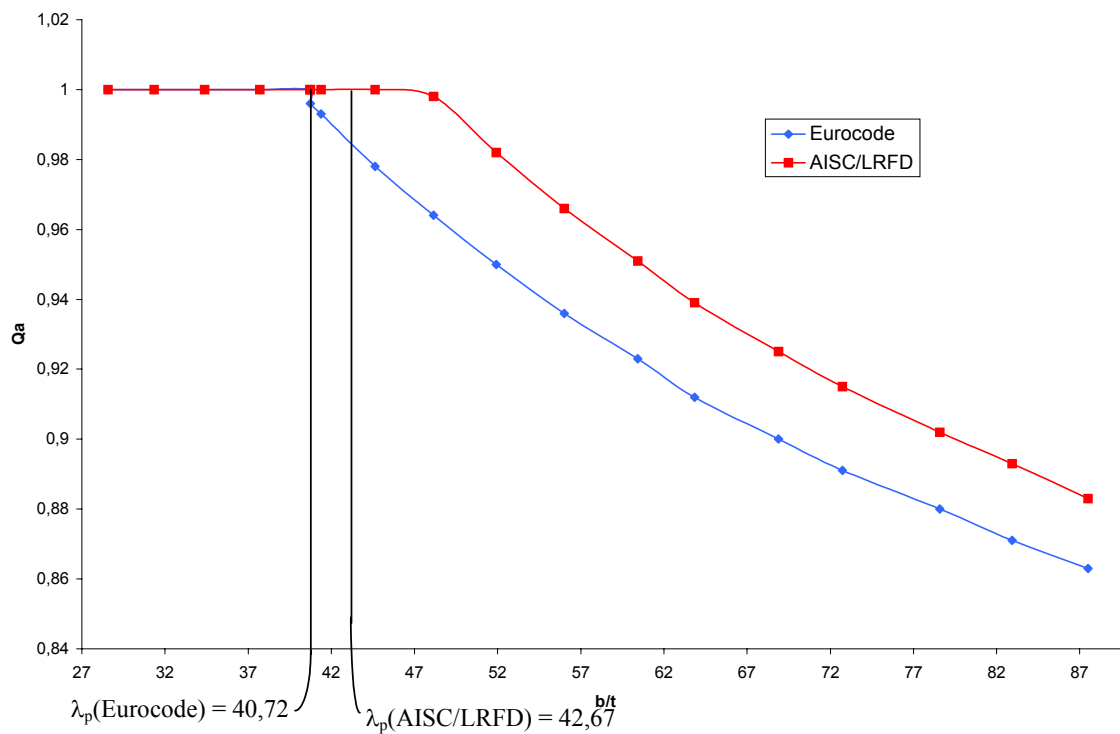
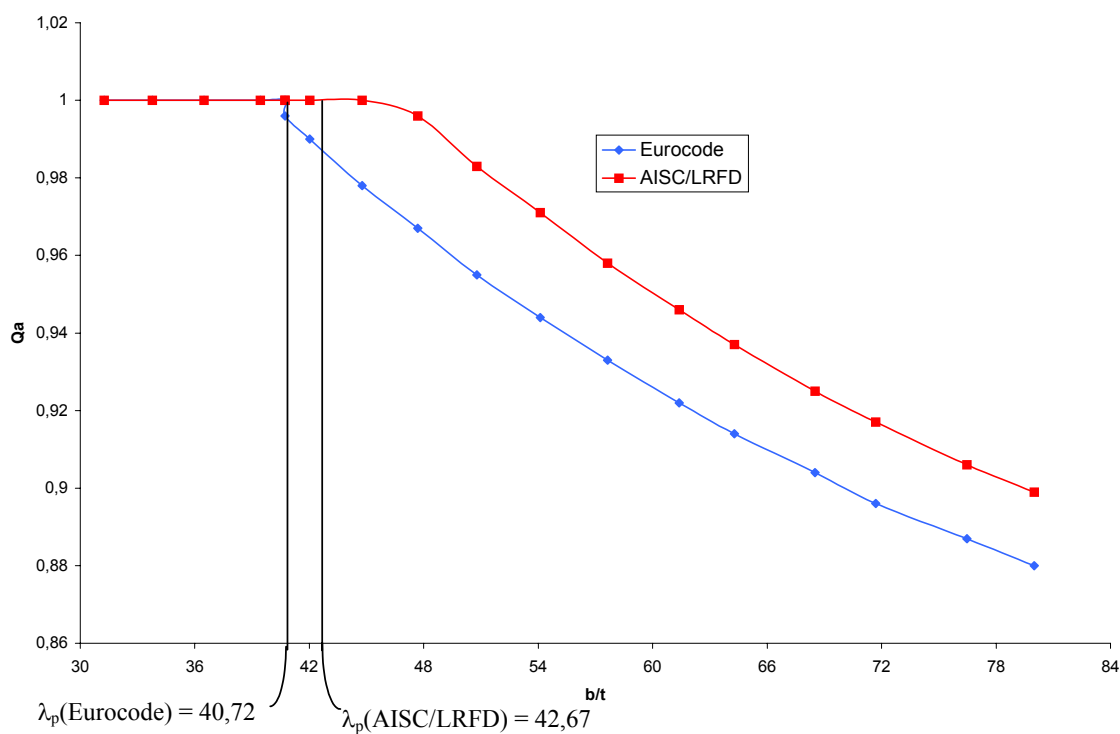
- mesas sem flambagem local

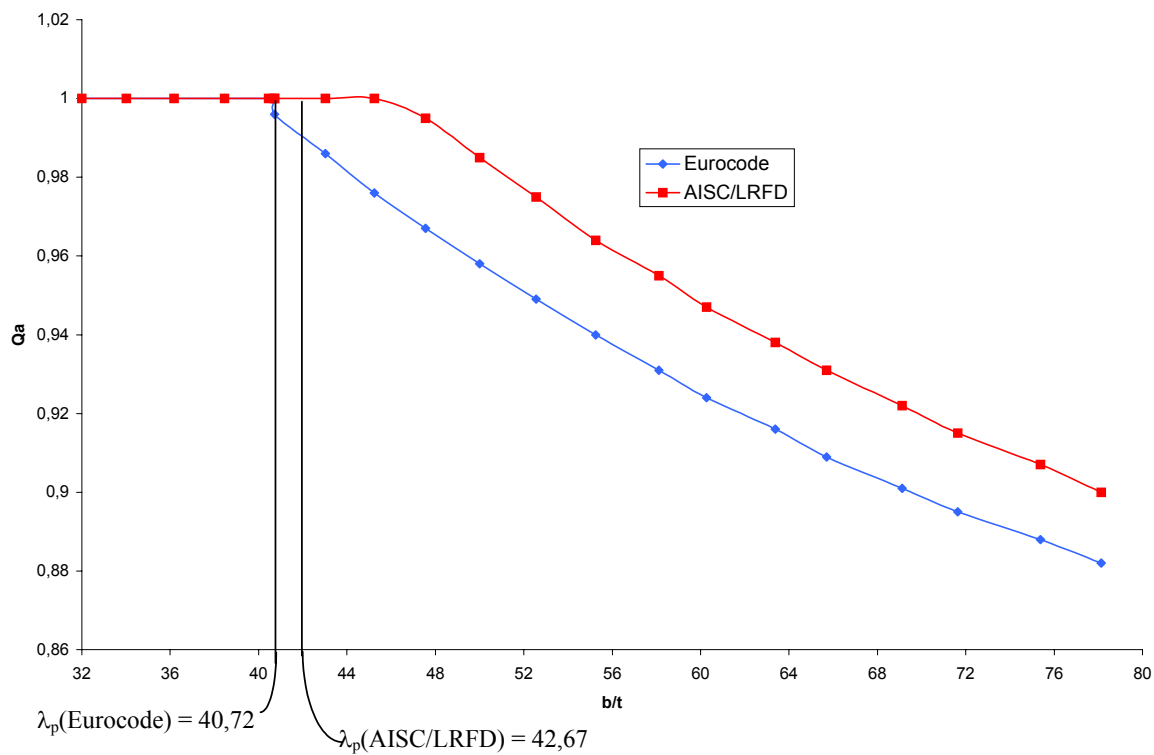
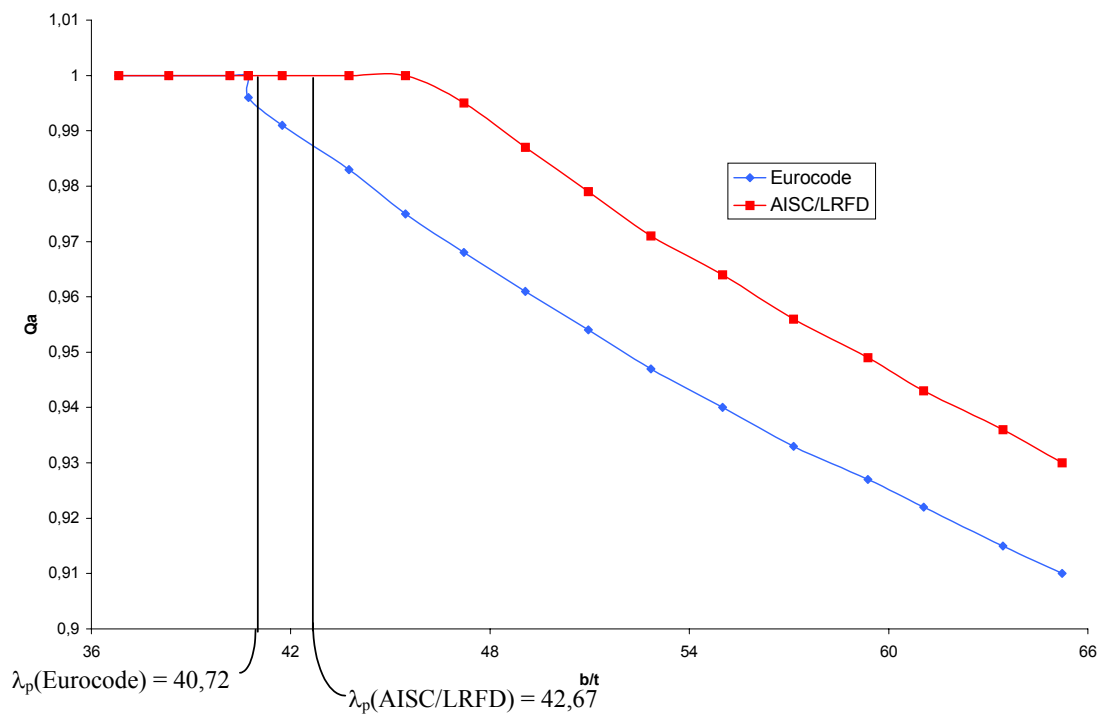
$$\lambda = \frac{b}{t} = \frac{b_f/2}{t_f} = \begin{cases} \text{C1 : 12,5} \\ \text{C2 : 13,16} \\ \text{C3 : 12} \\ \text{C4 : 12,5} \end{cases} < \lambda_p = \begin{cases} 14\varepsilon = 13,57 & \text{Eurocode} \\ 0,56\sqrt{E/f_y} = 16,04 & \text{AISC/LRFD} \end{cases}$$

- alma:

$$\lambda = \frac{b}{t} = \frac{h}{t_w} \text{ e } \lambda_p = \begin{cases} 42\varepsilon = 40,72 & \text{Eurocode} \\ 1,49\sqrt{E/f_y} = 42,67 & \text{AISC/LRFD} \end{cases}$$

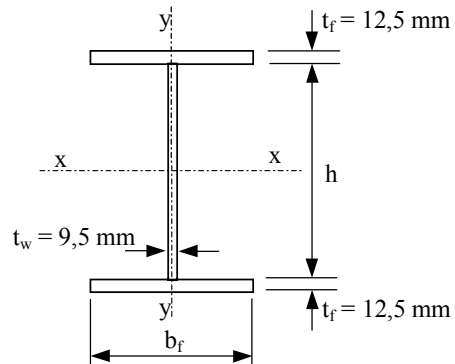
Foram calculados os coeficientes para os quatro casos mostrados acima (C1 a C4) e os respectivos gráficos apresentam-se a seguir:

FIGURA 35 - Coeficiente Q_a em função de b/t - Caso C1.FIGURA 36 - Coeficiente Q_a em função de b/t - Caso C2.

FIGURA 37 - Coeficiente Q_a em função de b/t - Caso C3.FIGURA 38 - Coeficiente Q_a em função de b/t - Caso C4

Caso D:

- seção transversal:



OBS: $b_f/2$ variando entre 18 cm e 40 cm e h variando entre 41 cm e 90 cm de modo a manter as proporções de A_w e A_f como 30% e 70% de A_g respectivamente

- alma:

$$\lambda = \frac{b}{t} = \frac{h}{t_w} \text{ e } \lambda_p = \begin{cases} 42\varepsilon = 40,72 & \text{Eurocode} \\ 1,49\sqrt{E/f_y} = 42,67 & \text{AISC/LRFD} \end{cases}$$

- mesas:

$$\lambda = \frac{b}{t} = \frac{b_f/2}{t_f} = \frac{b_f/2}{1,25}$$

| | λ_p | λ_r |
|-----------|----------------------------|----------------------------|
| Eurocode | $14\varepsilon = 13,57$ | -- |
| AISC/LRFD | $0,56\sqrt{E/f_y} = 16,04$ | $1,03\sqrt{E/f_y} = 29,49$ |

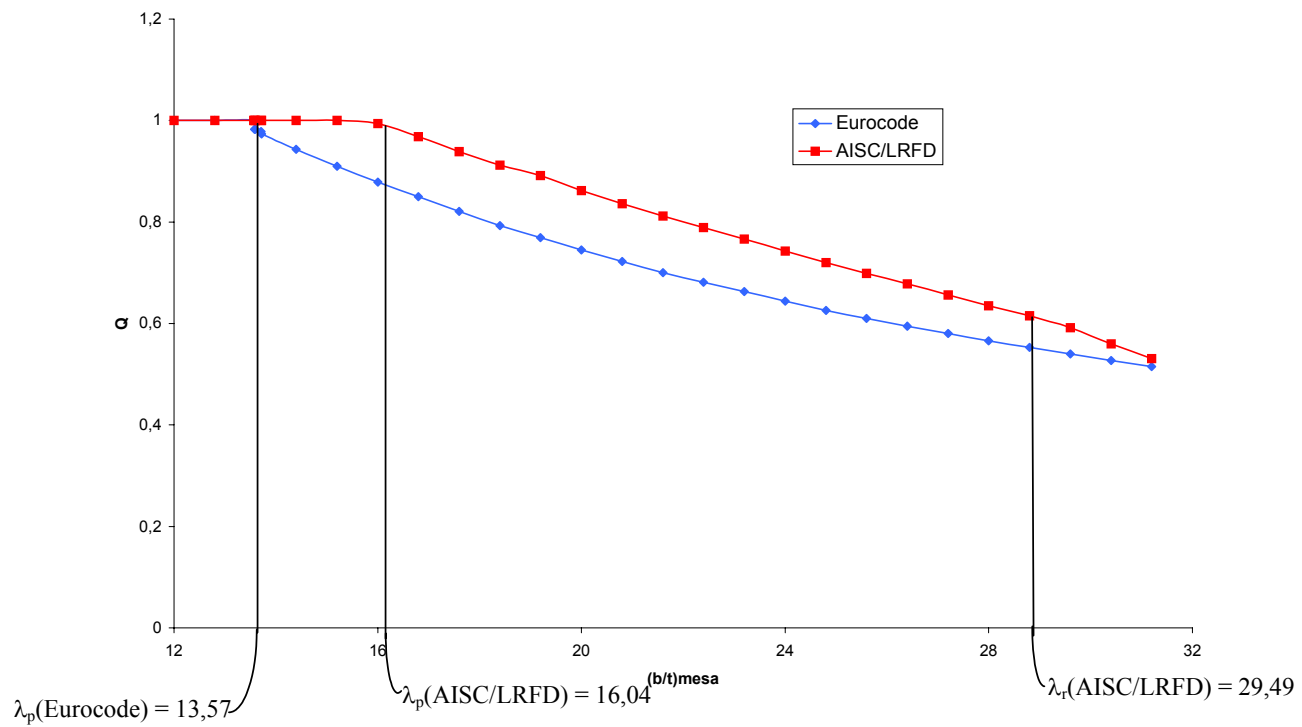


FIGURA 39 - Coeficiente Q para perfil I

4.4 Tensões residuais

Quando uma determinada área de uma peça de aço é submetida a uma temperatura mais elevada em relação às regiões vizinhas, pode-se dizer que essa região fica comprimida pelo material que a envolve. Se houver uma diferença de temperatura relativamente grande, essa área sofrerá uma contração. Após o resfriamento, a contração residual provoca o aparecimento de tensões de tração na área que estava aquecida e de tensões de compressão nas regiões vizinhas. Essas tensões são chamadas de tensões residuais.

Pode-se dizer que tensões residuais são aquelas que permanecem na barra após ela ser formada como um produto final. Tais tensões de deformações plásticas na estrutura de aço podem ser causadas por:

- Resfriamento desigual que ocorre após a laminação das chapas de aço e de perfis;
- Dobramento a frio ou contra-flecha ocorrido durante a fabricação;
- Operação de cortes ou de furos durante a fabricação;
- Execução de soldas.

Das condições acima relacionadas as mais importantes são as soldas e o resfriamento desigual.

Em seções I e H, após a laminação, os flanges mais espessos resfriam mais lentamente que a região da alma. Além disso, as extremidades dos flanges que têm uma exposição maior ao ar resfriam mais rapidamente que a região da junção da alma com a mesa. Conseqüentemente, tensões residuais de compressão existem nas extremidades dos flanges e na região central da alma, enquanto tensões residuais de tração existem no local onde a mesa encontra com a alma. Isso é mostrado na FIG. 40, que apresenta um modelo típico de tensões residuais para perfis I laminados.

As tensões residuais nas extremidades dos flanges de chapas laminadas podem chegar a valores até de 138 MPa (o que significa uma grande parcela, se comparar com a tensão de escoamento do aço A36.

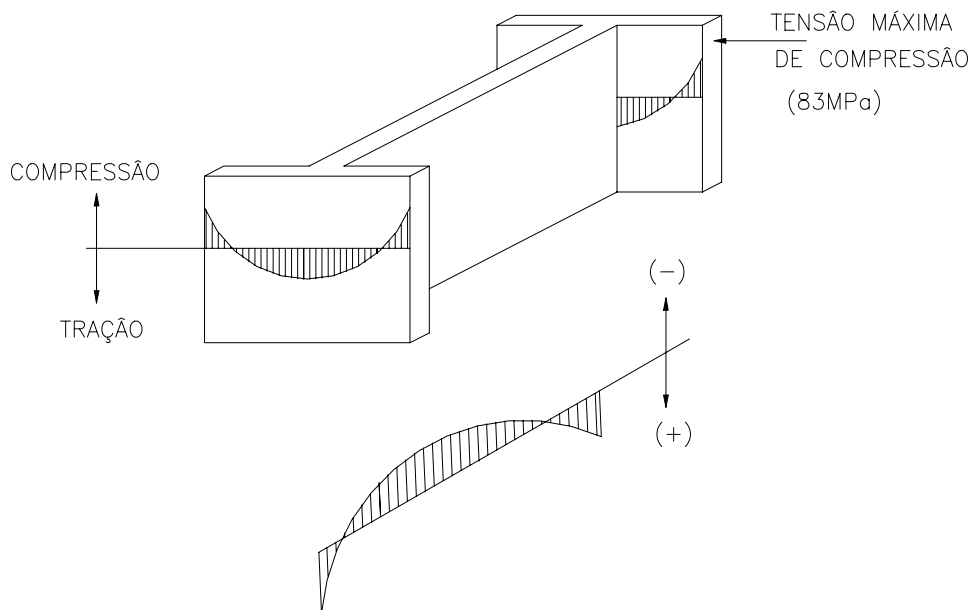


FIGURA 40 – Modelo típico de tensões residuais para perfis laminados

As tensões residuais não dependem da tensão de escoamento do aço, e sim das dimensões da seção transversal e de fatores que governam o esfriamento de um perfil.

A contribuição da tensão residual é maior para perfis soldados do que para perfis laminados a quente. As chapas geralmente já possuem uma pequena tensão residual proveniente do resfriamento após a laminação. Após o calor aplicado na execução das soldas, porém, o resfriamento não uniforme causa uma tensão maior. Isso está representado na FIG. 41, que mostra uma distribuição de tensões residuais para o caso de perfil I soldado.

Observa-se que as tensões residuais de compressão que ocorrem nas extremidades das mesas são maiores para perfis soldados do que para perfis laminados. Assim, a resistência da coluna para perfis I soldados deverá ser menor do que para os perfis I laminados. Por outro lado, os perfis caixa soldados apresentam tensões residuais de tração nas quinas, sendo mais resistentes que os perfis laminados com a mesma esbeltez (ver FIG. 42).

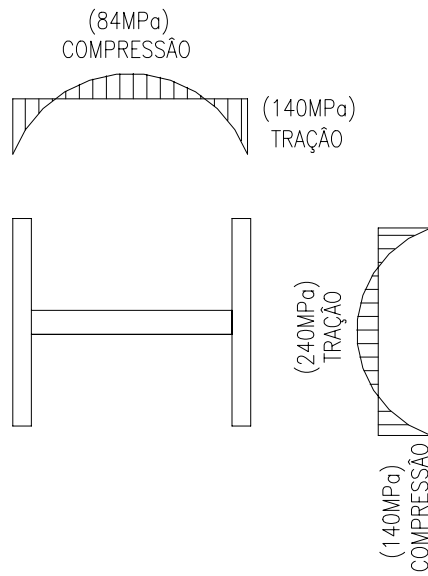


FIGURA 41 – Distribuição típica de tensões residuais para perfis I soldados

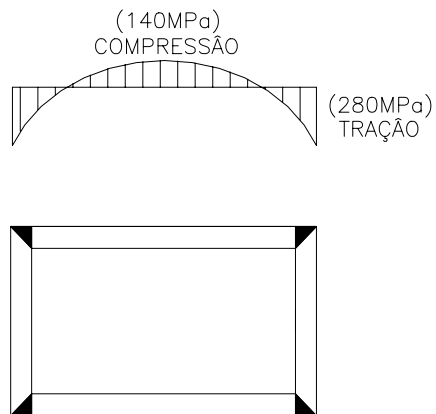


FIGURA 42 – Distribuição típica de tensões residuais para perfil caixa soldado

É importante observar que, para as chapas laminadas, as bordas resfriam mais rapidamente do que a região central, a qual fica a uma temperatura mais elevada até o final do resfriamento, ocasionando tensões residuais longitudinais de tração na região central da chapa e de compressão nas extremidades. Já no caso de uma chapa cortada com maçarico, as bordas resultantes do corte ficam sujeitas a tensões residuais longitudinais de tração e de compressão na região central da chapa após o resfriamento, acontecendo exatamente o inverso do caso das chapas laminadas (ver FIG. 43).

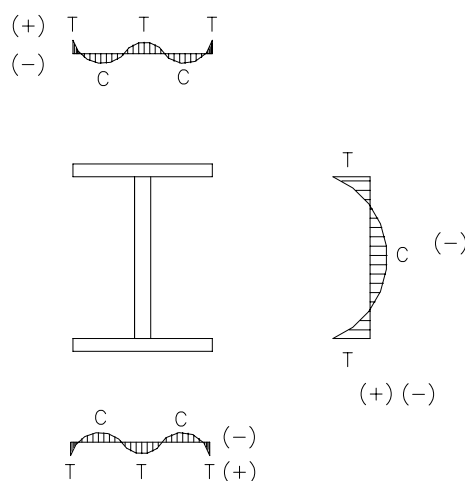


FIGURA 43 – Distribuição típica de tensões para chapas laminadas e para chapas cortadas com maçarico.

Os perfis soldados com chapas cortadas a maçarico, portanto, devem apresentar tensões residuais de tração nas extremidades das chapas, em virtude de serem cortadas com calor. Esse tipo de comentário é levado em conta pelas normas canadense CAN/CSA (1994) e inglesa BS 5950 (2000), que consideram uma curva específica para tais perfis. Essa curva que será mostrada mais adiante neste capítulo fornece resistência significativamente superior às demais.

4.5 Curvas múltiplas de flambagem

4.5.1 Considerações gerais

Bjorhovde (1972) examinou as características determinantes e de probabilidades das resistências de colunas em geral e desenvolveu um grande banco de dados para barras comprimidas. Abrangendo praticamente todos os tipos de formas, graus de aço e métodos de fabricação, o estudo demonstrou ampla variedade de resistências de colunas. Isso pode ser comprovado no gráfico apresentado pela FIG. 44, que apresenta 112 curvas de resistências máximas de colunas. Estudos subsequentes de outros pesquisadores têm somado e confirmado esses resultados.

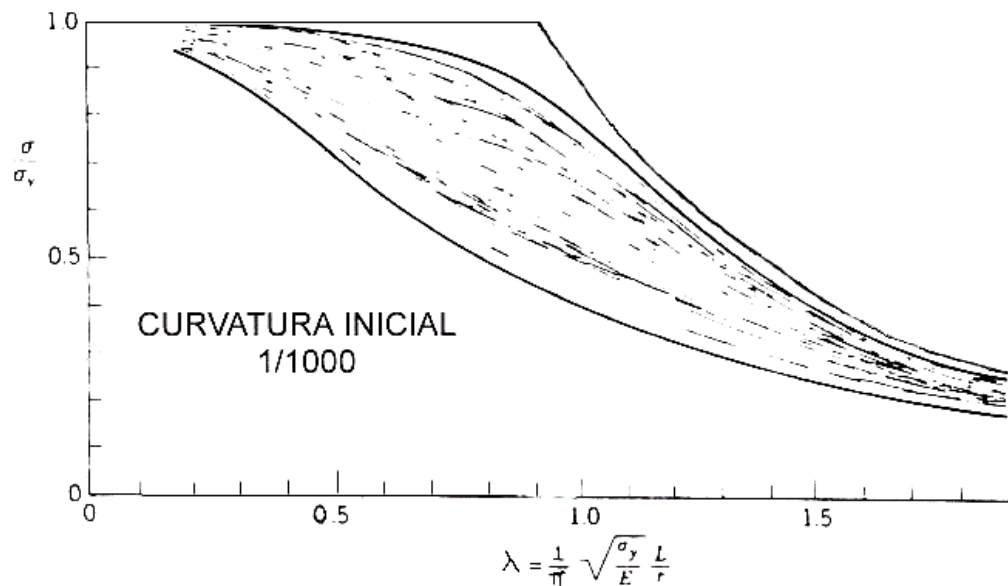


FIGURA 44 – Curvas de resistências máximas de colunas

A chave do problema em desenvolver um critério racional, representativo e confiável para as resistências de colunas, é saber qual resistência deverá ser considerada dentro de uma larga faixa. Isso pode ser alcançado adotando uma curva média ou central da faixa de variação das resistências ou até mesmo subdividindo tal faixa de resistências em grupos de curvas, que possuiriam uma curva média representativa de determinado grupo. Esse último processo define o conceito das curvas múltiplas de colunas.

A pesquisa e o desenvolvimento do uso de curvas múltiplas eram exercidos ativamente desde os anos 50 até os anos 80. Em 1959, a norma alemã DIN 4114 introduziu uma curva especial para tubos e outra curva para todos os outros tipos de perfil. Em seguida, trabalhos desenvolvidos pela European Convention for Constructional Steelwork (ECCS) resultaram em várias aplicações de projetos e normas adotadas por vários países. As curvas ECCS com algumas modificações fazem parte do critério de dimensionamento de colunas do Eurocode 3 (1992). Em 1984, a Canadian Standards Association (CSA) adotou a curva 1 do SSRC para uso de tubos tratados a calor. Anteriormente, a CSA adotava a curva 2 do SSRC como curva única. Em 1994, passou a aplicar a curva 1 do SSRC também para colunas soldadas que utilizavam chapas cortadas com maçarico.

A resistência máxima de uma coluna de aço depende principalmente de:

- (1) Comprimento da coluna;
- (2) Propriedades da seção transversal;
- (3) Propriedades do material (f_y e E);
- (4) Distribuição e magnitude das tensões residuais;
- (5) Magnitude da curvatura inicial do perfil;
- (6) Restrição do nó.

A menos que procedimentos especiais sejam utilizados durante a fabricação (p. ex. alívio de tensões), todos esses efeitos estão presentes e deverão ser levados em conta.

Nos itens seguintes, são apresentadas as características e as resistências das curvas múltiplas de flambagem do SSRC e da ECCS que são base das curvas das normas aqui estudadas.

4.5.2 Curvas múltiplas de flambagem do SSRC

As curvas do SSRC foram obtidas a partir do estudo de Bjorhovde (1972), já mencionado anteriormente. Um conjunto de 112 curvas de resistência de coluna foi gerado para barras nas quais a distribuição de tensões residuais foi medida, assumindo uma curvatura inicial no máximo de 1/1000 do comprimento da coluna com restrição zero nos apoios. O estudo abrangia perfis maiores usados para colunas, incluindo perfis laminados e soldados, perfis leves e pesados. As curvas obtidas representam o comportamento das colunas de aço.

Bjorhovde então observou que, dentro desse conjunto de 112 curvas, existiam três grupos bem definidos. Para cada subgrupo existia uma curva média que representava cada um deles, resultando em três curvas conhecidas como curvas de resistência de coluna SSRC 1, 2 e 3, que são reproduzidas nos gráficos das FIG. 45, 46 e 47.

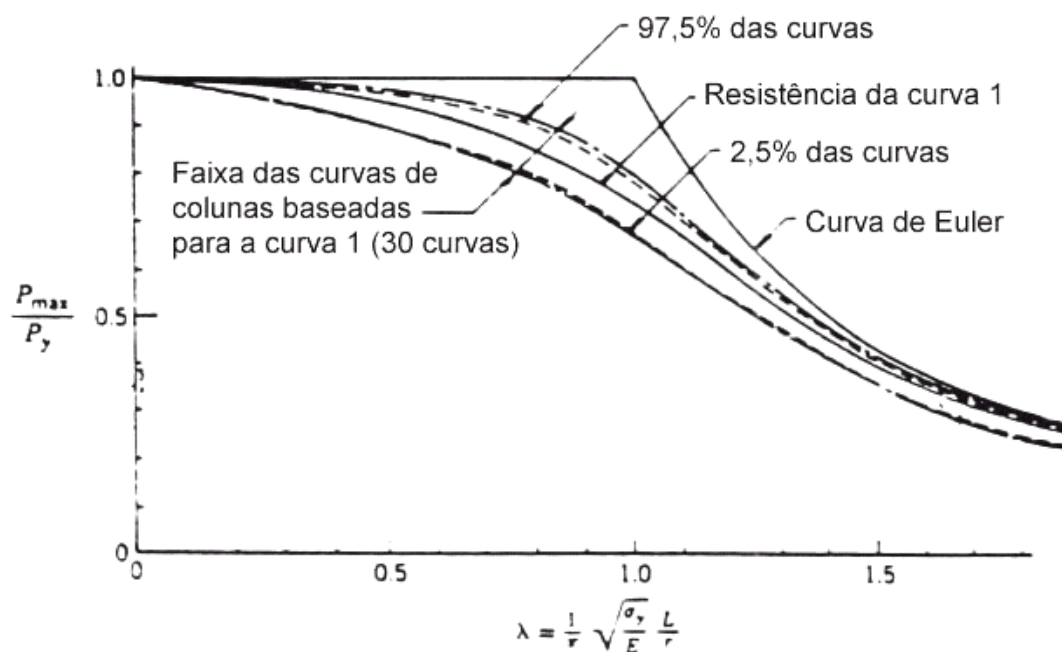


FIGURA 45 – Curva 1 – SSRC

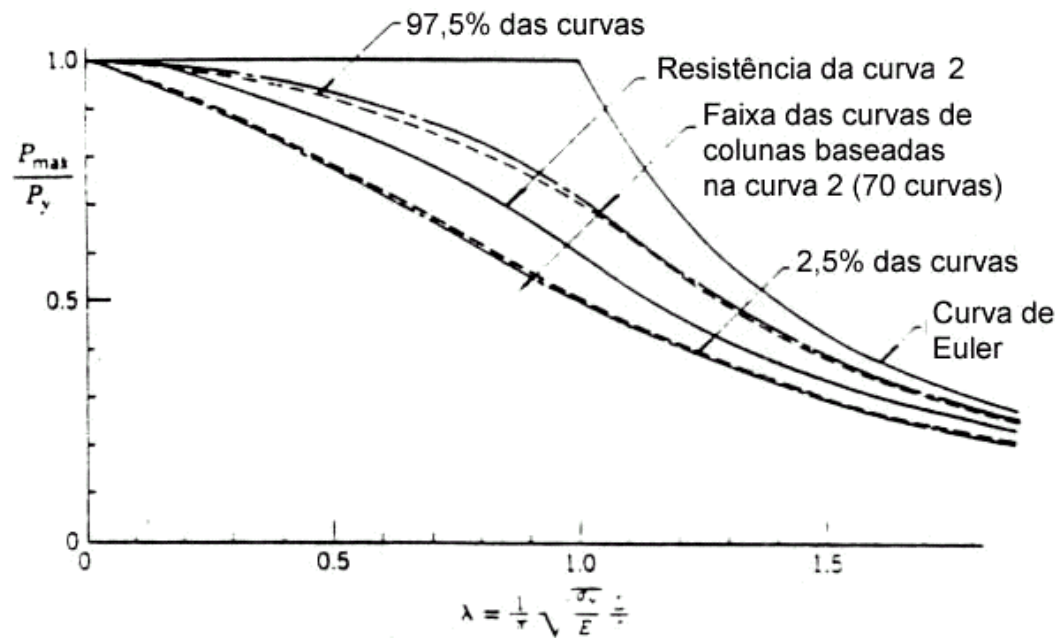


FIGURA 46 – Curva 2 – SSRC

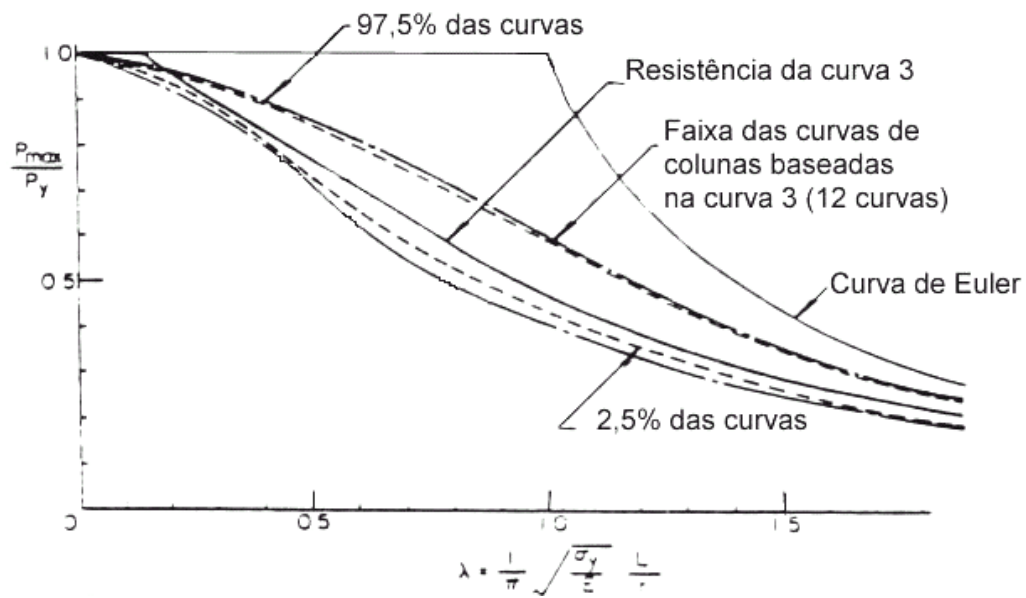


FIGURA 47 – Curva 3 – SSRC

Cada figura mostrada acima possui:

- O número de curvas usadas como base da análise estatística, e a faixa das curvas.
- Limite de probabilidade entre 2,5% e 97,5% do grupo de curvas.

As representações algébricas das três curvas são mostradas a seguir:

CURVA 1

Para:

$$\begin{aligned}
 0 \leq \bar{\lambda} \leq 0,15 & \quad \text{logo } \sigma_u = f_y \\
 0,15 \leq \bar{\lambda} \leq 1,20 & \quad \text{logo } \sigma_u = f_y [0,990 + 0,122 \bar{\lambda} - 0,367 \bar{\lambda}^2] \\
 1,20 \leq \bar{\lambda} \leq 1,80 & \quad \text{logo } \sigma_u = f_y [0,051 + 0,801 (\bar{\lambda})^{-2}] \\
 1,80 \leq \bar{\lambda} \leq 2,80 & \quad \text{logo } \sigma_u = f_y [0,008 + 0,942 (\bar{\lambda})^{-2}] \\
 \bar{\lambda} \geq 2,80 & \quad \text{logo } \sigma_u = f_y \bar{\lambda}^{-2} \text{ (= curva de Euler)}
 \end{aligned}$$

CURVA 2

Para:

$$\begin{aligned}
 0 \leq \bar{\lambda} \leq 0,15 & \quad \text{logo } \sigma_u = f_y \\
 0,15 \leq \bar{\lambda} \leq 1,00 & \quad \text{logo } \sigma_u = f_y [1,035 - 0,202 \bar{\lambda} - 0,222 \bar{\lambda}^2] \\
 1,00 \leq \bar{\lambda} \leq 2,00 & \quad \text{logo } \sigma_u = f_y [-0,111 + 0,636 (\bar{\lambda})^{-1} + 0,087 (\bar{\lambda})^{-2}] \\
 2,00 \leq \bar{\lambda} \leq 3,60 & \quad \text{logo } \sigma_u = f_y [0,009 + 0,877 (\bar{\lambda})^{-2}] \\
 \bar{\lambda} \geq 3,60 & \quad \text{logo } \sigma_u = f_y \bar{\lambda}^{-2} \text{ (= curva de Euler)}
 \end{aligned}$$

CURVA 3

Para:

$$\begin{aligned}
 0 \leq \bar{\lambda} \leq 0,5 & \quad \text{logo } \sigma_u = f_y \\
 0,15 \leq \bar{\lambda} \leq 0,80 & \quad \text{logo } \sigma_u = f_y [1,093 - 0,622 \bar{\lambda}] \\
 0,80 \leq \bar{\lambda} \leq 2,20 & \quad \text{logo } \sigma_u = f_y [-0,128 + 0,707 (\bar{\lambda})^{-1} - 0,102 (\bar{\lambda})^{-2}] \\
 2,20 \leq \bar{\lambda} \leq 5,00 & \quad \text{logo } \sigma_u = f_y [0,008 + 0,792 (\bar{\lambda})^{-2}] \\
 \bar{\lambda} \geq 5,00 & \quad \text{logo } \sigma_u = f_y \bar{\lambda}^{-2} \text{ (= curva de Euler)}
 \end{aligned}$$

Em que: $\bar{\lambda} = [K L \sqrt{(f_y / E)}] / (\pi r)$

As três curvas acima podem também ser representadas por uma equação simples, que apresenta desvios máximos entre -2,1% a +3,6%.

$$\sigma_u = f_y (2 \bar{\lambda}^2)^{-1} [Q - \sqrt{(Q - 4 \bar{\lambda}^2)}] \leq f_y$$

$$\text{em que: } Q = 1 + \alpha (\bar{\lambda} - 0,15) + \bar{\lambda}^2$$

$$\alpha = 0,103 \text{ para a curva 1}$$

$$\alpha = 0,293 \text{ para a curva 2}$$

$$\alpha = 0,622 \text{ para a curva 3}$$

Outra expressão, usando um parâmetro “n”, é usada pela norma canadense CSA-S16-1-94:

$$\sigma_u = f_y (1 + \bar{\lambda}^{2n})^{-1/n}$$

em que:

n = 1,34 equivale à curva 2 e é utilizada para perfis laminados e soldados de um modo geral

n = 2,24 equivale à curva 1 e é utilizada para perfis soldados com chapas cortadas a maçarico.

n = 1,00 equivale à curva 3 e não é utilizada pela norma canadense.

Essas expressões apresentam variações na faixa de 1% a 3%, comparando com os resultados das expressões algébricas de cada curva.

Bjorhovde (1972) também desenvolveu curvas múltiplas nas quais a curvatura inicial é igual a 1/1470 do comprimento da coluna, cujas representações algébricas das três curvas são mostradas abaixo:

CURVA 1P

Para:

$$0 \leq \bar{\lambda} \leq 0,15 \quad \text{logo } \sigma_u = f_y$$

$$0,15 \leq \bar{\lambda} \leq 1,20 \quad \text{logo } \sigma_u = f_y [0,979 + 0,205 \bar{\lambda} - 0,423 \bar{\lambda}^2]$$

$$1,20 \leq \bar{\lambda} \leq 1,80 \quad \text{logo } \sigma_u = f_y [0,030 + 0,842 (\bar{\lambda})^{-2}]$$

$$1,80 \leq \bar{\lambda} \leq 2,80 \quad \text{logo } \sigma_u = f_y [0,018 + 0,881 (\bar{\lambda})^{-2}]$$

$$\bar{\lambda} \geq 2,80 \quad \text{logo } \sigma_u = f_y \bar{\lambda}^{-2} \text{ (= curva de Euler)}$$

CURVA 2P

Para:

$$0 \leq \bar{\lambda} \leq 0,15 \quad \text{logo } \sigma_u = f_y$$

$$0,15 \leq \bar{\lambda} \leq 1,00 \quad \text{logo } \sigma_u = f_y [1,030 - 0,158 \bar{\lambda} - 0,206 \bar{\lambda}^2]$$

$$1,00 \leq \bar{\lambda} \leq 1,80 \quad \text{logo } \sigma_u = f_y [-0,193 + 0,803 (\bar{\lambda})^{-1} + 0,056 (\bar{\lambda})^{-2}]$$

$$1,80 \leq \bar{\lambda} \leq 3,20 \quad \text{logo } \sigma_u = f_y [0,018 + 0,815 (\bar{\lambda})^{-2}]$$

$$\bar{\lambda} \geq 3,20 \quad \text{logo } \sigma_u = f_y \bar{\lambda}^{-2} \text{ (= curva de Euler)}$$

CURVA 3P

Para:

$$0 \leq \bar{\lambda} \leq 0,15 \quad \text{logo } \sigma_u = f_y$$

$$0,15 \leq \bar{\lambda} \leq 0,80 \quad \text{logo } \sigma_u = f_y [1,091 - 0,608 \bar{\lambda}]$$

$$0,80 \leq \bar{\lambda} \leq 2,00 \quad \text{logo } \sigma_u = f_y [0,021 + 0,385 (\bar{\lambda})^{-1} + 0,066 (\bar{\lambda})^{-2}]$$

$$2,00 \leq \bar{\lambda} \leq 4,50 \quad \text{logo } \sigma_u = f_y [0,005 + 0,900 (\bar{\lambda})^{-2}]$$

$$\bar{\lambda} \geq 4,50 \quad \text{logo } \sigma_u = f_y \bar{\lambda}^{-2} \text{ (= curva de Euler)}$$

Uma curva simples utilizada no capítulo E do LRFD/AISC (1999) é idêntica à curva SSRC 2P. Duas equações são usadas para descrever a curva:

$$0 \leq \bar{\lambda} \leq 1,5 \quad \text{logo } \sigma_u = (0,658 \bar{\lambda}^{-2}) f_y$$

$$1,5 \leq \bar{\lambda} \quad \text{logo } \sigma_u = (0,877 / \bar{\lambda}^2) f_y$$

A TAB. 31 resume o trabalho feito por Bjorhovde, mostrando as curvas adotadas para as diversas variáveis:

- Tipo do perfil;
- Processo de fabricação;
- Eixo de trabalho do perfil (podendo ser de maior ou menor inércia);
- Grau do aço utilizado (especificado pelo seu limite de escoamento).

TABELA 31 – Tabela de seleção de curvas (Bjorhovde, 1972)

| Detalhes de fabricação | | Eixos | Tensão de escoamento do aço (MPa) | | | | |
|--------------------------------|--|-------|-----------------------------------|-----------------|-----------------|-----------------|------|
| | | | ≤ 253 | 253 a 345 | 345 a 415 | 415 a 625 | ≥625 |
| Perfis laminados | Perfis leves e médios tf ≤ 50mm | Maior | 2 | 2 | 1 | 1 | 1 |
| | | Menor | 2 | 2 | 2 | 1 | 1 |
| | Perfis pesados tf > 50mm | Maior | 2 | 2 | 2 | 2 | 2 |
| | | Menor | 3 | 3 | 2 | 2 | 2 |
| Perfis soldados | Chapas cortadas a maçarico | Maior | 2 | 2 | 2 | 1 | 1 |
| | | Menor | 2 | 2 | 2 | 2 | 1 |
| | Chapas laminadas | Maior | 3 | 3 | 2 | 2 | 2 |
| | | Menor | 3 | 3 | 3 | 2 | 2 |
| Tubos quadrados e retangulares | Formado a frio | Maior | 2 | 2 | 2 | 2 | 2 |
| | | Menor | 2 | 2 | 2 | 2 | 2 |
| | Formado a quente | Maior | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 |
| | | Menor | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 |
| Tubos circulares | Formado a frio | --- | 2 | 2 | 2 | 2 | 2 |
| | Formado a quente | --- | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 |
| Perfis caixa soldados | Chapas laminadas e cortadas a maçarico | Maior | 2 | 2 | 2 | 1 | 1 |
| | | Menor | 2 | 2 | 2 | 1 | 1 |

Fonte: Galambos (1998), Fig. 3.27, pag. 61.

4.5.3 Curvas múltiplas de flambagem da ECCS

Por vários anos, a European Convention for Constructional Steelwork pesquisou sobre curvas múltiplas de flambagem para diferentes tipos de seção transversal, achando a carga última em função da esbeltez. Maquoi et al. (1978) demonstram a formulação das novas curvas européias de flambagem e apresentam a expressão geral analítica dessas novas curvas, que é representada abaixo:

$$\bar{N} = \left\{ \left[1 + \alpha \sqrt{(\bar{\lambda}^2 - 0,04) + \bar{\lambda}^2} \right] / (2 \bar{\lambda}^2) \right\} - \left\{ \left[1 / (2 \bar{\lambda}^2) \right] \sqrt{[(1 + \alpha \sqrt{(\bar{\lambda}^2 - 0,04) + \bar{\lambda}^2})^2 - 4 \bar{\lambda}^2]} \right\}$$

em que:

$$\bar{\lambda} = (\lambda / \pi) \sqrt{(Q f_y / E)}$$

O valor de α representa um parâmetro das equações das diferentes curvas de flambagem européias, que depende dos tipos de seção e dos eixos de flambagem, que é dado pelos seguintes valores:

$\alpha = 0,093$ para curva a_0

$\alpha = 0,158$ para curva a

$\alpha = 0,281$ para curva b

$\alpha = 0,384$ para curva c

$\alpha = 0,587$ para curva d

As curvas da ECCS são utilizadas em várias especificações como a norma européia Eurocode 3 (2001), a norma alemã DIN 18800 (1990) e a norma brasileira NBR 8800 (1986).

O gráfico da FIG. 48 apresenta e resume todas as cinco curvas da ECCS.

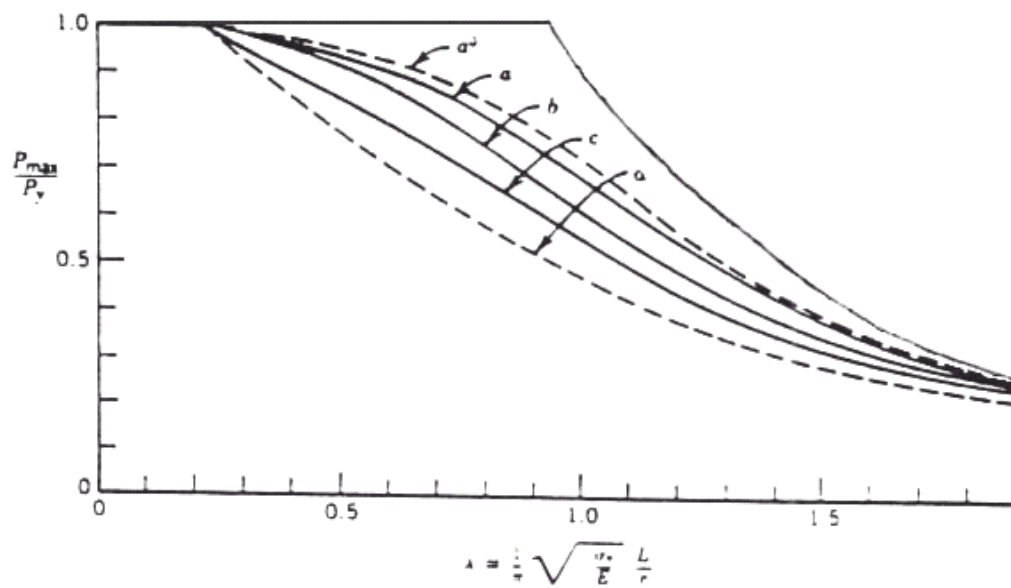


FIGURA 48 – Curvas múltiplas de coluna – ECCS

4.6 Tratamento normativo

Com o objetivo de estabelecer parâmetros para comparação entre as normas estudadas, serão mostrados e analisados os procedimentos da especificação americana AISC/LRFD (1999), da norma canadense CAN/CSA (1994), da norma brasileira NBR 8800 (1986) e das normas européias, Eurocode 3 (2001), DIN 18800 (1990) e BS 5950 (2000), que abordam as barras comprimidas.

De modo a uniformizar os parâmetros e tornar possível uma comparação entre as resistências obtidas de cada procedimento, será adotada uma nomenclatura única, a mesma adotada pela norma brasileira NBR 8800 (1986); porém, respeitando-se as diferenças conceituais.

4.6.1 AISC/LRFD (1999)

A carga máxima de compressão é dada por:

$$\phi R_n = 0,85 A_g F_{cr}$$

$$\text{Se } \bar{\lambda} \leq 1,5, \text{ logo } F_{cr} = (0,658 \bar{\lambda}^2) f_y$$

$$\text{Se } \bar{\lambda} > 1,5, \text{ logo } F_{cr} = (0,877 / \bar{\lambda}^2) f_y$$

$$\text{Em que: } \lambda = [K L \sqrt{(f_y / E)}] / (\pi r)$$

Basicamente a resistência à compressão adotada pela norma americana resume em apenas uma curva para todas as situações possíveis, que é a curva 2P do SSRC, já mostrada anteriormente.

4.6.2 CAN/CSA (1994)

A carga máxima de compressão é dada por:

$$\phi R_n = 0,90 A_g F_{cr}$$

em que $F_{cr} = [(1 + \bar{\lambda}^{2n})^{-1/n}] f_y$

Para a norma canadense, existem duas curvas cuja origem é também do SSRC: a curva 1, usada para os perfis I e H feitos com chapas cortadas com maçarico, cujo valor de n é igual a 2,24; a curva 2, usada para os perfis laminados e soldados de um modo geral, cujo valor de n é igual a 1,34.

4.6.3 – Eurocode 3 (2001)

O Eurocode 3 (2001) adota cinco curvas do ECCS, cuja carga máxima de compressão é dada por:

$$\phi R_n = 0,95 A_g F_{cr}$$

Se $\bar{\lambda} \leq 0,20$, logo $F_{cr} = f_y$

Se $\bar{\lambda} > 0,20$, logo $F_{cr} = \rho f_y$

Para valores de ρ , ver as seguintes tabelas:

TAB. 32 para curva a

TAB. 33 para curva b

TAB. 34 para curva c

TAB. 35 para curva d

Ou calculado aproximadamente por:

$\rho = \beta - \sqrt{(\beta - 1) / \bar{\lambda}^2}$ em que:

$$\beta = (0,5 / \bar{\lambda}^2) [1 + \alpha \sqrt{(\bar{\lambda}^2 - 0,04) + \bar{\lambda}^2}]$$

$\alpha = 0,093$ p/ curva a₀

$\alpha = 0,158$ p/ curva a

$\alpha = 0,281$ p/ curva b

$\alpha = 0,384$ p/ curva c

$\alpha = 0,572$ p/ curva d

TABELA 32 – Valores de ρ para a curva a

| $\bar{\lambda}$ | 0,00 | 0,01 | 0,02 | 0,03 | 0,04 | 0,05 | 0,06 | 0,07 | 0,08 | 0,09 |
|-----------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| 0,0 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 |
| 0,1 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 |
| 0,2 | 1,000 | 0,998 | 0,996 | 0,994 | 0,992 | 0,990 | 0,988 | 0,985 | 0,983 | 0,981 |
| 0,3 | 0,978 | 0,977 | 0,973 | 0,971 | 0,968 | 0,966 | 0,963 | 0,961 | 0,958 | 0,956 |
| 0,4 | 0,954 | 0,953 | 0,948 | 0,945 | 0,942 | 0,939 | 0,936 | 0,933 | 0,930 | 0,926 |
| 0,5 | 0,923 | 0,919 | 0,916 | 0,912 | 0,908 | 0,904 | 0,900 | 0,896 | 0,892 | 0,889 |
| 0,6 | 0,884 | 0,881 | 0,877 | 0,873 | 0,869 | 0,866 | 0,861 | 0,857 | 0,854 | 0,849 |
| 0,7 | 0,845 | 0,842 | 0,836 | 0,831 | 0,826 | 0,821 | 0,816 | 0,812 | 0,807 | 0,802 |
| 0,8 | 0,796 | 0,791 | 0,786 | 0,781 | 0,775 | 0,769 | 0,763 | 0,758 | 0,752 | 0,746 |
| 0,9 | 0,739 | 0,734 | 0,727 | 0,721 | 0,714 | 0,708 | 0,701 | 0,695 | 0,688 | 0,681 |
| 1,0 | 0,675 | 0,668 | 0,661 | 0,654 | 0,647 | 0,640 | 0,634 | 0,629 | 0,619 | 0,613 |
| 1,1 | 0,606 | 0,599 | 0,593 | 0,585 | 0,579 | 0,573 | 0,565 | 0,559 | 0,553 | 0,547 |
| 1,2 | 0,542 | 0,533 | 0,527 | 0,521 | 0,515 | 0,509 | 0,503 | 0,497 | 0,491 | 0,485 |
| 1,3 | 0,480 | 0,474 | 0,469 | 0,463 | 0,456 | 0,453 | 0,447 | 0,442 | 0,437 | 0,432 |
| 1,4 | 0,427 | 0,422 | 0,417 | 0,412 | 0,408 | 0,403 | 0,398 | 0,394 | 0,389 | 0,386 |
| 1,5 | 0,381 | 0,375 | 0,372 | 0,368 | 0,364 | 0,360 | 0,356 | 0,352 | 0,348 | 0,344 |
| 1,6 | 0,341 | 0,337 | 0,333 | 0,330 | 0,326 | 0,323 | 0,319 | 0,316 | 0,312 | 0,309 |
| 1,7 | 0,306 | 0,303 | 0,300 | 0,298 | 0,294 | 0,291 | 0,288 | 0,285 | 0,282 | 0,280 |
| 1,8 | 0,277 | 0,274 | 0,271 | 0,269 | 0,266 | 0,264 | 0,261 | 0,258 | 0,256 | 0,253 |
| 1,9 | 0,251 | 0,248 | 0,246 | 0,243 | 0,242 | 0,239 | 0,236 | 0,234 | 0,232 | 0,230 |
| 2,0 | 0,228 | 0,226 | 0,224 | 0,222 | 0,219 | 0,217 | 0,215 | 0,213 | 0,211 | 0,209 |
| 2,1 | 0,208 | 0,206 | 0,204 | 0,202 | 0,201 | 0,199 | 0,197 | 0,196 | 0,194 | 0,192 |
| 2,2 | 0,191 | 0,189 | 0,187 | 0,186 | 0,184 | 0,183 | 0,181 | 0,180 | 0,179 | 0,177 |
| 2,3 | 0,175 | 0,174 | 0,172 | 0,170 | 0,168 | 0,167 | 0,166 | 0,165 | 0,164 | 0,163 |
| 2,4 | 0,162 | 0,160 | 0,159 | 0,158 | 0,156 | 0,155 | 0,154 | 0,153 | 0,152 | 0,150 |

Fonte: NBR 8800 (1986), pag.:34

TABELA 33 – Valores de ρ para a curva b

| $\bar{\lambda}$ | 0,00 | 0,01 | 0,02 | 0,03 | 0,04 | 0,05 | 0,06 | 0,07 | 0,08 | 0,09 |
|-----------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| 0,0 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 |
| 0,1 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 |
| 0,2 | 1,000 | 0,997 | 0,993 | 0,989 | 0,986 | 0,983 | 0,980 | 0,977 | 0,972 | 0,969 |
| 0,3 | 0,965 | 0,961 | 0,957 | 0,953 | 0,950 | 0,945 | 0,941 | 0,937 | 0,933 | 0,929 |
| 0,4 | 0,925 | 0,921 | 0,917 | 0,913 | 0,909 | 0,905 | 0,901 | 0,897 | 0,893 | 0,889 |
| 0,5 | 0,885 | 0,881 | 0,876 | 0,872 | 0,867 | 0,862 | 0,858 | 0,853 | 0,849 | 0,843 |
| 0,6 | 0,838 | 0,833 | 0,828 | 0,823 | 0,817 | 0,812 | 0,807 | 0,802 | 0,796 | 0,791 |
| 0,7 | 0,785 | 0,780 | 0,774 | 0,768 | 0,762 | 0,757 | 0,751 | 0,745 | 0,739 | 0,733 |
| 0,8 | 0,727 | 0,721 | 0,715 | 0,709 | 0,702 | 0,695 | 0,690 | 0,683 | 0,677 | 0,670 |
| 0,9 | 0,663 | 0,656 | 0,650 | 0,643 | 0,636 | 0,631 | 0,624 | 0,618 | 0,611 | 0,605 |
| 1,0 | 0,599 | 0,592 | 0,586 | 0,580 | 0,574 | 0,568 | 0,562 | 0,555 | 0,549 | 0,544 |
| 1,1 | 0,537 | 0,531 | 0,526 | 0,521 | 0,515 | 0,509 | 0,503 | 0,497 | 0,491 | 0,486 |
| 1,2 | 0,480 | 0,475 | 0,470 | 0,465 | 0,459 | 0,454 | 0,449 | 0,444 | 0,439 | 0,434 |
| 1,3 | 0,429 | 0,424 | 0,419 | 0,415 | 0,410 | 0,405 | 0,401 | 0,396 | 0,392 | 0,387 |
| 1,4 | 0,383 | 0,379 | 0,375 | 0,370 | 0,366 | 0,362 | 0,358 | 0,354 | 0,350 | 0,346 |
| 1,5 | 0,343 | 0,339 | 0,335 | 0,332 | 0,328 | 0,324 | 0,321 | 0,317 | 0,314 | 0,311 |
| 1,6 | 0,307 | 0,304 | 0,301 | 0,298 | 0,295 | 0,292 | 0,289 | 0,286 | 0,283 | 0,279 |
| 1,7 | 0,277 | 0,274 | 0,271 | 0,268 | 0,265 | 0,263 | 0,260 | 0,258 | 0,255 | 0,253 |
| 1,8 | 0,250 | 0,248 | 0,246 | 0,243 | 0,241 | 0,239 | 0,236 | 0,234 | 0,232 | 0,230 |
| 1,9 | 0,227 | 0,225 | 0,224 | 0,221 | 0,219 | 0,217 | 0,215 | 0,213 | 0,211 | 0,209 |
| 2,0 | 0,207 | 0,205 | 0,203 | 0,202 | 0,200 | 0,198 | 0,197 | 0,195 | 0,193 | 0,191 |
| 2,1 | 0,190 | 0,188 | 0,186 | 0,185 | 0,183 | 0,182 | 0,180 | 0,179 | 0,178 | 0,176 |
| 2,2 | 0,175 | 0,173 | 0,172 | 0,170 | 0,169 | 0,168 | 0,166 | 0,165 | 0,164 | 0,162 |
| 2,3 | 0,161 | 0,160 | 0,159 | 0,157 | 0,156 | 0,154 | 0,153 | 0,152 | 0,151 | 0,149 |
| 2,4 | 0,148 | 0,147 | 0,146 | 0,145 | 0,144 | 0,143 | 0,142 | 0,141 | 0,140 | 0,139 |

Fonte: NBR 8800 (1986), pag.: 34.

TABELA 34 – Valores de ρ para a curva c

| $\bar{\lambda}$ | 0,00 | 0,01 | 0,02 | 0,03 | 0,04 | 0,05 | 0,06 | 0,07 | 0,08 | 0,09 |
|-----------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| 0,0 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 |
| 0,1 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 |
| 0,2 | 1,000 | 0,995 | 0,990 | 0,985 | 0,980 | 0,975 | 0,970 | 0,965 | 0,960 | 0,955 |
| 0,3 | 0,951 | 0,946 | 0,941 | 0,936 | 0,931 | 0,926 | 0,921 | 0,915 | 0,905 | 0,955 |
| 0,4 | 0,900 | 0,895 | 0,890 | 0,884 | 0,878 | 0,873 | 0,867 | 0,861 | 0,856 | 0,850 |
| 0,5 | 0,844 | 0,838 | 0,832 | 0,826 | 0,820 | 0,814 | 0,808 | 0,802 | 0,795 | 0,789 |
| 0,6 | 0,783 | 0,776 | 0,770 | 0,764 | 0,757 | 0,753 | 0,744 | 0,738 | 0,731 | 0,726 |
| 0,7 | 0,719 | 0,712 | 0,706 | 0,700 | 0,693 | 0,687 | 0,680 | 0,674 | 0,667 | 0,661 |
| 0,8 | 0,654 | 0,647 | 0,642 | 0,635 | 0,629 | 0,623 | 0,617 | 0,611 | 0,605 | 0,599 |
| 0,9 | 0,593 | 0,587 | 0,581 | 0,575 | 0,570 | 0,565 | 0,559 | 0,553 | 0,547 | 0,542 |
| 1,0 | 0,537 | 0,532 | 0,526 | 0,521 | 0,517 | 0,511 | 0,506 | 0,501 | 0,496 | 0,491 |
| 1,1 | 0,486 | 0,481 | 0,476 | 0,471 | 0,466 | 0,461 | 0,457 | 0,452 | 0,447 | 0,443 |
| 1,2 | 0,438 | 0,434 | 0,429 | 0,425 | 0,421 | 0,416 | 0,412 | 0,408 | 0,403 | 0,399 |
| 1,3 | 0,395 | 0,391 | 0,387 | 0,383 | 0,379 | 0,375 | 0,372 | 0,368 | 0,364 | 0,360 |
| 1,4 | 0,357 | 0,353 | 0,350 | 0,346 | 0,343 | 0,339 | 0,336 | 0,333 | 0,329 | 0,326 |
| 1,5 | 0,323 | 0,320 | 0,318 | 0,314 | 0,311 | 0,308 | 0,305 | 0,302 | 0,299 | 0,296 |
| 1,6 | 0,293 | 0,290 | 0,287 | 0,284 | 0,281 | 0,277 | 0,275 | 0,273 | 0,270 | 0,268 |
| 1,7 | 0,265 | 0,263 | 0,261 | 0,258 | 0,256 | 0,253 | 0,250 | 0,248 | 0,245 | 0,243 |
| 1,8 | 0,241 | 0,238 | 0,236 | 0,234 | 0,232 | 0,230 | 0,228 | 0,226 | 0,224 | 0,222 |
| 1,9 | 0,220 | 0,218 | 0,217 | 0,215 | 0,213 | 0,212 | 0,210 | 0,208 | 0,206 | 0,204 |
| 2,0 | 0,202 | 0,201 | 0,199 | 0,197 | 0,196 | 0,194 | 0,192 | 0,191 | 0,189 | 0,187 |
| 2,1 | 0,186 | 0,185 | 0,184 | 0,182 | 0,181 | 0,179 | 0,177 | 0,176 | 0,175 | 0,173 |
| 2,2 | 0,172 | 0,170 | 0,169 | 0,167 | 0,166 | 0,165 | 0,164 | 0,162 | 0,161 | 0,160 |
| 2,3 | 0,159 | 0,157 | 0,156 | 0,155 | 0,154 | 0,152 | 0,151 | 0,150 | 0,149 | 0,148 |
| 2,4 | 0,147 | 0,146 | 0,145 | 0,144 | 0,142 | 0,141 | 0,140 | 0,139 | 0,139 | 0,138 |

Fonte: NBR 8800 (1986), pag.: 35

TABELA 35 – Valores de ρ para a curva d

| $\bar{\lambda}$ | 0,00 | 0,01 | 0,02 | 0,03 | 0,04 | 0,05 | 0,06 | 0,07 | 0,08 | 0,09 |
|-----------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| 0,0 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 |
| 0,1 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 | 1,000 |
| 0,2 | 1,000 | 0,991 | 0,982 | 0,974 | 0,965 | 0,957 | 0,948 | 0,940 | 0,932 | 0,924 |
| 0,3 | 0,917 | 0,909 | 0,901 | 0,904 | 0,886 | 0,879 | 0,871 | 0,863 | 0,856 | 0,848 |
| 0,4 | 0,840 | 0,833 | 0,825 | 0,818 | 0,811 | 0,804 | 0,797 | 0,790 | 0,783 | 0,776 |
| 0,5 | 0,769 | 0,762 | 0,754 | 0,747 | 0,740 | 0,733 | 0,726 | 0,719 | 0,712 | 0,705 |
| 0,6 | 0,698 | 0,692 | 0,685 | 0,678 | 0,671 | 0,665 | 0,658 | 0,652 | 0,645 | 0,639 |
| 0,7 | 0,632 | 0,626 | 0,620 | 0,614 | 0,607 | 0,601 | 0,595 | 0,589 | 0,583 | 0,577 |
| 0,8 | 0,572 | 0,566 | 0,560 | 0,554 | 0,549 | 0,543 | 0,538 | 0,532 | 0,527 | 0,522 |
| 0,9 | 0,517 | 0,511 | 0,506 | 0,501 | 0,496 | 0,491 | 0,487 | 0,482 | 0,477 | 0,472 |
| 1,0 | 0,468 | 0,463 | 0,458 | 0,454 | 0,450 | 0,445 | 0,441 | 0,437 | 0,432 | 0,428 |
| 1,1 | 0,424 | 0,420 | 0,416 | 0,412 | 0,408 | 0,404 | 0,400 | 0,396 | 0,393 | 0,389 |
| 1,2 | 0,385 | 0,381 | 0,378 | 0,374 | 0,371 | 0,367 | 0,364 | 0,360 | 0,357 | 0,353 |
| 1,3 | 0,350 | 0,347 | 0,343 | 0,340 | 0,337 | 0,334 | 0,331 | 0,328 | 0,325 | 0,321 |
| 1,4 | 0,318 | 0,315 | 0,313 | 0,310 | 0,307 | 0,304 | 0,301 | 0,298 | 0,295 | 0,293 |
| 1,5 | 0,290 | 0,287 | 0,286 | 0,282 | 0,280 | 0,277 | 0,274 | 0,272 | 0,270 | 0,267 |
| 1,6 | 0,265 | 0,262 | 0,260 | 0,258 | 0,255 | 0,253 | 0,251 | 0,248 | 0,246 | 0,244 |
| 1,7 | 0,242 | 0,240 | 0,238 | 0,236 | 0,233 | 0,231 | 0,229 | 0,227 | 0,225 | 0,223 |
| 1,8 | 0,222 | 0,220 | 0,218 | 0,216 | 0,214 | 0,212 | 0,210 | 0,209 | 0,207 | 0,205 |
| 1,9 | 0,203 | 0,202 | 0,200 | 0,198 | 0,197 | 0,195 | 0,193 | 0,192 | 0,190 | 0,189 |
| 2,0 | 0,187 | 0,186 | 0,184 | 0,183 | 0,181 | 0,180 | 0,178 | 0,177 | 0,175 | 0,174 |
| 2,1 | 0,173 | 0,171 | 0,170 | 0,169 | 0,167 | 0,166 | 0,165 | 0,163 | 0,162 | 0,161 |
| 2,2 | 0,160 | 0,158 | 0,157 | 0,156 | 0,155 | 0,154 | 0,153 | 0,151 | 0,150 | 0,149 |
| 2,3 | 0,148 | 0,147 | 0,146 | 0,145 | 0,144 | 0,143 | 0,142 | 0,141 | 0,140 | 0,139 |
| 2,4 | 0,138 | 0,137 | 0,136 | 0,135 | 0,134 | 0,133 | 0,132 | 0,131 | 0,130 | 0,129 |

Fonte: NBR 8800 (1986), pag.: 35

4.6.4 NBR 8800 (1986)

A carga máxima de compressão é dada por:

$$\phi R_n = 0,90 A_g F_{cr}$$

Em que o valor de F_{cr} é dado pelo mesmo procedimento utilizado pelo Eurocode, mas utilizando-se apenas 4 curvas, que são “a”, “b”, “c” e “d”.

4.6.5 DIN 18800 (1990)

A carga máxima de compressão é dada por:

$$\phi R_n = 0,91 A_g F_{cr}$$

Em que o valor de F_{cr} é dado também pelo mesmo procedimento utilizado pelo Eurocode, utilizando apenas 4 curvas, que são “a”, “b”, “c” e “d”.

4.6.6 BS 5950 (2000)

A carga máxima de compressão é dada por:

$$\phi R_n = A_g F_{cr}$$

Em que $F_{cr} = \rho f_y$

$$\rho = P_e / [\phi + \sqrt{(\phi^2 - P_e f_y)}]$$

$$\phi = [f_y + (\eta + 1) P_e] / 2$$

$$P_e = \pi^2 E / \lambda^2$$

$$\eta = \alpha (\lambda - \lambda_o) / 1000 \geq 0$$

$$\lambda_o = 0,2 \sqrt{(\pi^2 E / f_y)}$$

$$\alpha = 2,0 \text{ para a curva a}$$

$$\alpha = 3,5 \text{ para a curva b}$$

$$\alpha = 5,5 \text{ para a curva c}$$

$\alpha = 8,0$ para a curva d

A TABELA 36 e a FIG. 49 por meio de um gráfico apresentam e comparam os valores das resistências nominais das curvas da ECCS com as curvas utilizadas pela BS 5950 (2000), em função do parâmetro de esbeltez ($\bar{\lambda}$). Percebe-se que os valores das resistências nominais à compressão de cada curva da ECCS equivale a uma das curvas da BS 5950 (2000), o que faz acreditar que a origem das curvas da norma inglesa é a mesma das outras normas européias e da norma brasileira (ou seja da ECCS).

Os valores apresentados na TAB. 36 devem ser multiplicados pela área bruta do perfil (A_g) e pela tensão de escoamento do aço (f_y) para obter a resistência nominal de cada curva.

TABELA 36 – Valores de ρ (resistência nominal / $A_g f_y$) – ECCS e BS5950

| $\bar{\lambda}$ | ECCS | | | | BS 5950 | | | |
|-----------------|-------|-------|-------|-------|---------|-------|-------|-------|
| | a | b | c | d | A | B | C | D |
| 0,25 | 0,990 | 0,983 | 0,975 | 0,957 | 0,990 | 0,982 | 0,973 | 0,961 |
| 0,50 | 0,923 | 0,885 | 0,844 | 0,769 | 0,932 | 0,888 | 0,837 | 0,783 |
| 0,75 | 0,821 | 0,757 | 0,687 | 0,601 | 0,842 | 0,767 | 0,692 | 0,621 |
| 1,00 | 0,675 | 0,599 | 0,537 | 0,468 | 0,685 | 0,607 | 0,537 | 0,475 |
| 1,25 | 0,509 | 0,454 | 0,416 | 0,367 | 0,510 | 0,458 | 0,407 | 0,361 |
| 1,50 | 0,381 | 0,343 | 0,323 | 0,290 | 0,378 | 0,345 | 0,311 | 0,279 |
| 1,75 | 0,291 | 0,263 | 0,253 | 0,231 | 0,290 | 0,269 | 0,245 | 0,222 |
| 2,00 | 0,228 | 0,207 | 0,202 | 0,187 | 0,226 | 0,218 | 0,195 | 0,179 |
| 2,25 | 0,183 | 0,168 | 0,165 | 0,154 | 0,180 | 0,171 | 0,159 | 0,147 |
| 2,50 | 0,149 | 0,138 | 0,137 | 0,128 | 0,148 | 0,140 | 0,132 | 0,122 |

Tanto para o gráfico quanto para a tabela, as letras minúsculas indicam as curvas que representam as curvas da ECCS e as letras maiúsculas representam as curvas obtidas pela norma inglesa BS 5950 (2000).

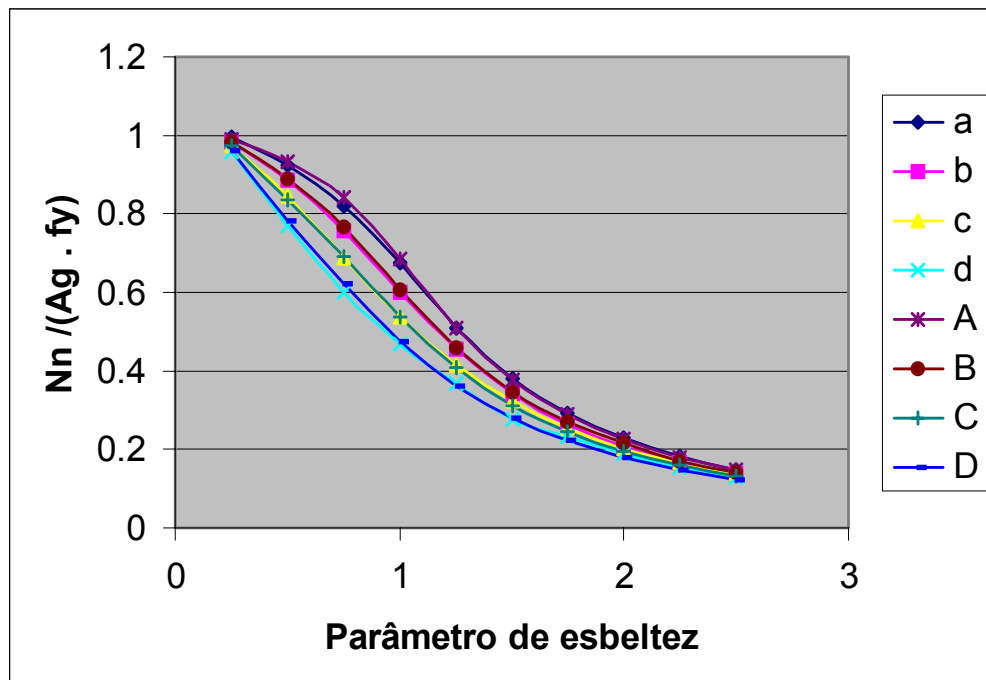


FIGURA 49 – Gráfico $\bar{\lambda} \times \rho$ - Comparação das curvas ECCS e BS 5950

Para todas as normas acima mencionadas considerar que:

A_g é a área bruta da seção transversal;

F_{cr} é a tensão de flambagem elástica ou inelástica;

λ é o índice de esbeltez da barra comprimida;

$\bar{\lambda}$ é o parâmetro de esbeltez $= (\lambda/\pi) \sqrt{(Q f_y / E)}$;

f_y é a tensão de escoamento do aço;

α é o coeficiente que leva em conta a influência das tensões residuais na flambagem.

4.6.7 Resumo das curvas múltiplas

A TAB. 37 apresenta os valores de ρ ($= N_n / A_g f_y$) de todas as curvas que são utilizadas pelas normas aqui estudadas, em função do parâmetro de esbeltez ($\bar{\lambda}$). As curvas da ECCS, usadas pelo Eurocode 3 (2001), BS 5950 (2000), DIN 18800 (1990) e pela NBR 8800 (1986) são representadas pelas curvas “a”, “b”, “c” e “d”, enquanto que as curvas do SSRC, que são utilizadas pelas normas americana e canadense, são representadas pelas curvas “1”, “2”, “3” e “2P”.

Para obtenção da resistência nominal de uma determinada curva, basta multiplicar o valor da tabela pela área bruta do perfil e pela tensão de escoamento do aço.

TABELA 37 – Valores de ρ (resistência nominal / $A_g f_y$) – ECCS e SSRC

| $\bar{\lambda}$ | ECCS | | | | SSRC | | | |
|-----------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| | A | B | C | D | 1 | 2 | 3 | 2P |
| 0,25 | 0,990 | 0,983 | 0,975 | 0,957 | 0,998 | 0,971 | 0,938 | 0,978 |
| 0,50 | 0,923 | 0,885 | 0,844 | 0,769 | 0,959 | 0,879 | 0,782 | 0,900 |
| 0,75 | 0,821 | 0,757 | 0,687 | 0,601 | 0,875 | 0,759 | 0,627 | 0,796 |
| 1,00 | 0,675 | 0,599 | 0,537 | 0,468 | 0,745 | 0,611 | 0,477 | 0,666 |
| 1,25 | 0,509 | 0,454 | 0,416 | 0,367 | 0,564 | 0,454 | 0,372 | 0,485 |
| 1,50 | 0,381 | 0,343 | 0,323 | 0,290 | 0,407 | 0,352 | 0,298 | 0,369 |
| 1,75 | 0,291 | 0,263 | 0,253 | 0,231 | 0,313 | 0,281 | 0,243 | 0,284 |
| 2,00 | 0,228 | 0,207 | 0,202 | 0,187 | 0,244 | 0,229 | 0,200 | 0,222 |
| 2,25 | 0,183 | 0,168 | 0,165 | 0,154 | 0,194 | 0,182 | 0,164 | 0,179 |
| 2,50 | 0,149 | 0,138 | 0,137 | 0,128 | 0,159 | 0,149 | 0,135 | 0,148 |

Os valores desta tabela são mostrados no gráfico da figura FIG. 50, no qual se podem comparar com maior clareza as curvas utilizadas nas normas.

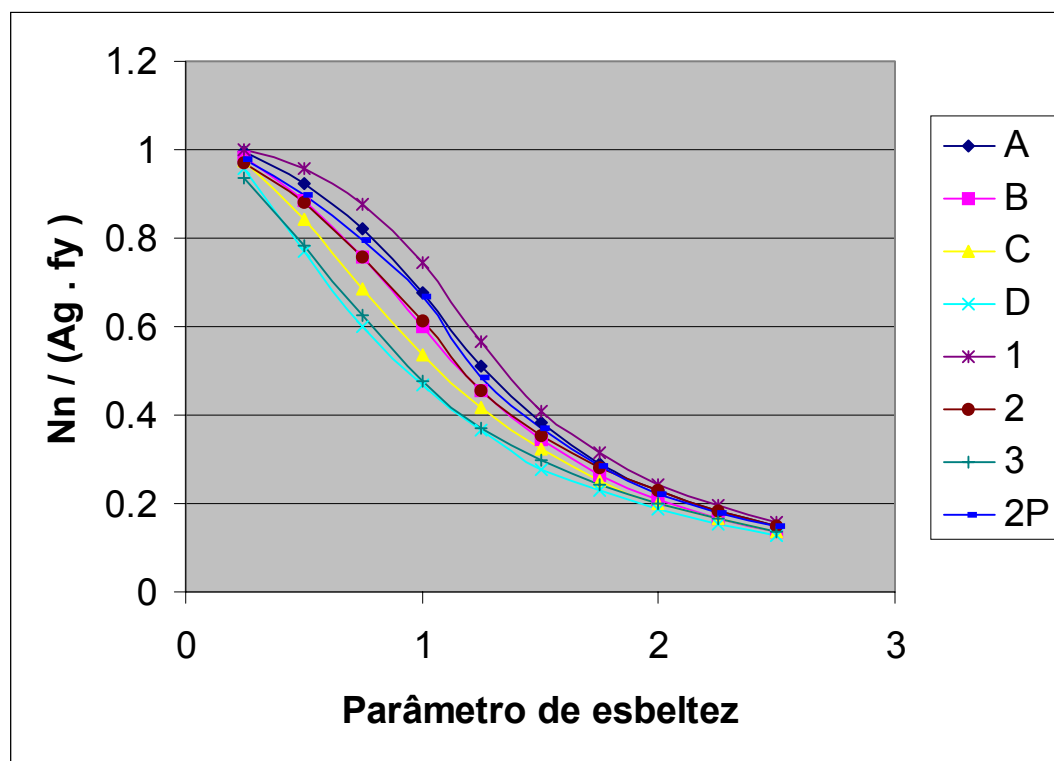


FIGURA 50 – Curvas ECCS e SSRC

A TAB. 38 apresenta a utilização dessas curvas em função da norma, do tipo do perfil usado, do processo de fabricação, da relação altura/largura (h/b), da espessura da mesa e dos eixos de simetria do perfil metálico.

Notas referentes à TAB. 38:

(*1) Curva entre parênteses deve ser adotada quando o aço for de alta resistência ($f_y > 400$ MPa).

(*2) Considerar $t_f = 100$ mm no lugar de $t_f = 80$ mm.

(*3) Considerar curva b para $t_f \leq 40$ mm e curva c para $t_f > 40$ mm.

(*4) Considerar essa situação para soldas $> 0,5 t_f$; $b/t_f < 30$ e $d/t_w < 30$.

(*5) Considerar a primeira curva para a situação “sem solda longitudinal” e a segunda curva para a situação “com solda longitudinal”.

TABELA 38 – Curvas de compressão / normas

| TIPOS DE PERFIL | | | NBR | ENV | DIN | LRFD | CAN | BS 5950 | Revisão | | |
|--------------------------|-------------------------------|-----------------------|----------|----------|--------|------|-----|-----------|---------|-----------|-------|
| I soldado | c/ chapas Cortadas a Macarico | tf<=40mm | Eixo x-x | - | - | - | 2Pc | 1 | B | B | |
| | | | Eixo y-y | - | - | - | 2Pc | 1 | B | B | |
| | | tf>40mm | Eixo x-x | - | - | - | 2Pc | 1 | B | B | |
| | | | Eixo y-y | - | - | - | 2Pc | 1 | C | B | |
| | I soldados de modo Geral | tf<=40mm | Eixo x-x | B | B | B | 2Pc | 2 | B | B | |
| | | | Eixo y-y | C | C | C | 2Pc | 2 | C | C | |
| | | tf>40mm | Eixo x-x | C | C | C | 2Pc | 2 | B | C | |
| | | | Eixo y-y | D | D | D | 2Pc | 2 | D | D | |
| Perfil I Laminado | h/b > 1,2 | tf<=40mm | Eixo x-x | A | A | A | 2Pc | 2 | A | A | |
| | | | Eixo y-y | B(A)(*1) | B | B | 2Pc | 2 | B | B | |
| | | tf>40mm | Eixo x-x | D | B (*2) | B | 2Pc | 2 | B | B | |
| | | | Eixo y-y | D | C (*2) | C | 2Pc | 2 | C | C | |
| | | tf>80mm | Eixo x-x | D | D (*2) | D | 2Pc | 2 | B | B | |
| | | | Eixo y-y | D | D (*2) | D | 2Pc | 2 | C | C | |
| | h/b <= 1,2 | tf<=40mm | Eixo x-x | B(A)(*1) | B | B | 2Pc | 2 | B | B | |
| | | | Eixo y-y | C(B)(*1) | C | C | 2Pc | 2 | C | C | |
| | | tf>40mm | Eixo x-x | D | B (*2) | B | 2Pc | 2 | C | B(*2) | |
| | | | Eixo y-y | D | C (*2) | C | 2Pc | 2 | D | C(*2) | |
| | | tf > 80mm | Eixo x-x | D | D (*2) | D | 2Pc | 2 | C | D(*2) | |
| | | | Eixo y-y | D | D (*2) | D | 2Pc | 2 | D | D(*2) | |
| | | Caixão Soldado | b/t <30 | Eixo x-x | C | C | C | 2Pc | 2 | b(c)(*3) | C(*4) |
| | | | | Eixo y-y | C | C | C | 2Pc | 2 | b(c)(*3) | C(*4) |
| demais casos | Eixo x-x | | B | B | B | 2Pc | 2 | b(c)(*3) | B | | |
| | Eixo y-y | | B | B | B | 2Pc | 2 | b(c)(*3) | B | | |
| Perfil Tubular | tubo circular | Laminado a quente | Eixo x-x | A | A | A | 2Pc | 2 | A | A/C(*5) | |
| | | | Eixo y-y | A | A | A | 2Pc | 2 | A | A/C(*5) | |
| | tubo retangular | Laminado a quente | Eixo x-x | A | A | A | 2Pc | 2 | A | A/C(*5) | |
| | | | Eixo y-y | A | A | A | 2Pc | 2 | A | A/C(*5) | |
| Perfil C | | | Eixo x-x | C | C | C | 2Pc | 2 | C | C | |
| | | | Eixo y-y | C | C | C | 2Pc | 2 | C | C | |
| Perfil L | | | Eixo x-x | C | B | C | 2Pc | 2 | C | B | |
| | | | Eixo y-y | C | B | C | 2Pc | 2 | C | C | |
| Perfil T | | | Eixo x-x | C | C | C | 2Pc | 2 | C | C | |
| | | | Eixo y-y | C | C | C | 2Pc | 2 | C | C | |
| Secção Cheia | | | Eixo x-x | C | C | C | 2Pc | 2 | C | C | |
| | | | Eixo y-y | C | C | C | 2Pc | 2 | C | C | |

Para comparar as normas entre si, devem-se levar em consideração os coeficientes de ponderação de ação nominal e das resistências (γ e ϕ) de cada especificação. Como cada norma tem valores diferentes para γ e ϕ , foi feita uma correção nas curvas, para que se possa compará-las. Essa correção foi obtida em função de um parâmetro $SC / A_g F_{cr}$.

Para obtenção desse parâmetro, é importante determinar algumas faixas de carregamentos mais utilizadas na vida prática, que será representada em função da relação CP / SC .

Essa relação é mediante através de uma análise feita para quatro tipos de construções mais usadas:

Prédios de estacionamento: $CP/SC = 1,0$

Prédios residenciais: $2,0 \leq CP/SC \leq 4,0$

Prédios comerciais: $1,3 \leq CP/SC \leq 2,0$

Shopping centers: $0,5 \leq CP/SC \leq 4,0$

Assim essa relação varia de maneira geral entre 0,5 e 4,0. Será adotado para essa comparação CP/SC igual a 0,5; 1,5; 2,5; 3,5, acreditando que tais valores representam globalmente as situações existentes na prática.

Considerando a combinação $CP + SC$, tem-se:

Para $CP/SC = 0,5$

- NBR 8800 (1986)

$$1,4 CP + 1,5 SC \leq 0,90 A_g F_{cr}$$

$$0,7 SC + 1,5 SC \leq 0,90 A_g F_{cr}$$

$$SC / (A_g F_{cr}) \leq 0,90 / 2,20 = 0,409$$

- AISC/LRFD (1999)

$$1,2 CP + 1,6 SC \leq 0,85 A_g F_{cr}$$

$$0,6 SC + 1,6 SC \leq 0,85 A_g F_{cr}$$

$$SC / (A_g F_{cr}) \leq 0,85 / 2,20 = 0,396$$

- CAN/CSA (1994)

$$1,25 CP + 1,5 SC \leq 0,90 A_g F_{cr}$$

$$0,625 SC + 1,5 SC \leq 0,90 A_g F_{cr}$$

$$SC / (A_g F_{cr}) \leq 0,90 / 2,125 = 0,424$$

- DIN 18800 (1990)

$$1,35 CP + 1,5 SC \leq 0,91 A_g F_{cr}$$

$$0,675 SC + 1,5 SC \leq 0,91 A_g F_{cr}$$

$$SC / (A_g F_{cr}) \leq 0,91 / 2,175 = 0,417$$

- Eurocode 3 (2001)

$$1,35 CP + 1,5 SC \leq 0,95 A_g F_{cr}$$

$$0,675 SC + 1,5 SC \leq 0,95 A_g F_{cr}$$

$$SC / (A_g F_{cr}) \leq 0,95 / 2,175 = 0,437$$

- BS 5950 (2000)

$$1,4 CP + 1,6 SC \leq 1,00 A_g F_{cr}$$

$$0,7 SC + 1,6 SC \leq 1,00 A_g F_{cr}$$

$$SC / (A_g F_{cr}) \leq 1,00 / 2,30 = 0,435$$

A variação entre os valores das normas é de 13%. Como as normas européias e a brasileira utilizam as mesmas curvas, pode-se dividir esse grupo em dois. O primeiro referente à NBR 8800 (1986) e à DIN 18800 (1990), que têm valores muito próximos; para correção adotou-se o valor médio das duas normas, que é 0,413. O segundo referente à BS 5950 (2000) e ao Eurocode 3 (2001), que têm um valor médio de 0,436.

Para comparar todas essas normas, basta dividir os valores de $SC / (A_g F_{cr})$ para cada norma pelo maior valor encontrado, que é 0,436, obtido para o Eurocode 3 (2001) e para BS 5950 (2000) e multiplicar os valores de ρ de cada curva. Portanto, deve-se multiplicar as curvas da NBR 8800 (1986) e DIN 18800 (1990) por 0,947, a curva do AISC/LRFD (1999) por 0,885, e a curva da norma canadense por 0,972.

A comparação entre as normas é apresentada pela TAB. 39 e pelo gráfico da FIG. 51 abaixo.

TABELA 39 – Valores de ρ (resistência nominal / $A_g f_y$) - CP/SC = 0,5

| $\bar{\lambda}$ | NBR 8800 / DIN 18800 | | | | EUROCODE / BS 5950 | | | | LRFD | CAN/CSA | |
|-----------------|----------------------|------|------|------|--------------------|------|------|------|------|---------|------|
| | A | B | C | D | a | b | c | d | 2P | 1 | 2 |
| 0,25 | ,938 | ,931 | ,923 | ,906 | ,990 | ,983 | ,975 | ,957 | ,865 | ,970 | ,944 |
| 0,50 | ,874 | ,838 | ,799 | ,728 | ,923 | ,885 | ,844 | ,769 | ,797 | ,932 | ,854 |
| 0,75 | ,777 | ,717 | ,651 | ,569 | ,821 | ,757 | ,687 | ,601 | ,704 | ,851 | ,738 |
| 1,00 | ,639 | ,567 | ,509 | ,443 | ,675 | ,599 | ,537 | ,468 | ,589 | ,724 | ,594 |
| 1,25 | ,482 | ,430 | ,394 | ,348 | ,509 | ,454 | ,416 | ,367 | ,429 | ,548 | ,441 |
| 1,50 | ,361 | ,325 | ,306 | ,262 | ,381 | ,343 | ,323 | ,277 | ,327 | ,396 | ,342 |
| 1,75 | ,276 | ,249 | ,240 | ,219 | ,291 | ,263 | ,253 | ,231 | ,251 | ,304 | ,273 |
| 2,00 | ,216 | ,196 | ,191 | ,177 | ,228 | ,207 | ,202 | ,187 | ,196 | ,237 | ,223 |
| 2,25 | ,173 | ,159 | ,156 | ,146 | ,183 | ,168 | ,165 | ,154 | ,158 | ,189 | ,177 |
| 2,50 | ,141 | ,131 | ,130 | ,121 | ,149 | ,138 | ,137 | ,128 | ,131 | ,155 | ,145 |

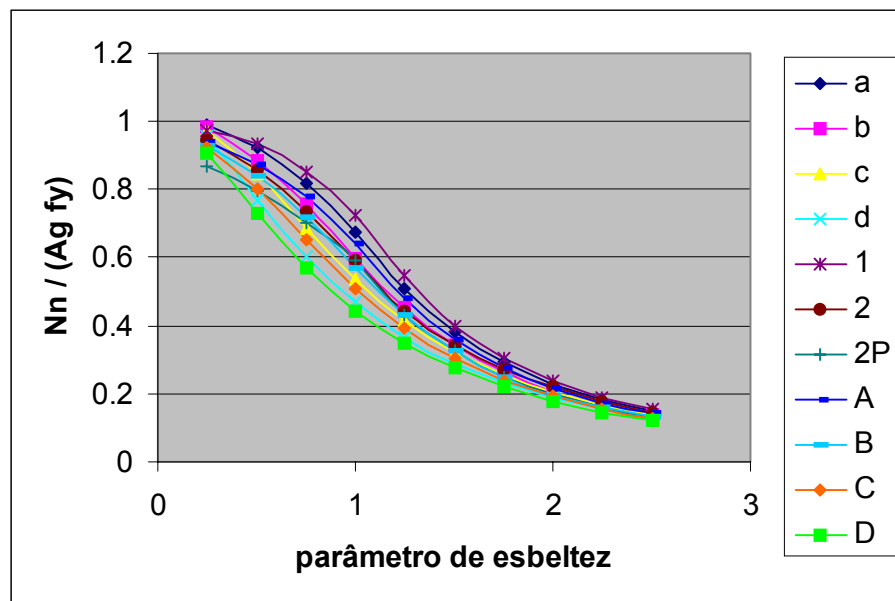


FIGURA 51 - Comparação das curvas de flambagem das normas para CP/SC = 0,5.

De forma análoga, o mesmo será feito para as situações quando $CP/SC = 1,5$, $CP/SC = 2,5$ E $CP/SC = 3,5$, obtendo os seguintes valores:

Para $CP/SC = 1,5$

- NBR8800 (1986) $\Rightarrow SC / (A_g F_{cr}) = 0,250$ e o fator de correção = 0,928
- AISC/LRFD (1999) $\Rightarrow SC / (A_g F_{cr}) = 0,250$ e o fator de correção = 0,925
- CAN/CSA (1994) $\Rightarrow SC / (A_g F_{cr}) = 0,267$ e o fator de correção = 0,989
- DIN 18800 (1990) $\Rightarrow SC / (A_g F_{cr}) = 0,258$ e o fator de correção = 0,925
- Eurocode 3 (2001) $\Rightarrow SC / (A_g F_{cr}) = 0,270$ e o fator de correção = 1,000
- BS 5950 (2000) $\Rightarrow SC / (A_g F_{cr}) = 0,270$ e o fator de correção = 1,000

Para $CP/SC = 2,5$

- NBR8800 (1986) $\Rightarrow SC / (A_g F_{cr}) = 0,180$ e o fator de correção = 0,939
- AISC/LRFD (1999) $\Rightarrow SC / (A_g F_{cr}) = 0,185$ e o fator de correção = 0,946
- CAN/CSA (1994) $\Rightarrow SC / (A_g F_{cr}) = 0,195$ e o fator de correção = 1,000
- DIN 18800 (1990) $\Rightarrow SC / (A_g F_{cr}) = 0,187$ e o fator de correção = 0,939
- Eurocode 3 (2001) $\Rightarrow SC / (A_g F_{cr}) = 0,195$ e o fator de correção = 1,000
- BS 5950 (2000) $\Rightarrow SC / (A_g F_{cr}) = 0,196$ e o fator de correção = 1,000

Para $CP/SC = 3,5$

- NBR8800 (1986) $\Rightarrow SC / (A_g F_{cr}) = 0,146$ e o fator de correção = 0,938
- AISC/LRFD (1999) $\Rightarrow SC / (A_g F_{cr}) = 0,147$ e o fator de correção = 0,961
- CAN/CSA (1994) $\Rightarrow SC / (A_g F_{cr}) = 0,153$ e o fator de correção = 1,000
- DIN 18800 (1990) $\Rightarrow SC / (A_g F_{cr}) = 0,146$ e o fator de correção = 0,938
- Eurocode 3 (2001) $\Rightarrow SC / (A_g F_{cr}) = 0,153$ e o fator de correção = 1,000
- BS 5950 (2000) $\Rightarrow SC / (A_g F_{cr}) = 0,153$ e o fator de correção = 1,000

Observou-se que a variação entre os valores das normas é de 8%.

A comparação entre as normas para cada situação de carregamento é apresentada pelas TAB. 40; 41 e 42 e pelas FIG. 52; 53 e 54.

TABELA 40 – Valores de ρ (resistência nominal / $A_g f_y$) – CP/SC=1,5

| $\bar{\lambda}$ | NBR 8800 / DIN 18800 | | | | EUROCODE / BS 5950 | | | | LRFD | CAN/CSA | |
|-----------------|----------------------|------|------|------|--------------------|------|------|------|------|---------|------|
| | A | B | C | D | a | b | c | d | 2P | 1 | 2 |
| 0,25 | ,916 | ,909 | ,902 | ,885 | ,990 | ,983 | ,975 | ,957 | ,905 | ,987 | ,960 |
| 0,50 | ,854 | ,819 | ,781 | ,711 | ,923 | ,885 | ,844 | ,769 | ,833 | ,948 | ,869 |
| 0,75 | ,759 | ,700 | ,635 | ,556 | ,821 | ,757 | ,687 | ,601 | ,736 | ,865 | ,751 |
| 1,00 | ,624 | ,554 | ,497 | ,433 | ,675 | ,599 | ,537 | ,468 | ,616 | ,737 | ,604 |
| 1,25 | ,471 | ,420 | ,385 | ,339 | ,509 | ,454 | ,416 | ,367 | ,449 | ,558 | ,449 |
| 1,50 | ,352 | ,317 | ,298 | ,268 | ,381 | ,343 | ,323 | ,277 | ,341 | ,403 | ,348 |
| 1,75 | ,269 | ,243 | ,234 | ,214 | ,291 | ,263 | ,253 | ,231 | ,263 | ,310 | ,278 |
| 2,00 | ,211 | ,191 | ,187 | ,173 | ,228 | ,207 | ,202 | ,187 | ,205 | ,241 | ,226 |
| 2,25 | ,169 | ,155 | ,153 | ,142 | ,183 | ,168 | ,165 | ,154 | ,167 | ,192 | ,180 |
| 2,50 | ,138 | ,128 | ,127 | ,118 | ,149 | ,138 | ,137 | ,128 | ,137 | ,157 | ,147 |

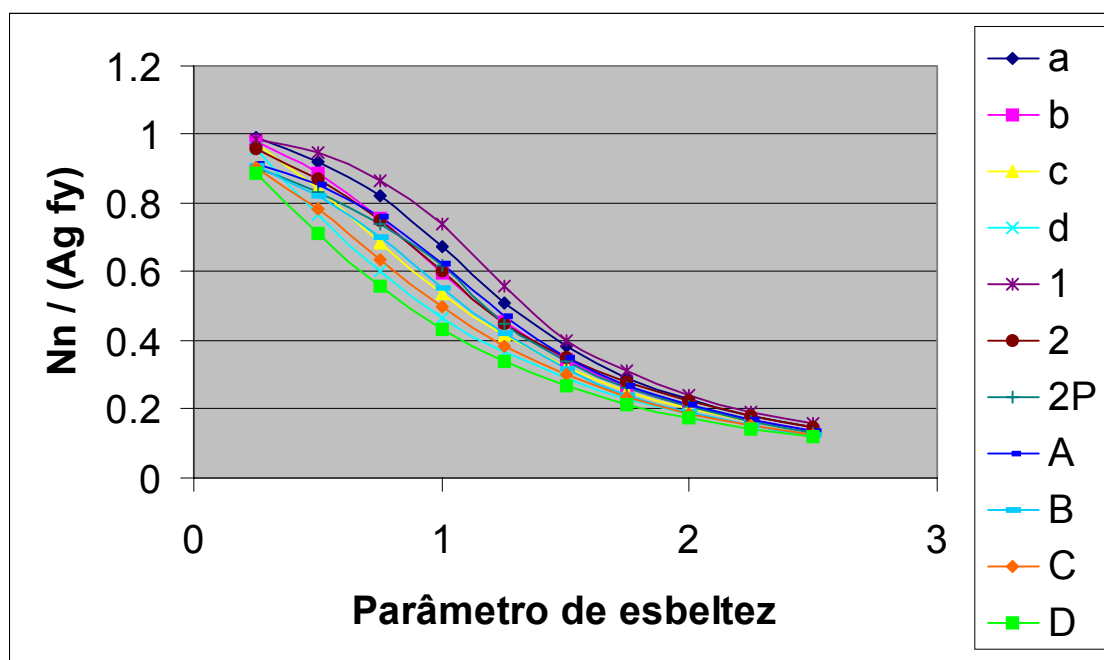


FIGURA 52 - Comparação das curvas de flambagem das normas para CP/SC = 1,5.

TABELA 41 – Valores de ρ (resistência nominal / $A_g f_y$) – CP/SC=2,5

| $\bar{\lambda}$ | NBR 8800 / DIN 18800 | | | | EUROCODE / BS 5950 | | | | LRFD | CAN/CSA | |
|-----------------|----------------------|------|------|------|--------------------|------|------|------|------|---------|------|
| | A | B | C | D | a | b | c | d | 2P | 1 | 2 |
| 0,25 | ,930 | ,923 | ,916 | ,889 | ,990 | ,983 | ,975 | ,957 | ,925 | ,998 | ,971 |
| 0,50 | ,867 | ,831 | ,793 | ,722 | ,923 | ,885 | ,844 | ,769 | ,851 | ,959 | ,879 |
| 0,75 | ,771 | ,711 | ,645 | ,564 | ,821 | ,757 | ,687 | ,601 | ,753 | ,875 | ,759 |
| 1,00 | ,633 | ,562 | ,504 | ,439 | ,675 | ,599 | ,537 | ,468 | ,630 | ,745 | ,611 |
| 1,25 | ,478 | ,426 | ,391 | ,345 | ,509 | ,454 | ,416 | ,367 | ,458 | ,564 | ,454 |
| 1,50 | ,358 | ,322 | ,303 | ,272 | ,381 | ,343 | ,323 | ,277 | ,349 | ,407 | ,352 |
| 1,75 | ,273 | ,247 | ,238 | ,217 | ,291 | ,263 | ,253 | ,231 | ,268 | ,313 | ,281 |
| 2,00 | ,214 | ,194 | ,190 | ,176 | ,228 | ,207 | ,202 | ,187 | ,210 | ,244 | ,229 |
| 2,25 | ,172 | ,158 | ,155 | ,147 | ,183 | ,168 | ,165 | ,154 | ,169 | ,194 | ,182 |
| 2,50 | ,140 | ,130 | ,129 | ,120 | ,149 | ,138 | ,137 | ,128 | ,140 | ,159 | ,149 |

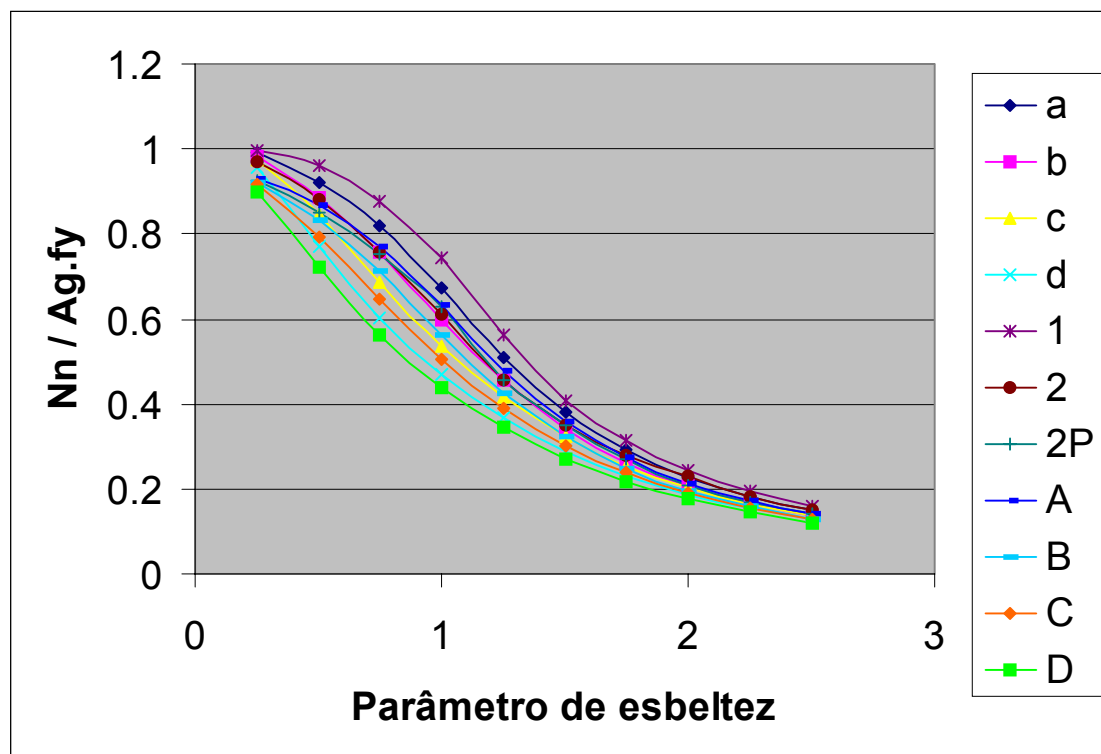


FIGURA 53 – Comparação das curvas de flambagem das normas para CP/SC = 2,5

TABELA 42 – Valores de ρ (resistência nominal / $A_g f_y$) – CP/SC=3,5

| $\bar{\lambda}$ | NBR 8800 / DIN 18800 | | | | EUROCODE / BS 5950 | | | | LRFD | CAN/CSA | |
|-----------------|----------------------|------|------|------|--------------------|------|------|------|------|---------|------|
| | A | B | C | D | a | b | c | d | 2P | 1 | 2 |
| 0,25 | ,929 | ,922 | ,915 | ,898 | ,990 | ,983 | ,975 | ,957 | ,940 | ,998 | ,971 |
| 0,50 | ,866 | ,830 | ,792 | ,721 | ,923 | ,885 | ,844 | ,769 | ,865 | ,959 | ,879 |
| 0,75 | ,770 | ,710 | ,644 | ,564 | ,821 | ,757 | ,687 | ,601 | ,765 | ,875 | ,759 |
| 1,00 | ,633 | ,562 | ,504 | ,439 | ,675 | ,599 | ,537 | ,468 | ,640 | ,745 | ,611 |
| 1,25 | ,477 | ,426 | ,390 | ,344 | ,509 | ,454 | ,416 | ,367 | ,466 | ,564 | ,454 |
| 1,50 | ,357 | ,322 | ,303 | ,272 | ,381 | ,343 | ,323 | ,277 | ,355 | ,407 | ,352 |
| 1,75 | ,273 | ,247 | ,237 | ,217 | ,291 | ,263 | ,253 | ,231 | ,273 | ,313 | ,281 |
| 2,00 | ,214 | ,194 | ,189 | ,175 | ,228 | ,207 | ,202 | ,187 | ,213 | ,244 | ,229 |
| 2,25 | ,172 | ,158 | ,155 | ,144 | ,183 | ,168 | ,165 | ,154 | ,172 | ,194 | ,182 |
| 2,50 | ,140 | ,130 | ,129 | ,120 | ,149 | ,138 | ,137 | ,128 | ,142 | ,159 | ,149 |

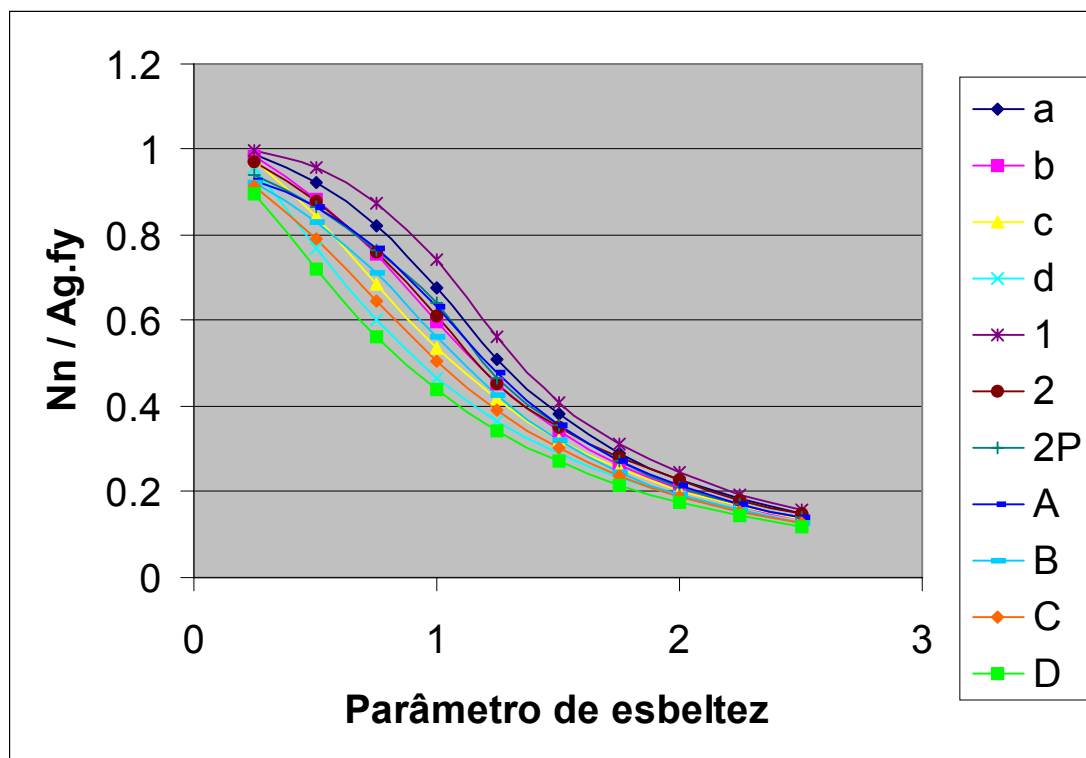


FIGURA 54 – Comparação das curvas de flambagem das normas para CP/SC=3,5

4.7 Limite de esbeltez

A TAB. 43 apresenta os valores máximos para o índice de esbeltez para cada norma aqui estudada, com exceção das normas européias; Eurocode 3 (2001), BS 5950 (2000) e DIN 18800 (1990), que não fazem nenhum comentário sobre esse assunto.

TABELA 43 – Limite de esbeltez

| | NBR 8800 | REVISÃO DA NBR | CAN/CSA | AISC/LRFD |
|---|-----------------|---------------------------|----------------|------------------|
| Limite do Índice de Esbeltez | 200 | 200 | 200 | 200 |

4.8 Dados experimentais

O estudo de Fukumoto et al. (1983) apresenta uma extensa quantidade de testes e informações sobre a resistência de colunas comprimidas, cujos resultados serão analisados e discutidos neste item (ver TAB. 44).

Durante os últimos 25 anos, foi realizada uma série de testes nos Estados Unidos, no Japão e na Europa, abordando um total de 1.665 amostras, resultando num grande banco de dados, que contém uma variedade de informações .

Os dados de testes de cada amostra contêm os seguintes itens:

- Carga máxima (P_{max});
- Área da seção transversal medida (A_a);
- Área da seção transversal nominal (A_n);
- Tensão de escoamento medida (σ_{ya});
- Tensão de escoamento nominal (σ_{yn});
- Índice de esbeltez em relação ao eixo utilizado no teste (λ).

TABELA 44 - Número de testes realizados

| Tipo de perfil | Processo de fabricação. | Europa | USA | Japão | Total |
|-----------------------|--------------------------------|---------------|------------|--------------|--------------|
| H ou I | Laminado | 502 | 55 | 87 | 644 |
| | Soldado | 22 | 31 | 229 | 282 |
| Caixa | Soldado | 74 | 14 | 41 | 129 |
| Tubo quadrado | Laminado | 67 | - | - | 67 |
| | Soldado | 120 | - | - | 120 |
| Tubo circular | Laminado | 99 | - | 4 | 103 |
| | Soldado | 40 | - | 145 | 185 |
| Circular | Sólido | - | 26 | - | 26 |
| Perfil T | Laminado | 80 | - | - | 80 |
| | Soldado | 14 | - | - | 14 |
| Total | | 1018 | 126 | 506 | 1650 |

Fonte: Fukumoto et al. (1983), pag.: 3

Além dos itens acima, este banco de dados apresenta algumas informações relativas às características das amostras estudadas, que são:

(1) – Tipo de perfil :

- Perfil I e H
- Perfil caixa
- Tubo circular
- Tubo retangular
- Perfil T

(2) – Processo de fabricação :

- Antes da montagem:
 - Chapas cortadas a maçarico.
 - Chapas cortadas a guilhotina.
 - Chapas laminadas.
- Depois da montagem:
 - Perfis laminados.

- Perfis soldados.
- (3) – Geometria:
 - Seção leve ou pesada
 - Relação h/b (altura – largura)
 - Dimensões da seção transversal
- (4) – Tensão de escoamento
- (5) – Eixos de flambagem:
 - Maior inércia
 - Menor inércia
- (6) – Modo de falha:
 - Flambagem por flexão
 - Flambagem por torção
 - Flambagem local
- (7) – Curvatura inicial:
- (8) – Curva da coluna de acordo com as curvas da ECCS (a_0, a, b, c, d) ou com as do SSRC (1, 2, 3).
- (9) - Identificação da amostra.

A seção transversal das amostras de testes varia de um valor máximo de $60,7\text{cm}^2$ (perfil laminado 14WF320) até um valor mínimo de $5,25\text{cm}^2$ (tubo circular de diâmetro igual a $60,5\text{mm}$ e espessura igual a $2,9\text{mm}$). Tiveram suas seções transversais medidas (A_a) 1.535 amostras. O valor médio da razão A_a / A_n para essas colunas foi de 1,01 e desvio-padrão de 0,0365.

A curvatura inicial é um dos fatores mais importantes que influencia na resistência das colunas. Para a maior parte das amostras, foi usado o valor de $1/1000$ do comprimento da coluna, apresentando uma faixa muito pequena ($\cong 10\%$), excedendo esse valor.

A dimensão dos perfis I utilizados nos testes, tanto para perfil laminado quanto para soldado, é apresentada pelas TAB. 45 e 46, respectivamente.

TABELA 45 – Dimensão nominal para as amostras de perfil I laminados

| Tipo de perfil | Proc. fabric. | H (mm) | B (mm) | t_f (mm) | t_w (mm) | H/B |
|-----------------------|----------------------|---------------|---------------|---------------------------|---------------------------|------------|
| Laminado | DIE20 | 190 | 197 | 11 | 7 | 0,96 |
| | DIR20 | 220 | 206 | 26 | 16 | 1,07 |
| | H-100x100x6x8 | 100 | 100 | 8 | 6 | 1,00 |
| | H-125x125x6x9 | 125 | 125 | 9 | 6 | 1,00 |
| | IAP150 | 150 | 75 | 8,5 | 5,3 | 2,00 |
| | IAP160 | 160 | 82 | 7,4 | 5,0 | 1,95 |
| | IPE200 | 200 | 100 | 8,5 | 5,6 | 2,00 |
| | IPN160 | 160 | 74 | 9,5 | 6,3 | 2,16 |
| | RS15" x 3" | 127 | 76 | 7,6 | 4,5 | 1,67 |
| | 10WF66 | 264 | 257 | 19 | 12 | 1,03 |
| | 12WF50 | 310 | 205 | 16 | 9,4 | 1,51 |
| | 12WF65 | 308 | 305 | 15 | 9,9 | 1,01 |
| | 12WF161 | 353 | 318 | 38 | 23 | 1,11 |
| | 12WF120 | 333 | 313 | 28 | 18 | 1,06 |
| | 14WF111 | 365 | 371 | 22 | 14 | 0,98 |
| | 4WF13 | 106 | 103 | 8,8 | 7,1 | 1,03 |
| | 5WF18.5 | 130 | 128 | 11 | 6,7 | 1,02 |
| | 6WF15.5 | 152 | 152 | 6,8 | 6,0 | 1,00 |
| | 8WF31 | 203 | 203 | 11 | 7,3 | 1,00 |
| | 8WF24 | 201 | 165 | 10 | 6,2 | 1,22 |
| | 8WF67 | 229 | 210 | 24 | 15 | 1,09 |

Fonte; Fukumoto et al. (1983), pag.: 4

Nota-se que as dimensões da seção transversal para as amostras de perfis I laminados variam com a altura (H), entre 100mm até 365mm, com a largura de mesa (B), entre 75mm até 371mm, com a espessura de mesa (t_f), entre 7,4mm até 32,7mm, e com a espessura da alma (t_w), entre 4,5mm a 23,0mm, conforme pode ser comprovado nesta tabela TAB. 45.

Para as amostras de perfil I soldados, suas dimensões nominais são similares às apresentadas pelas amostras de perfis I laminados.

TABELA 46 – Dimensão nominal para as amostras do perfil I soldado.

| Tipo de perfil | Processo de fabricação | H (mm) | B (mm) | t_f (mm) | t_w (mm) | H/B |
|-----------------------|-------------------------------|---------------|---------------|---------------------------|---------------------------|------------|
| Soldado | I soldado | 254 | 229 | 19 | 13 | 1,11 |
| | H-100x100x6x8 | 100 | 100 | 8 | 6 | 1,00 |
| | H-125x125x6x9 | 125 | 125 | 9 | 6 | 1,00 |
| | H-200x200x8x10 | 200 | 200 | 10 | 8 | 1,00 |
| | I soldado | 190 | 197 | 11 | 7 | 0,96 |
| | 10 H 61 | 267 | 229 | 19 | 13 | 1,17 |
| | 12 H 79 | 306 | 305 | 19 | 13 | 1,00 |
| | 14 H 202 | 394 | 394 | 38 | 25 | 1,00 |
| | 6 H 27 | 179 | 152 | 13 | 9.5 | 1,18 |
| | 6" x 9" H | 200 | 140 | 13 | 17 | 1,43 |

A TAB. 47 compara os resultados de testes para os perfis I laminados com a curva (b) da ECCS e resume também os dados estatísticos desses perfis, que são a média (M) e a média menos duas vezes o desvio-padrão (M - 2S) da razão (exp) / curva ECCS (b). O valor de (exp) é dado pela razão de P_{\max} / P_y .

Essa comparação é apresentada de duas maneiras: uma, considerando a carga última atual (P_{ya}), obtida por meio da tensão de escoamento medida (σ_{ya}) e da seção transversal medida (A_a) e, conseqüentemente, do (exp)_a que é igual a $(P_{\max} / P_y)_a$; outra, considerando a carga última nominal (P_{yn}), obtida por meio da tensão de escoamento nominal (σ_{yn}), e da seção transversal nominal (A_n) e, conseqüentemente, do (exp)_n que é igual a $(P_{\max} / P_y)_n$. Na TAB. 43 as amostras são classificadas quanto ao eixo de flambagem, ao grau do aço, e pelo processo de fabricação após a laminação.

Para os perfis I soldados, foram utilizados 10 tipos diferentes. A TAB. 48 resume os resultados estatísticos de cada tipo desses perfis. As amostras são classificadas em relação ao eixo de flambagem, ao grau do aço, e pelo processo de fabricação.

TABELA 47 – Resultados de testes X curva ECCS(b) – Perfil I laminado

| Tipo de Perfil | Processo de fabricação | (exp)n / ECCS (b) | | | (exp)a / ECCS (b) | | |
|----------------|------------------------|-------------------|-------|--------|-------------------|-------|--------|
| | | N | M | M – 2S | N | M | M – 2S |
| DIE20 | YL | 8 | 1,230 | 1,066 | 8 | 1,136 | 0,995 |
| DIR20 | YL | 8 | 1,139 | 1,032 | 8 | 1,137 | 1,013 |
| H-100x100x6x8 | YL | 5 | 1,225 | 0,972 | 5 | 1,053 | 0,835 |
| | YL | 72 | 1,700 | 1,256 | 72 | 1,383 | 1,087 |
| H-125x125x6x9 | XL | 5 | 1,682 | 1,370 | 5 | 1,272 | 1,046 |
| | YL | 5 | 1,686 | 1,489 | 5 | 1,193 | 1,063 |
| IAP150 | YL | 215 | 1,591 | 1,211 | 215 | 1,212 | 0,909 |
| IAP160 | YL | 209 | 1,557 | 1,092 | 209 | 1,163 | 0,938 |
| IPE200 | YL | 8 | 1,444 | 1,014 | 8 | 1,261 | 1,003 |
| IPN160 | YL | 36 | 1,384 | 1,050 | 36 | 1,238 | 0,954 |
| RS 15”x 3” | YL | 10 | 1,652 | 1,371 | 10 | 1,238 | 1,023 |
| 10 WF 66 | XL | 1 | 1,664 | - | 1 | 1,278 | - |
| 12 WF 50 | YL | 1 | 1,505 | - | 1 | 1,150 | - |
| | YM | 1 | 1,360 | - | 1 | 1,146 | - |
| 12 WF65 | YL | 1 | 1,245 | - | 1 | 1,123 | - |
| | YM | 1 | 1,293 | - | 1 | 1,138 | - |
| 12 WF 161 | YL | 7 | 0,645 | 0,507 | 7 | 0,843 | 0,665 |
| 12 WF 120 | YH | 2 | 1,134 | 0,830 | 2 | 1,140 | 0,834 |
| 14 WF 111 | YL | 2 | 1,051 | 0,811 | 2 | 0,977 | 0,754 |
| 4 WF 13 | YL | 2 | 1,576 | 1,337 | 2 | 1,307 | 1,108 |
| 5 WF 18,5 | YL | 2 | 1,308 | 1,268 | 2 | 1,176 | 1,140 |
| 6 WF 15,5 | YL | 1 | 1,294 | - | 1 | 1,163 | - |
| 8 WF 31 | XL | 3 | 1,182 | 1,082 | 3 | 1,053 | 0,932 |
| | YL | 3 | 1,202 | 1,007 | 3 | 1,062 | 0,922 |
| | YM | 2 | 1,286 | 0,959 | 2 | 1,140 | 0,850 |
| | YH | 1 | 1,241 | - | 1 | 1,248 | - |
| 8 WF 24 | YL | 1 | 1,112 | - | 1 | 1,000 | - |
| 8 WF 67 | YL | 1 | 1,136 | - | 1 | 1,193 | - |
| Total | | 607 | 1540 | 1,037 | 607 | 1,210 | 0,900 |

Fonte: Fukumoto et al. (1983), pag.: 5.

TABELA 48 – Resultados de testes X curva ECCS (b) – Perfil I soldado

| Tipo de perfil | Processo fabricação | (exp) _n / ECCS (b) | | | (exp) _a / ECCS (b) | | |
|----------------|---------------------|-------------------------------|-------|--------|-------------------------------|-------|---------|
| | | N | M | M – 2S | N | M | M - -2S |
| I soldado | UXL | 1 | 0,881 | - | 1 | 0,847 | - |
| | UYL | 2 | 0,780 | 0,685 | 2 | 0,800 | 0,667 |
| H-100x100x6x8 | FYL | 168 | 1,100 | 0,748 | 168 | 0,860 | 0,585 |
| H-125x125x6x9 | FYL | 5 | 1,102 | 0,856 | 5 | 0,987 | 0,786 |
| | FXL | 5 | 1,172 | 1,119 | 5 | 1,065 | 1,039 |
| H-200x200x8x10 | FYL | 30 | 1,853 | 1,480 | 30 | 1,150 | 0,918 |
| I soldado | FYL | 16 | 1,119 | 0,922 | 16 | 0,962 | 0,783 |
| 10 H 61 | FYH | 2 | 1,481 | 1,010 | 2 | 1,264 | 0,862 |
| | FYL | 3 | 0,833 | 0,717 | 0 | - | - |
| 12 H 79 | FYL | 3 | 1,163 | 0,904 | 3 | 1,057 | 0,822 |
| 14 H 202 | FYL | 3 | 1,018 | 0,980 | 3 | 1,032 | 0,994 |
| 6 H 27 | FYH | 2 | 1,349 | 1,079 | 2 | 1,224 | 0,979 |
| | FXH | 1 | 1,079 | - | 1 | 0,980 | - |
| | SYH | 2 | 1,346 | 1,211 | 2 | 1,209 | 1,088 |
| | SXH | 1 | 1,077 | - | 1 | 0,967 | - |
| | UYL | 2 | 1,291 | 1,110 | 2 | 0,835 | 0,718 |
| Total | | 246 | 1,207 | 0,613 | 243 | 0,944 | 0,581 |

Fonte: Fukumoto et al. (1983), pag.: 5.

As TAB. 49, 50 e 51 resumem os resultados estatísticos para as seções caixa soldadas, tubos quadrados e tubos circulares respectivamente.

TABELA 49 – Comparação dos resultados de testes e curva ECCS (b) para perfil caixa soldado.

| Tipo de perfil | Processo fabricação | (exp) _n / ECCS (b) | | | (exp) _a / ECCS (b) | | |
|-----------------|---------------------|-------------------------------|-------|--------|-------------------------------|-------|--------|
| | | N | M | M – 2S | N | M | M – 2S |
| B – 100 x 6 | FL | 20 | 1,918 | 1,639 | 20 | 1,292 | 1,190 |
| Caixão 150x 10 | FL | 16 | 1,252 | 1,061 | 16 | 1,060 | 0,903 |
| 2L soldado 50x5 | FL | 52 | 1,328 | 1,090 | 52 | 1,059 | 0,864 |
| B – 250 x 11 | FH | 6 | 1,297 | 1,092 | 6 | 1,187 | 1,057 |
| B – 250 x 10 | FH | 6 | 1,272 | 0,963 | 6 | 1,129 | 0,910 |
| B – 10” x 10” | FH | 2 | 1,305 | 0,917 | 2 | 1,222 | 0,858 |
| | UL | 8 | 1,090 | 0,998 | 8 | 0,979 | 0,910 |
| B – 6”x 6” | FH | 2 | 1,465 | 1,257 | 2 | 1,276 | 1,095 |
| | UL | 2 | 1,632 | 1,461 | 2 | 0,979 | 0,877 |
| Total | | 114 | 1,400 | 0,877 | 114 | 1,147 | 0,817 |

Fonte: Fukumoto et al. (1983), pag.: 6.

TABELA 50 – Comparação dos resultados de testes e curva ECCS (b) para perfil tubular quadrado.

| Tipo de perfil | Processo fabricação | (exp) _n / ECCS (b) | | | (exp) _a / ECCS (b) | | |
|-----------------|---------------------|-------------------------------|-------|--------|-------------------------------|-------|--------|
| | | N | M | M – 2S | N | M | M – 2S |
| Tubo 127 x 4,76 | RL | 67 | 1,461 | 1,092 | 22 | 1,176 | 0,955 |
| BS15 88,9x6,35 | WL | 40 | 1,434 | 1,065 | 34 | 1,179 | 0,862 |
| BS15 76,2x4,88 | WL | 80 | 1,359 | 1,143 | 28 | 1,199 | 0,992 |
| Total | | 187 | 1,412 | 1,092 | 84 | 1,185 | 0,927 |

Fonte: Fukumoto et al. (1983), pag.:6.

TABELA 51 – Comparação dos resultados de testes e curva ECCS (b) para perfil tubular circular.

| Tipo de perfil | Processo fabricação | (exp) _n / ECCS (b) | | | (exp) _a / ECCS (b) | | |
|-----------------|---------------------|-------------------------------|-------|--------|-------------------------------|-------|--------|
| | | N | M | M – 2S | N | M | M – 2S |
| Tubo 88,9 x 8 | RL | 10 | 1,706 | 1,370 | 10 | 1,316 | 1,065 |
| Tubo 121 x 5,5 | RL | 29 | 1,516 | 1,266 | 0 | - | - |
| Tubo 88,9 x 5 | RL | 60 | 1,248 | 1,114 | 0 | - | - |
| O – 101,6 x 3,5 | RM | 2 | 1,992 | 1,336 | 2 | 1,059 | 0,681 |
| O – 114,3 x 4,5 | RM | 2 | 1,477 | 1,314 | 2 | 0,983 | 0,859 |
| | WL | 90 | 1,655 | 1,318 | 90 | 1,202 | 0,957 |
| BS15 114,3x3,5 | WL | 40 | 1,459 | 0,926 | 35 | 1,165 | 0,897 |
| O – 76,2 x 3,2 | WL | 4 | 1,487 | 1,368 | 4 | 1,060 | 0,975 |
| O – 139,8 x 4,5 | WH | 6 | 1,352 | 1,274 | 6 | 1,031 | 0,971 |
| O – 101,6 x 2,9 | WM | 13 | 1,394 | 1,246 | 13 | 1,015 | 0,906 |
| O – 60,5 x 3,2 | WM | 13 | 1,823 | 1,159 | 13 | 1,366 | 0,868 |
| O – 60,5 x 2,9 | WM | 15 | 2,603 | 2,169 | 15 | 1,455 | 1,226 |
| Total | | 284 | 1,569 | 0,879 | 190 | 1,208 | 0,871 |

Fonte: Fukumoto et al. (1983), pag.: 6.

Notas gerais:

- (1) N – número de dados; M – média; S – desvio-padrão;
- (2) Y – eixo de menor inércia ; X – eixo de maior inércia;
- (3) L = $f_y < 25\text{kN/cm}^2$; M = $25\text{kN/cm}^2 < f_y < 40\text{kN/cm}^2$; H = $f_y > 40\text{kN/cm}^2$;
- (4) (exp)_a = (Pmax / P_y)_a (valores medidos);
- (5) (exp)_n = (Pmax / P_y)_n (valores nominais);
- (6) F – chapa cortada com maçarico; U – chapa laminada; S – chapa cortada com guilhotina;
- (7) R – perfil laminado; W – perfil soldado.

4.9 Estudo comparativo

Verificou-se que a relação largura/espessura (b/t) limite, que não provoca a ocorrência da flambagem local, tem valores muito próximos quando comparados entre as normas, apresentando uma variação de 1% a 7%, dependendo do elemento da seção transversal. Entretanto, no caso dos elementos não enrijecidos tipo abas de cantoneiras e mesas de perfis I, U e T para perfis soldados, observou-se uma diferença bem maior entre os valores de b/t das normas americana e brasileira para as demais, alcançando a faixa de 25%. Isso significa que para o aço ASTM A-36 ($f_y=250\text{Mpa}$) esta relação é de 15,80 para a NBR 8800 (1986) e para o AISC/LRFD (1999) na situação mais crítica ($k_c \geq 0,763$), enquanto as outras apresentam 12,60.

É interessante observar também que, nesse último caso, as normas BS 5950 (2000), Eurocode 3 (2001), AISC/LRFD (1999) e a nova proposta para a Revisão da Norma Brasileira adotam dois valores de b/t , um para perfil soldado e outro para perfil laminado, enquanto as outras normas utilizam um valor único. Essa é a grande diferença entre a Revisão da Norma Brasileira e a atual NBR 8800 (1986), no que diz respeito à flambagem local, além de adotar para os perfis soldados uma relação b/t [$= 0,63 \sqrt{E}/(f_y / k_c)$], variando com h/t_w e, conseqüentemente, podendo apresentar valores entre $0,38\sqrt{E}/f_y$ e $0,55\sqrt{E}/f_y$ adotando o mesmo critério do AISC/LRFD (1999).

Com base no que foi apresentado, observou-se que todas as especificações possuem procedimentos para avaliação da flambagem local que envolvem basicamente:

- uma subdivisão dos elementos componentes em enrijecidos e não-enrijecidos, se situando no primeiro caso aqueles com as duas bordas longitudinais apoiadas, como as almas dos perfis I e H, e no segundo caso aqueles com apenas uma borda longitudinal apoiada, como as abas das cantoneiras e metade das mesas dos perfis I e H;
- a determinação da possibilidade de ocorrência da flambagem, tendo em vista a relação largura-espessura do elemento em consideração e suas condições de

contorno (elementos com essa relação inferior a valores limites especificados não estão sujeitos à flambagem local);

- a determinação da resistência dos elementos levando-se em conta a resistência pós-flambagem, tendo em vista o fato de que as fibras situadas na direção perpendicular ao esforço de compressão ficam tracionadas (essa resistência é maior nos elementos enrijecidos);
- a utilização do método da largura efetiva na determinação dos coeficientes de flambagem local.

Entretanto, esses procedimentos ainda são simplificados. Fazendo-se um paralelo entre os conceitos, as formulações e os resultados numéricos, tem-se que:

- diferentemente do AISC/LRFD (1999) e da NBR 8800 (1986), o Eurocode 3 (2001) não faz distinção explícita entre a flambagem elástica e a inelástica local de elementos não enrijecidos;
- os cálculos pelo processo do Eurocode 3 (2001) apresentaram um pequeno degrau no início da consideração da flambagem local em todos os casos observados;
- no cálculo do coeficiente Q_s em função de b/t para a mesa de um perfil I que não apresenta flambagem local na alma - Caso A, observou-se através do gráfico da FIG. 33, que os valores obtidos pelo Eurocode 3 (2001) foram os mais conservadores, com diferenças da ordem de 13,5% em relação ao AISC/LRFD (1999);
- para o Caso B - coeficiente Q_s em função de b/t para aba de cantoneira simples, gráfico da FIG. 34, como no Caso A, os valores obtidos pelo Eurocode 3 (2001) também foram os mais conservadores, com diferenças da ordem de 9% para a região de flambagem inelástica, em relação ao AISC/LRFD (1999). Na região de

flambagem elástica, o processo americano sofreu queda acentuada, com as diferenças em relação ao Eurocode (2001), chegando até a 29%;

- os Casos C1 a C4 - coeficiente Q_a em função de b/t para almas de perfis I que não apresentam flambagem local nas mesas, FIG. 34 a 37, os resultados do AISC/LRFD (1999) foram sempre maiores que os do Eurocode 3 (2001). Em todos esses casos, as diferenças foram pequenas, sendo no máximo de 3,4% entre os maiores valores. Observou-se, também, que o comportamento para flambagem local da alma (elemento enrijecido) não foi influenciado pela robustez da seção transversal;
- o Caso D – coeficiente Q de um perfil I, com flambagem local na alma e nas mesas, FIG. 39, mostrou comportamento semelhante ao descrito no Caso A, também com as diferenças da ordem de 13,5% no máximo, indicando que a flambagem local do elemento não enrijecido é fator predominante na forma de desenvolvimento da flambagem local da seção como um todo. Essa avaliação pode ser melhor observada pelo processo do AISC/LRFD (1999), uma vez que os valores para cada tipo de elemento são obtidos separadamente. Percebeu-se uma pequena variação de Q_a com o aumento da esbeltez da alma, indicando que o coeficiente final Q está sendo influenciado basicamente pelo coeficiente Q_s ;
- comparando-se de forma geral os dois processos, conclui-se que o do Eurocode 3 (2001) é o mais conservador dos dois. Convém salientar que esse conservadorismo reside no fato de que coeficientes menores implicam resistência final à compressão menor. Além disso, em todos os casos, o início da consideração da flambagem local pelo Eurocode 3 (2001) ocorre sempre para valores menores de esbeltez que os valores do AISC/LRFD (1999).

Para os valores limites dos índices de esbeltez de barras comprimidas, não existe nenhuma diferença entre as normas estudadas.

De acordo com a TAB. 36 e o gráfico da FIG. 49, observa-se que as curvas da BS 5950 (2000) e da ECCS são praticamente iguais, o que faz acreditar que a norma inglesa baseou-se nas curvas múltiplas da ECCS.

A norma canadense CAN/CSA(1994) indica uma curva específica para perfis I soldados com chapas cortadas a maçarico (tipo de perfil muito usado no Brasil) e que utiliza a curva (1) do SSRC. Apesar disso, foi observado em Galambos (1998) e no estudo realizado por Bjorhovde (1972) que tal curva é utilizada para os perfis acima mencionados, mas para aços com alta resistência, em que $f_y \geq 42 \text{ kN/cm}^2$. Portanto, sugere-se a não utilização dessa curva para os aços com $25 \text{ kN/cm}^2 \leq f_y \leq 34,5 \text{ kN/cm}^2$, que são os aços mais utilizados aqui no Brasil.

Através da tabela TAB. 37 e do gráfico da FIG. 50, observa-se que as curvas (2) do SSRC e (b) da ECCS são praticamente as mesmas. É interessante notar que tanto o SSRC quanto a BS 5950 (2000) recomendam essas curvas, respectivamente, para os perfis I soldados com chapas cortadas com maçarico para os dois eixos. O mesmo não acontece com as demais normas, que não fazem nenhuma distinção entre perfis soldados com chapas laminadas e com chapas cortadas com maçarico, adotando a curva (b) para o eixo X e a curva (c) para o eixo Y. Considerando também que o Eurocode 3 (2001) não tem uma quantidade significativa de testes para tais perfis, sugere-se que esses possam ser enquadrados na curva (b) em vez de (c) da ECCS, no caso do eixo Y. Esse procedimento é adotado na revisão da norma brasileira.

Observa-se que o SSRC não faz nenhum comentário sobre os perfis T, L e U, apesar de normas como a canadense e a americana adotarem para esses casos as curvas (2) e (2P), respectivamente, que aproximam muito da curva (b) da ECCS. Já a ECCS considera para os perfis T e U a curva (c) e para as cantoneiras a curva (b). A Revisão da Norma adota este último critério, havendo apenas uma modificação em relação à NBR 8800 (1986), que considera para cantoneira também a curva (c).

É importante notar que para os perfis laminados com $40 \text{ mm} < t_f \leq 80 \text{ mm}$, a NBR 8800 (1986) adota a curva (d), enquanto todas as outras normas utilizam curvas superiores a

essa. Na TAB. 38, comprova-se esse fato apresentando a curva (2) e (2P) para as normas canadense e americana, respectivamente, além das curvas das normas européias apresentarem curva (b) para o eixo X e curva (c) para o eixo Y. É bastante aceitável, portanto, a mudança feita pela Revisão da Norma Brasileira, que adota o mesmo critério utilizado pelas normas européias.

Outra observação interessante é o fato de que apenas a norma americana (além de utilizar apenas uma curva) considera uma curvatura inicial de 1/1500 do comprimento da barra, ao contrário de todas as outras normas que utilizam curvas que considera a curvatura inicial da barra igual a 1/1000.

De maneira geral, a Revisão da Norma adota os mesmos critérios que vêm sendo utilizados pela NBR8800 (1986), corrigindo apenas alguns pontos em que se apresenta incorreta ou omissa. É o caso dos perfis I soldados com chapas cortadas com maçarico que recebiam o mesmo tratamento que os demais perfis soldados, e o caso dos perfis I laminados em que se adotava uma curva bastante inferior às outras normas para $t_f > 40\text{mm}$. Além de considerar uma curva melhor para as cantoneiras, a exemplo das normas canadense, americana e européia.

No que diz respeito aos testes abordados no trabalho de Fukumoto et al. (1983), algumas conclusões foram obtidas:

(1) Perfil I laminado:

- Não foram observadas grandes diferenças para as resistências de colunas entre os eixos de maior e menor inércia. Talvez isso possa ser justificado em virtude do número reduzido de amostras com o eixo de maior inércia.
- A resistência média para aços de alta resistência ($f_y > 25 \text{ kN/cm}^2$) é de 10% a 20% maiores que a do aço - carbono para todos os tipos de perfil. Isso pode ser justificado mais pelo fato de que a magnitude e a distribuição das tensões residuais

são bastante influenciadas pela geometria da seção transversal e pela quantidade de calor usado no processo de fabricação do que a tensão de escoamento.

- Perfil I laminados, com espessuras de flanges $> 25,4$ mm, possuem resistências 20% a 30% menores que os demais.
- Perfis com $h/b > 1,2$ tendem a possuir resistências maiores, apesar de estarem sujeitos a variações maiores.
- Os coeficientes de variação maiores para a resistência das colunas para cada intervalo de 0,1 do parâmetro de esbeltez ($\bar{\lambda}$) ocorreram quando $\bar{\lambda} = 1,25$.

(2) Perfil I soldado:

- Colunas com chapas laminadas possuem resistências entre 20% a 35% menores que as chapas cortadas a maçarico. Isso se explica pelo fato de que as chapas cortadas dessa forma possuem tensões residuais de tração nas bordas das mesas, enquanto as chapas laminadas possuem tensões residuais de compressão.

(3) Perfil caixa soldado:

- Colunas com chapas laminadas possuem resistências menores que as com chapas cortadas a maçarico, por causa do mesmo motivo mencionado no item (2).

(4) Seção tubular:

- Não existem grandes diferenças entre as resistências de colunas com costura e sem costura.
- O tamanho da seção transversal praticamente não afeta na resistência da coluna.

- Seção tubular circular possui resistência maior que as outras seções. O limite mais baixo encontrado de resultados é ainda um pouco maior que a curva (a) – ECCS exceto quando $\bar{\lambda} = 0,6$ e $0,7$.

Finalmente, ao observar as TAB. 39, 40, 41 e 42 e os gráficos das FIG. 51, 52, 53 e 54, pode-se concluir que de uma forma global, considerando os devidos coeficientes de segurança tanto para o carregamento quanto para a obtenção da resistência das colunas para cada especificação, a diferença entre as normas é relativamente pequena, aproximadamente 8%, representando resultados finais muito próximos.

5

BARRAS FLETIDAS

5.1 Considerações gerais

Para barras submetidas à flexão simples, têm-se os seguintes estados limites últimos:

- Flambagem local da mesa comprimida (FLM);
- Flambagem local da alma comprimida (FLA);
- Flambagem lateral com torção (FLT);
- Plastificação total de uma ou mais seções transversais (formação de rótulas plásticas).

A flambagem local da alma e da mesa comprimida, que é causada pelas tensões normais de compressão provocada pelo momento fletor, ocorre quando os elementos do perfil (mesa e alma) possuem esbelteza acima dos valores limites indicados na TAB. 52.

Para seções que possuem uma mesa comprimida pelo momento fletor, paralela ao eixo de flexão, as tensões normais de compressão são praticamente constantes nessa mesa e

poderá flambar localmente como se fosse uma placa comprimida longitudinalmente (ver FIG. 55).

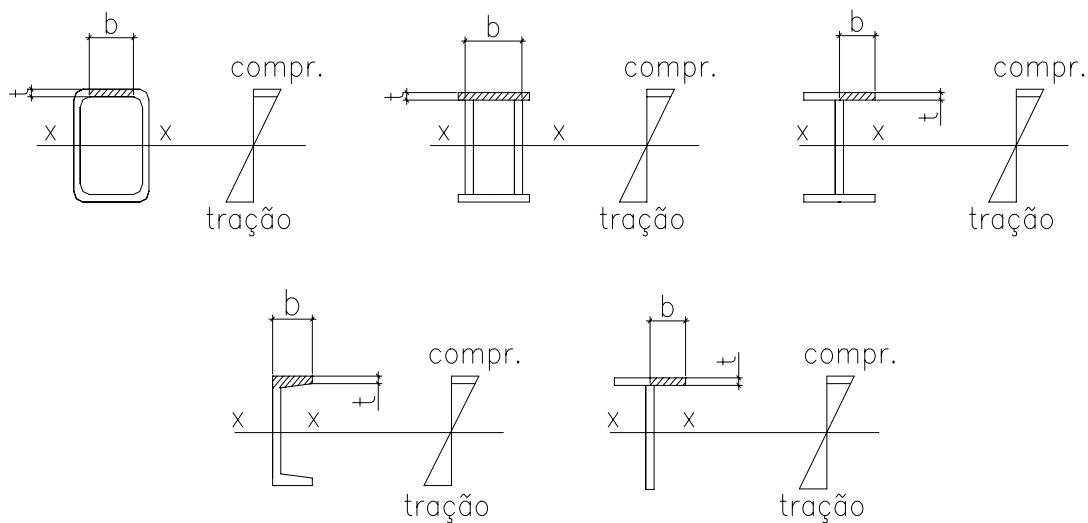


FIGURA 55 – Flambagem local da mesa comprimida

Para perfis que possuem almas ou mesas perpendiculares ao eixo de flexão, as tensões normais de compressão causadas pelo momento fletor podem provocar a flambagem local desses elementos (ver FIG. 56)

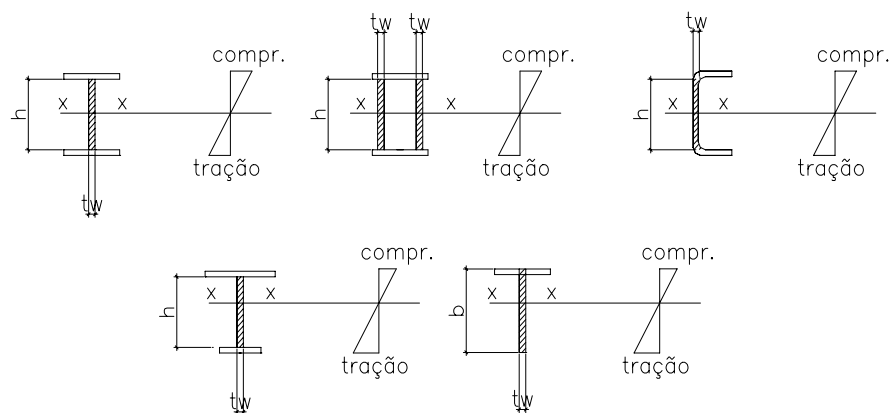


FIGURA 56 – Flambagem local da alma

A flambagem lateral com torção é um fenômeno de instabilidade que envolve uma flexão lateral, perpendicular ao plano do carregamento, caracterizada pelo deslocamento $\mu(z)$ do centro de torção, e uma torção caracterizada pela rotação $\phi(z)$, conforme pode ser observado na FIG. 57.

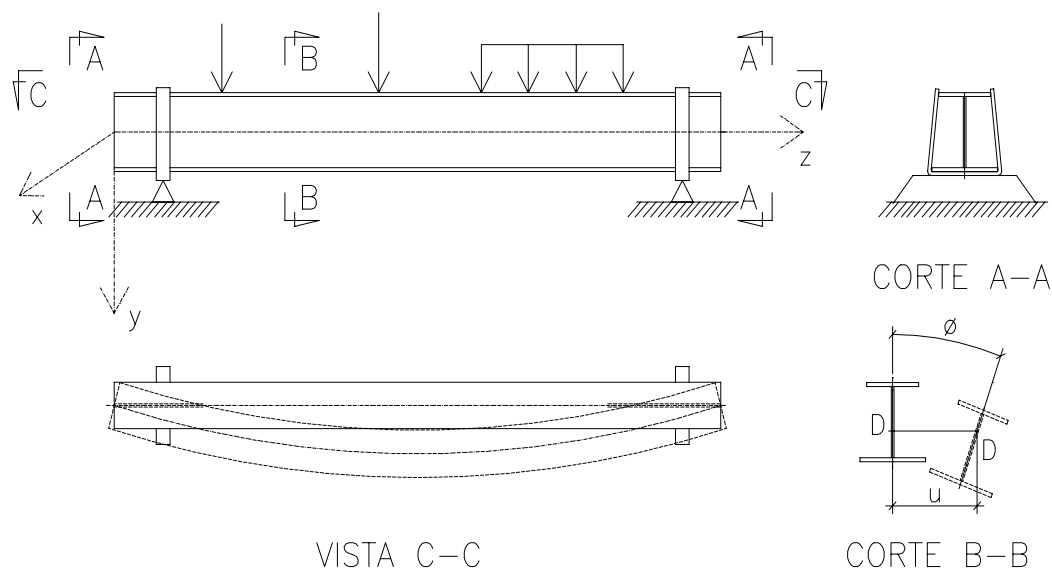


FIGURA 57 – Flambagem lateral com torção

Este trabalho mostra que a grande diferença entre as normas aqui estudadas está no estudo do estado limite de flambagem lateral com torção, em que existem fatores que definem a sua resistência e que podem variar de norma para norma. Alguns desses fatores são:

- Comprimento do trecho destravado, que determina se o fenômeno dará em regime elástico ou inelástico, ou até mesmo a impossibilidade de não ocorrer, tendo em vista a formação anterior de rótulas plásticas;
- Condições de contorno que apresentam as seções com restrição à flambagem lateral com torção. A rotação ϕ e o empenamento ω decorrentes da torção, o deslocamento do centro de torção no plano perpendicular ao de flexão μ e a curvatura correspondente μ' são os deslocamentos mais importantes que podem ser impedidos em uma seção transversal restringindo a possibilidade de ocorrência da flambagem

lateral com torção. Quanto maior o número desses deslocamentos impedidos, maior será a resistência da viga;

- Seção transversal da viga que, dependendo do perfil, pode resistir mais ou menos à flambagem lateral com torção, ou até mesmo não sofrer esse tipo de instabilidade, como por exemplo os perfis caixa;
- Variação do momento fletor. A situação mais crítica é quando o momento fletor é constante ao longo da viga, ocasionando uma compressão de mesma magnitude em uma parte da seção transversal ao longo do comprimento da viga;
- Existência de cargas transversais estabilizantes e desestabilizantes. As cargas estabilizantes são aquelas que, quando aplicadas fora do centro de torção da seção, tendem a diminuir a torção após a ocorrência da flambagem lateral, aumentando a sua resistência. Já as cargas desestabilizantes são aquelas que, quando aplicadas fora do centro de torção da seção, aumentam a torção e diminuem a resistência da viga.
- Tensões residuais que, em virtude de sua magnitude e distribuição, influem na antecipação ou no retardamento da passagem da flambagem lateral com torção do regime elástico para o inelástico;
- Imperfeições geométricas que podem ser tanto uma excentricidade da linha de ação das cargas, em relação ao centro de torção, quanto uma rotação inicial ou uma curvatura inicial (ver FIG. 58);.

Só ocorrerá o colapso por formação de rótulas plásticas quando essas forem em número suficiente para que a viga se torne hipostática.

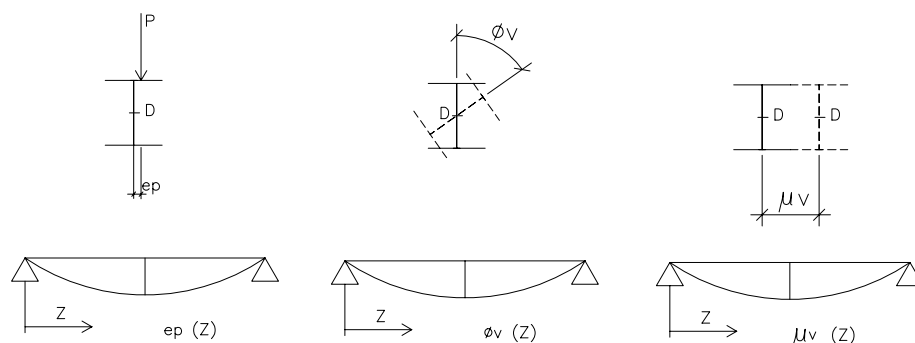


FIGURA 58 – Imperfeições geométricas

Para o dimensionamento de barras prismáticas fletidas, serão abordados os seguintes perfis metálicos (ver FIG. 59):

- Perfil I duplamente simétrico;
- Perfil I com um eixo de simetria no plano médio da alma, fletido em torno do eixo em que o momento de inércia é máximo;
- Perfil U, fletido em torno do eixo em que o momento de inércia é máximo;
- Seções cheias retangulares, fletidas em torno do eixo em que o momento de inércia é máximo;
- Caixão duplamente simétrico, fletido em torno do eixo em que o momento de inércia é máximo.

O carregamento deve sempre estar em um plano de simetria, exceto no caso de perfis U, fletidos em relação ao eixo perpendicular à alma, quando o carregamento deve passar pelo centro de torção.

Neste estudo não serão abordadas a resistência ao momento fletor para vigas esbeltas, a resistência à força cortante e a resistência da viga devido ao efeito de cargas localizadas

atuando sobre a mesa, restringindo apenas ao estudo da resistência ao momento fletor para vigas não esbeltas. Por definição, as vigas não esbeltas são aquelas cujos elementos (almas ou mesas) perpendiculares ao eixo de flexão têm índice de esbeltez $\lambda \leq \lambda_r$.

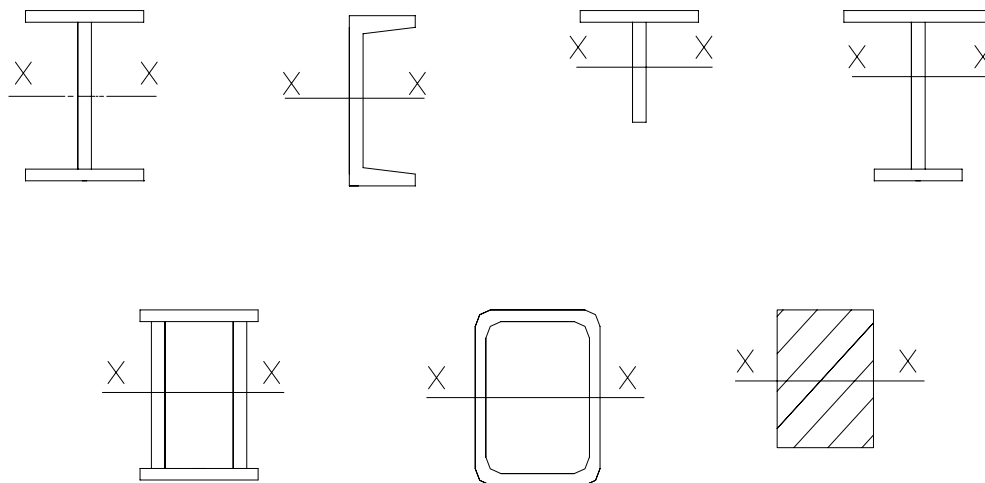


FIGURA 59 – Perfis mais utilizados na flexão

Ainda neste capítulo, serão apresentados também alguns exemplos numéricos comparando resultados das resistências à flexão por flambagem lateral com torção das diversas normas para os perfis I monossimétrico e duplamente simétrico, e para vigas casteladas.

5.2 Revisão bibliográfica

Para o estudo das barras fletidas, foi feita uma comparação entre os valores das resistências nominais ao momento fletor para os três estados limites últimos: FLA, FLM e FLT.

Para a determinação das resistências nominais ao momento fletor dos diversos tipos de seções transversais foram utilizados os procedimentos propostos pelas seguintes normas:

- Associação Brasileira de Normas Técnicas, (1986) – NBR 8800;
- American Institute of Steel Construction, (1999) – AISC/LRFD;
- Canadian Institute of Steel Construction, (1994) – CAN/CSA;
- British Standards Institution, (2000) – BS5950;
- Deutsches Institut Für Normung E.V., (1990) – DIN 18800;
- European Committee for Standardization, (2001) – Eurocode 3.

A maior parte dessas especificações sofreram revisões recentes; portanto, possuem critérios e cálculos bastante atualizados e modernos. A comparação entre elas permite avaliação segura e precisa, possibilitando sugestões para a Revisão da Norma Brasileira.

Entre as normas acima mencionadas, apenas a DIN 18800 (1990) faz comentários sobre a resistência nominal ao momento fletor devido à flambagem lateral com torção para vigas casteladas, na qual será desenvolvido um exemplo prático para estudo e comparação.

Reis (1996) estuda o fenômeno da flambagem lateral com torção, que constitui um estado limite último relacionado à instabilidade. Faz comparações entre as normas brasileira, americana e européia, mediante a determinação da resistência nominal ao momento fletor. Apresenta também um procedimento numérico, baseado no método da energia, implementado por meio de um programa computacional, para se obter valores precisos do momento crítico elástico, considerando situações gerais de carregamento, de condições de contorno nos planos de flexão e de flambagem, incluindo seções internas contidas lateralmente. Diversos casos são analisados e os resultados comparados com os obtidos por soluções apresentadas pela literatura técnica especializada e pelas especificações de projeto.

5.3 Limites para flambagem local

Os elementos comprimidos das seções transversais (mesa, alma, aba de cantoneiras etc) de barras fletidas devem possuir relações largura/espessura (b/t) não superiores a determinados valores, para que não flambem localmente antes de atingirem o escoamento.

A TAB. 52 mostra esses valores para cada norma, sempre em função da razão entre o módulo de elasticidade do aço (E), tomado com valor de 205000MPa, e o limite de escoamento do aço (f_y). As notas referentes a essa tabela são as seguintes:

- 1 – valor relacionado ao perfil laminado;
- 2 – valor relacionado ao perfil soldado;
- 3 – a relação $b/t = 2y_c/t_w$ aplica-se somente a perfis I simétricos em relação a y , quando a maior tensão normal na alma devido a flexão for de compressão. Nesse caso a área da alma deve ser igual ou superior à soma das áreas das mesas e também igual ou superior a três vezes a diferença entre essas áreas.

5.4 Tratamento normativo

5.4.1 Resistência ao momento fletor

A resistência de cálculo ao momento fletor de vigas não esbeltas é dada por:

$$\phi_b M_n$$

em que:

ϕ_b é o coeficiente de ponderação, que varia com a norma, e está indicado na TAB. 53.

M_n é a resistência nominal ao momento fletor.

TABELA 53 –Valores de ϕ_b

| NBR 8800 | AISC/LRFD | CAN/CSA | ENV | BS 5950 | DIN 18800 | REVISÃO |
|----------|-----------|---------|------|---------|-----------|---------|
| 0,90 | 0,90 | 0,90 | 0,95 | 1,00 | 0,91 | 0,91 |

Para todas as seções e os correspondentes eixos de flexão abordados, o valor de M_n deverá ser o menor dos três valores obtidos, considerando os estados limites:

- Flambagem local da alma (FLA);
- Flambagem local da mesa (FLM);
- Flambagem lateral com torção (FLT).

Quando a determinação de esforços solicitantes, deslocamentos, flechas etc. é feita com base no comportamento elástico, não poderá ser usada resistência nominal (M_n) ao momento fletor maior que $1,25 W f_y$, para a norma NBR 8800 (1986) e $1,50 W f_y$, para a norma americana AISC/LRFD (1999) e para a Revisão da Norma Brasileira, sendo W o módulo resistente elástico mínimo da seção, ainda que se obtenha um valor maior de M_n para um dos três casos acima mencionados.

Os valores da resistência nominal ao momento fletor para o estado limite de flambagem lateral com torção (FLT) foram deduzidos para aplicação das forças externas no centro de cisalhamento da seção, não podendo ser usados quando houver forças desestabilizantes. Isto é, forças cuja linha de ação se afasta do centro de cisalhamento durante a FLT, no sentido que tende a aumentar a torção.

Para as vigas sujeitas à flexão, normalmente são dimensionadas com base nas propriedades da seção bruta. Não são feitas deduções para levar em conta a existência de furos para parafusos de oficina ou de montagem, em qualquer das mesas da viga, exceto nos casos em que a redução de área devida a esses furos, em qualquer das mesas, ultrapassa 15% da área bruta da mesa, quando é necessário deduzir o que exceder a esse valor.

A FIG. 60 mostra a dimensão dos elementos das seções transversais mais utilizadas na prática para barras fletidas.

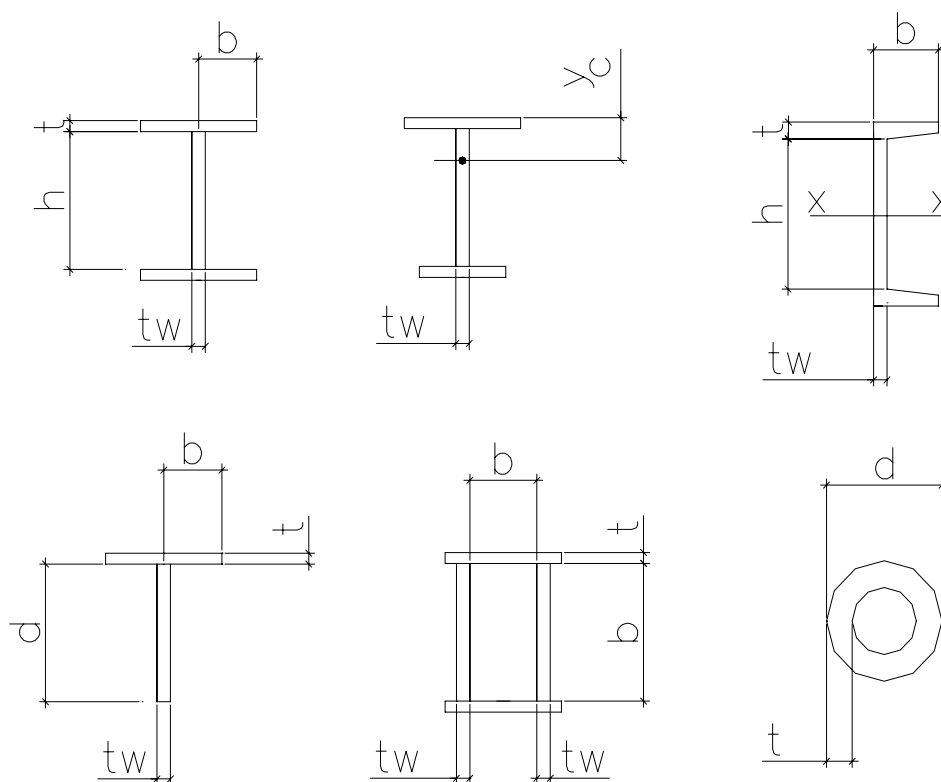


FIGURA 60 – Dimensão dos elementos dos perfis

5.4.2 Flambagem local da alma (FLA)

a) procedimento proposto pela NBR 8800 (1986), AISC/LRFD (1999) e Revisão da Norma Brasileira

O valor do momento nominal M_n para seções T será:

Se $\lambda \leq \lambda_r$, usar $M_n = M_r$

Se $\lambda > \lambda_r$ não aplicável à FLA

O valor do momento nominal M_n para demais seções será:

Se $\lambda \leq \lambda_p$, usar $M_n = M_{pl}$

Se $\lambda_p < \lambda \leq \lambda_r$, usar $M_n = M_{pl} - (M_{pl} - M_r) (\lambda - \lambda_p) / (\lambda_r - \lambda_p)$

Se $\lambda > \lambda_r$ não aplicável à FLA

em que:

$M_{pl} = f_y Z$ (momento de plastificação total)

$M_r = f_y W$, o M_r é o momento fletor correspondente ao início do escoamento.

Z = módulo resistente plástico relativo ao eixo de flexão

W = módulo resistente elástico relativo ao eixo de flexão.

Em seguida, as TAB. 54 e 55 apresentam os parâmetros referentes à resistência nominal ao momento fletor dos principais tipos de seção e eixo de flexão mais utilizados para a norma NBR 8800 (1986) e para o AISC/LRFD (1999), respectivamente.

TABELA 54 – Parâmetros de esbeltez para determinação da resistência ao momento fletor para a NBR 8800 (1986) para o estado limite- FLA.

| TIPO DE SEÇÃO E EIXO DE FLEXÃO | λ | λ_p | λ_r |
|---|------------------|----------------------|----------------------|
| Perfil I e H com dois eixos de simetria | | | |
| Perfis U não sujeitos à torção | h / t_w | $3,50\sqrt{(E/f_y)}$ | $5,60\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Flexão em torno do eixo de maior inércia | | | |
| Perfil I com um eixo de simetria, fletido em | (Nota 1) | | |
| torno do eixo de maior inércia | $2y_c / t_w$ | $3,50\sqrt{(E/f_y)}$ | $5,60\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Perfil I e H com dois eixos de simetria | | | |
| Perfis U | b / t | $0,38\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,55\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Flexão em torno do eixo de menor inércia | | | |
| Barras de seção cheia retangular, fletidas | | | |
| em torno do eixo de maior inércia | Não Aplicável | ---- | ---- |
| Perfis caixão duplamente simétricos, fletidos em torno de um dos eixos de simetria | h / t_w | $3,50\sqrt{(E/f_y)}$ | $5,60\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Perfis tubulares de seção circular (flambagem local da parede do tubo) | D / t | $0,087E/f_y$ | $0,11E/f_y$ |
| Perfil T com um eixo de simetria no plano médio da alma, fletido em torno do eixo perpendicular à alma. | d / t_w | ---- | $0,74\sqrt{(E/f_y)}$ |

Nota:

1 – O valor de $2 y_c / t_w$ aplica-se somente aos perfis I com um eixo de simetria, quando a maior tensão normal na alma, devida à flexão for de compressão. Para esse caso devem ser obedecidas as seguintes relações:

$A_w \geq 3 (A_t - A_c)$ e $A_w \geq A_t + A_c$, em que y_c é a distância do centro de gravidade da seção até a face interna da mesa comprimida.

TABELA 55 – Parâmetros de esbeltez para determinação da resistência ao momento fletor para o AISC/LRFD (1999) e para a Revisão da Norma Brasileira para o estado limite FLA.

| TIPO DE SEÇÃO E EIXO DE FLEXÃO | λ | λ_p | λ_r |
|---|------------------|----------------------|----------------------|
| Perfil I e H com dois eixos de simetria | | | |
| Perfis U não sujeitos à torção | h / t_w | $3,76\sqrt{(E/f_y)}$ | $5,70\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Flexão em torno do eixo de maior inércia | | | |
| Perfil I com um eixo de simetria, fletido em | | | |
| torno do eixo de maior inércia | $2y_c / t_w$ | $3,76\sqrt{(E/f_y)}$ | $5,70\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Perfil I e H com dois eixos de simetria | | | |
| Perfis U | b / t | $0,38\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,83\sqrt{(E/F_L)}$ |
| Flexão em torno do eixo de menor inércia | | | $F_L = f_y - f_r$ |
| Barras de seção cheia retangular, fletidas | | | |
| em torno do eixo de maior inércia | Não Aplicável | ---- | ---- |
| Perfis caixão duplamente simétricos, fletidos em torno de um dos eixos de simetria | h / t_w | $3,76\sqrt{(E/f_y)}$ | $5,70\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Perfis tubulares de seção circular | | | |
| | Não Aplicável | ---- | ---- |
| Perfil T com um eixo de simetria no plano médio da alma, fletido em torno do eixo perpendicular à alma. | ---- | ---- | ---- |

b) procedimento proposto pela CAN/CSA (1994) e pelo Eurocode 3 (2001)

O valor da resistência ao momento fletor para uma barra sujeita à flexão em relação ao eixo principal de inércia e com travamento contínuo ao longo da mesa comprimida será tomado como ϕM_n , em que o momento nominal (M_n) vale:

Para seções cujas relações comprimento/espessura se encontram nas classes 1 e 2 definidas por essas normas e apresentadas pelas TAB. 56 e 57, tem-se:

$$M_n = M_p = Z f_y$$

Para as seções cujas relações comprimento/espessura se encontram na classe 3 (ver TAB. 56 e 57), tem-se:

$$M_n = M_y = W f_y$$

As seções cujas relações comprimento/espessura ultrapassam ao limite da classe 3 são consideradas vigas esbeltas, e não serão estudadas neste trabalho.

TABELA 56 – Parâmetros de esbeltez para determinação da resistência ao momento fletor para o CAN/CSA (1994) para o estado limite FLA

| TIPO DE SEÇÃO E EIXO DE FLEXÃO | CLASSE 1 | CLASSE 2 | CLASSE 3 |
|---|----------------------|----------------------|----------------------|
| Perfil I e H com dois eixos de simetria | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ |
| Perfis U não sujeitos à torção | $2,43\sqrt{(E/f_y)}$ | $3,75\sqrt{(E/f_y)}$ | $4,20\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Flexão em torno do eixo de maior inércia | | | |
| Perfil I com um eixo de simetria, fletido em torno do eixo de maior inércia | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ |
| | $2,43\sqrt{(E/f_y)}$ | $3,75\sqrt{(E/f_y)}$ | $4,20\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Perfil I e H com dois eixos de simetria | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ |
| Perfis U | $0,32\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,38\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,44\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Flexão em torno do eixo de menor inércia | | | |
| Perfis caixão duplamente simétricos, fletidos em torno de um dos eixos de simetria | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ |
| | $2,43\sqrt{(E/f_y)}$ | $3,75\sqrt{(E/f_y)}$ | $4,20\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Perfis tubulares de seção circular | $D/t \leq$ | $D/t \leq$ | $D/t \leq$ |
| | $0,063E/f_y$ | $0,088E/f_y$ | $0,098E/f_y$ |
| Perfil T com um eixo de simetria no plano médio da alma, fletido em torno do eixo perpendicular à alma. | $d / t_w \leq$ | $d / t_w \leq$ | $d / t_w \leq$ |
| | $0,32\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,38\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,75\sqrt{(E/f_y)}$ |

TABELA 57 – Parâmetros de esbeltez para determinação da resistência ao momento fletor para o Eurocode 3 (2001) para o estado limite FLA

| TIPO DE SEÇÃO E EIXO DE FLEXÃO | CLASSE 1 | CLASSE 2 | CLASSE 3 |
|--|----------------------|----------------------|----------------------|
| Perfil I e H com dois eixos de simetria | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ |
| Perfis U não sujeitos à torção | $2,44\sqrt{(E/f_y)}$ | $2,81\sqrt{(E/f_y)}$ | $4,20\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Flexão em torno do eixo de maior inércia | | | |
| Perfil I com um eixo de simetria, fletido em torno do eixo de maior inércia | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ |
| | $2,44\sqrt{(E/f_y)}$ | $2,81\sqrt{(E/f_y)}$ | $4,20\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Perfil I e H com dois eixos de simetria | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ |
| Perfis U | $0,30\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,34\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,48\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Flexão em torno do eixo de menor inércia | | | |
| Perfis caixão duplamente simétricos, fletidos em torno de um dos eixos de simetria | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ |
| | $2,44\sqrt{(E/f_y)}$ | $2,81\sqrt{(E/f_y)}$ | $4,20\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Perfis tubulares de seção circular (flambagem local na parede do tubo) | $D/t \leq$ | $D/t \leq$ | $D/t \leq$ |
| | $0,06E/f_y$ | $0,08E/f_y$ | $0,10E/f_y$ |
| Perfil T com um eixo de simetria no plano médio da alma, fletido em torno do eixo perpendicular à alma | ---- | ---- | ---- |

c) procedimento proposto pela BS 5950 (2000)

A capacidade ao momento fletor de uma viga sujeita à flexão travada lateralmente no flange superior (comprimido) é dada por:

a) quando $f_v < 0,6 F_v$

em que f_v é o esforço cortante atuante na viga e F_v é a resistência ao cisalhamento, sendo $F_v = 0,6 f_y A_v$ e A_v a área de cisalhamento da seção transversal.

Se a seção pertencer às classes 1 ou 2 (seção compacta), tem-se:

$$M_n = Z f_y$$

Se a seção pertencer à classe 3 (seção semicompacta), tem-se:

$$M_n = W f_y$$

b) quando $f_v > 0,6 f_y$

Se a seção pertencer às classes 1 ou 2 ,tem-se:

$$M_n = f_y (Z - \rho Z_v)$$

Se a seção pertencer à classe 3, tem-se:

$$M_n = f_y (W - \rho Z_v/1,5) \text{ ou } M_n = f_y (W_{\text{eff}} - \rho Z_v)$$

O valor de Z_v é obtido da seguinte maneira:

$Z_v = Z - Z_f$, em que Z_f é o módulo plástico da seção excluindo a área de cisalhamento A_v , ou seja, Z_v é o módulo plástico da seção efetiva da área de cisalhamento A_v

W_{eff} é o módulo de resistência elástico efetivo.

ρ é um fator de redução que inicia quando $f_v > 0,5 f_y$, pois a redução resultante na resistência do momento quando f_v é menor que $0,6 f_y$ é insignificante, e seu valor vale:

$$\rho = [2 (F_v / P_v) - 1]^2$$

A resistência ao momento fletor deverá ser limitada em $1,5 W f_y$, em geral, e em $1,2 W f_y$, no caso de viga simplesmente apoiada ou em balanço.

A TAB. 58 apresenta os valores da relação comprimento/espessura para cada tipo de perfil da norma BS 5950 (2000).

TABELA 58 – Parâmetros de esbeltez para determinação da resistência ao momento fletor para a BS 5950 (2000) para o estado limite FLA

| TIPO DE SEÇÃO E EIXO DE FLEXÃO | CLASSE 1 | CLASSE 2 | CLASSE 3 |
|---|----------------------|----------------------|----------------------|
| Perfil I e H com dois eixos de simetria | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ |
| Perfis U não sujeitos à torção | $2,93\sqrt{(E/f_y)}$ | $3,66\sqrt{(E/f_y)}$ | $4,40\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Flexão em torno do eixo de maior inércia | | | |
| Perfil I com um eixo de simetria, fletido em torno do eixo de maior inércia | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ |
| | $2,93\sqrt{(E/f_y)}$ | $3,66\sqrt{(E/f_y)}$ | $4,40\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Perfil I e H com dois eixos de simetria | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ |
| Perfis U | $0,29\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,33\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,48\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Flexão em torno do eixo de menor inércia | | | |
| Perfis caixão duplamente simétricos, fletidos em torno de um dos eixos de simetria – perfil soldado | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ |
| | $2,93\sqrt{(E/f_y)}$ | $3,66\sqrt{(E/f_y)}$ | $4,40\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Perfis caixão duplamente simétricos, fletidos em torno de um dos eixos de simetria – perfil laminado | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ |
| | $2,34\sqrt{(E/f_y)}$ | $2,93\sqrt{(E/f_y)}$ | $4,40\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Perfis caixão duplamente simétricos fletidos em torno de um dos eixos de simetria – perfil formado a frio | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ | $h / t_w \leq$ |
| | $2,05\sqrt{(E/f_y)}$ | $2,56\sqrt{(E/f_y)}$ | $3,85\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Perfis tubulares de seção circular | $D/t \leq$ | $D/t \leq$ | $D/t \leq$ |
| | $0,054E/f_y$ | $0,067E/f_y$ | $0,187E/f_y$ |
| Perfil T, com um eixo de simetria no plano médio da alma, fletido em torno do eixo perpendicular à alma. | $d / t_w \leq$ | $d / t_w \leq$ | $d / t_w \leq$ |
| | $0,29\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,33\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,66\sqrt{(E/f_y)}$ |

5.4.3 Flambagem local da mesa (FLM)

a) procedimento proposto pela NBR 8800 (1986)

O valor do momento nominal M_n para seções T será:

Se $\lambda \leq \lambda_r$, usar $M_n = M_r$

Se $\lambda > \lambda_r$, usar $M_n = M_{cr}$

O valor do momento nominal M_n para as demais seções será:

Se $\lambda \leq \lambda_p$, usar $M_n = M_{pl}$

Se $\lambda_p < \lambda \leq \lambda_r$, usar $M_n = M_{pl} - (M_{pl} - M_r) (\lambda - \lambda_p) / (\lambda_r - \lambda_p)$

Se $\lambda > \lambda_r$, usar $M_n = M_{cr}$

em que:

$M_{pl} = f_y Z$ (momento de plastificação total)

$M_r =$ o menor dos dois valores $:(f_y - f_r) W_c$ ou $f_y W_t$ ou $M_r = (f_y - f_r) W$ dependendo do tipo de perfil (ver TAB. 60).

M_r é o momento fletor correspondente ao início do escoamento.

$Z =$ módulo resistente plástico relativo ao eixo de flexão

$W =$ módulo resistente elástico relativo ao eixo de flexão.

$W_c =$ módulo resistente elástico relativo ao eixo de flexão do lado comprimido da seção.

$W_t =$ módulo resistente elástico relativo ao eixo de flexão do lado tracionado da seção.

$f_r =$ tensão residual igual a 115 MPa para todas as seções exceto para a seção T em que será igual a zero(ver TAB. 60).

$M_{cr} =$ momento fletor de flambagem elástica (ver TAB. 60)

Em seguida as tabelas TAB. 59 e 60 apresentam os parâmetros referentes à resistência nominal ao momento fletor dos principais tipos de seção e eixo de flexão mais utilizados da NBR 8800 (1986) para o estado limite FLM.

TABELA 59 – Parâmetros de esbeltez para determinação da resistência ao momento fletor para a NBR 8800 (1986) para o estado limite FLM.

| TIPO DE SEÇÃO E EIXO DE FLEXÃO | λ | λ_p | λ_r |
|--|------------------|----------------------|---|
| Perfil I e H com dois eixos ou com um eixo de simetria | b / t | $0,38\sqrt{(E/f_y)}$ | (Laminado) 0,82 |
| Perfis U não sujeitos à torção | | | $\sqrt{(E.W_o/M_r)}$ |
| Flexão em torno do eixo de maior inércia | | | (Soldado) 0,62 $\sqrt{(E.W_o/M_r)}$ |
| Perfis U com flexão em torno do eixo de menor inércia | h / t_w | $1,12\sqrt{(E/f_y)}$ | Valor de λ para o qual $M_{cr} = M_r$ |
| Perfil I e H com dois eixos de simetria fletido em torno do eixo de menor inércia | Não Aplicável | ---- | ---- |
| Barras de seção cheia retangular fletidas, em torno do eixo de maior inércia | Não Aplicável | ---- | ---- |
| Perfis caixão duplamente simétricos, fletidos em torno de um dos eixos de simetria | b / t | $1,12\sqrt{(E/f_y)}$ | Valor de λ para o qual $M_{cr} = M_r$ |
| Perfis tubulares de seção circular | ----- | ----- | ---- |
| Perfil T com um eixo de simetria no plano médio da alma, fletido em torno do eixo perpendicular à alma | ---- | ---- | ---- |

TABELA 60 – Valores de M_r e M_{cr} para a NBR 8800 (1986) para o estado limite FLM.

| TIPO DE SEÇÃO E EIXO DE FLEXÃO | f_r (MPa) | M_r | M_{cr} |
|--|---------------|----------------------------|--|
| Perfil I e H com dois eixos ou com um eixo de simetria | 115 | $(f_y - f_r) W_c$ | (Laminado) $0,67 E W_c / \lambda^2$ |
| Perfis U não sujeitos à torção | | ou | |
| Flexão em torno do eixo de maior inércia | | $f_y W_t$ | (Soldado) $0,38 E W_c / \lambda^2$ |
| | | (o menor dos dois valores) | |
| Perfis U com flexão em torno do eixo de menor inércia | 115 | $(f_y - f_r) W_c$ | |
| | | ou | |
| | | $f_y W_t$ | $W_{ef} f_y$ |
| | | (o menor dos dois valores) | |
| Perfil I e H com dois eixos de simetria, fletidos em torno do eixo de menor inércia | Não Aplicável | ----- | ----- |
| Barras de seção cheia retangular, fletidas em torno do eixo de maior inércia | Não Aplicável | ----- | ----- |
| Perfis caixão duplamente simétricos, fletidos em torno de um dos eixos de simetria | 115 | $(f_y - f_r) W$ | $W_{ef} f_y$ |
| Perfis tubulares de seção circular | ---- | ---- | ---- |
| Perfil T com um eixo de simetria no plano médio da alma, fletido em torno do eixo perpendicular à alma | 0 | $f_y W$ | $0,67 E W_c / \lambda^2$ |

b) procedimento proposto pelo AISC/LRFD (1999) e pela Revisão da Norma Brasileira

Utilizar os mesmos critérios usados no procedimento da NBR 8800, com as seguintes alterações:

- Os valores de f_r (tensão residual) deverão ser considerados como:

$f_r = 70$ MPa para perfis laminados

$f_r = 115$ MPa para perfis soldados

- O valor de F_L (utilizado para cálculo de λ_r , ver tabela 61) deverá ser o menor dos dois:

$(f_{yf} - f_r)$ ou f_{yw}

em que f_{yf} é a tensão de escoamento do flange e f_{yw} é a tensão de escoamento da alma

- F_{cr} é a tensão crítica e M_{cr} é momento crítico que é dado por $F_{cr} W \leq M_p$
- $k_c = 4 / \sqrt{(h/t_w)}$ e $0,35 \leq k_c \leq 0,763$

As TAB. 61 e 62 apresentam os parâmetros de esbeltez para a determinação da resistência ao momento fletor e os valores do M_r e F_{cr} .

c) procedimento proposto pela CAN/CSA (1994)

O valor da resistência ao momento fletor para uma barra sujeita à flexão em relação ao eixo principal de inércia para o estado limite de flambagem local da mesa será tomado como ϕM_n , em que o momento nominal (M_n) será:

Para seções cujas relações comprimento/espessura se encontram nas classes 1 e 2 definidas por essa norma e apresentada pela TAB. 63 tem-se:

$$M_n = M_p = Z f_y$$

Para as seções cujas relações comprimento/espessura se encontram na classe 3 (ver TAB. 63), tem-se:

$$M_n = M_y = W f_y$$

Para seções cujas relações comprimento/espessura ultrapassam ao limite da classe 3, $M_n = W_{ef} f_y$.

TABELA 61 – Parâmetros de esbeltez para determinação da resistência ao momento fletor para o AISC/LRFD (1999) para o estado limite- FLM.

| TIPO DE SEÇÃO E EIXO DE FLEXÃO | λ | λ_p | λ_r |
|---|------------------|----------------------|---|
| Perfil I e H com dois eixos ou com um eixo de simetria | b / t | $0,38\sqrt{(E/f_y)}$ | (Laminado) 0,83 |
| Perfis U não sujeitos à torção | | | $\sqrt{(E/F_L)}$ |
| Flexão em torno do eixo de maior inércia | | | (Soldado) 0,95 $\sqrt{[E/(F_L/k_c)]}$ |
| Perfis U com flexão em torno do eixo de menor inércia | b / t | $0,38\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,83\sqrt{(E/F_L)}$ |
| Perfil I e H com dois eixos de simetria, fletidos em torno do eixo de menor inércia | b / t | $0,38\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,83\sqrt{(E/F_L)}$ |
| Barras de seção cheia retangular, fletidas em torno do eixo de maior inércia | Não Aplicável | ---- | ---- |
| Perfis caixão duplamente simétricos, fletidos em torno de um dos eixos de simetria | b / t | $1,12\sqrt{(E/f_y)}$ | $1,40\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Perfis tubulares de seção circular | D / t | $0,071E/f_y$ | $0,31E/f_y$ |

TABELA 62 – Valores de M_r e M_{cr} para o AISC/LRFD (1999) para o estado limite FLM.

| TIPO DE SEÇÃO E EIXO DE FLEXÃO | M_r | F_{cr} |
|---|----------------------|-------------------------------------|
| Perfil I e H com dois eixos ou com um eixo de simetria | | (Laminado) $0,69E/\lambda^2$ |
| Perfis U não sujeitos à torção Flexão em torno do eixo de maior inércia | $F_L W$ | (Soldado) $0,90 E k_c/\lambda^2$ |
| Perfis U com flexão em torno do eixo de menor inércia | $f_y W$ | $0,69E/\lambda^2$ |
| Perfil I e H com dois eixos de simetria, fletidos em torno do eixo de menor inércia | $f_y W$ | $0,69E/\lambda^2$ |
| Barras de seção cheia retangular, fletidas em torno do eixo de maior inércia | Não Aplicável | Não Aplicável |
| Perfis caixão duplamente simétricos, fletidos em torno de um dos eixos de simetria | $f_y W_{eff}$ | $(W_{eff}/W) f_y$ |
| Perfis tubulares de seção circular | $[0,21E/(D/t)+f_y]W$ | $0,33E/(D/t)$ |

TABELA 63 – Parâmetros de esbeltez para determinação da resistência ao momento fletor para o CAN/CSA (1994) para o estado limite FLM

| TIPO DE SEÇÃO E EIXO DE FLEXÃO | CLASSE 1 | CLASSE 2 | CLASSE 3 |
|--|----------------------|----------------------|----------------------|
| Perfil I e H com dois eixos de simetria | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ |
| Perfis U não sujeitos à torção | $0,32\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,38\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,44\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Flexão em torno do eixo de maior inércia | | | |
| Perfil I com um eixo de simetria, fletido em torno do eixo de maior inércia | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ |
| | $0,32\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,38\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,44\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Perfil I e H com dois eixos de simetria | | | |
| Perfis U | ---- | ----- | ----- |
| Flexão em torno do eixo de menor inércia | | | |
| Perfis caixão duplamente simétricos, fletidos em torno de um dos eixos de simetria | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ |
| | $1,16\sqrt{(E/f_y)}$ | $1,16\sqrt{(E/f_y)}$ | $1,48\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Perfis tubulares de seção circular | $D/t \leq$ | $D/t \leq$ | $D/t \leq$ |
| | $0,063E/f_y$ | $0,088E/f_y$ | $0,112E/f_y$ |
| Perfil T com um eixo de simetria no plano médio da alma, fletido em torno do eixo perpendicular à alma | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ |
| | $0,32\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,38\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,44\sqrt{(E/f_y)}$ |

d) procedimento proposto pelo Eurocode 3 (2001)

Utilizar o mesmo critério adotado pelo procedimento proposto pela CAN/CSA (1994).

A TAB. 64 apresenta os valores limites da relação comprimento/espessura que caracterizam as classes 1,2 e 3.

TABELA 64 – Parâmetros de esbeltez para determinação da resistência ao momento fletor para o Eurocode 3 (2001) para o estado limite FLM

| TIPO DE SEÇÃO E EIXO DE FLEXÃO | CLASSE 1 | CLASSE 2 | CLASSE 3 |
|---|----------------------|----------------------|----------------------|
| Perfil I e H com dois eixos de simetria | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ |
| Perfis U não sujeitos à torção | $0,30\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,34\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,48\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Flexão em torno do eixo de maior inércia | | | |
| Perfil I com um eixo de simetria, fletido em torno do eixo de maior inércia | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ |
| | $0,30\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,34\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,48\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Perfil I e H com dois eixos de simetria | | | |
| Perfis U | ---- | ---- | ---- |
| Flexão em torno do eixo de menor inércia | | | |
| Perfis caixão duplamente simétricos, fletidos em torno de um dos eixos de simetria | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ |
| | $1,12\sqrt{(E/f_y)}$ | $1,29\sqrt{(E/f_y)}$ | $1,42\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Perfis tubulares de seção circular | $D/t \leq$ | $D/t \leq$ | $D/t \leq$ |
| | $0,058E/f_y$ | $0,080E/f_y$ | $0,103E/f_y$ |
| Perfil T com um eixo de simetria no plano médio da alma, fletido em torno do eixo perpendicular à alma. | ---- | ---- | ---- |

e) procedimento proposto pela BS 5950 (2000)

Utilizar o mesmo critério usado no procedimento proposto pela BS 5950 (2000) para o estado limite local da alma.

A TAB. 66 apresenta os valores da relação comprimento / espessura para cada tipo de perfil da norma BS 5950 (2000).

TABELA 65 – Parâmetros de esbeltez para determinação da resistência ao momento fletor para a BS 5950 (2000) para o estado limite FLM

| TIPO DE SEÇÃO E EIXO DE FLEXÃO | CLASSE 1 | CLASSE 2 | CLASSE 3 |
|---|----------------------|----------------------|----------------------|
| Perfil I e H com dois eixos de simetria | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ |
| Perfis U não sujeitos à torção | $0,30\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,33\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,48\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Flexão em torno do eixo de maior inércia | | | |
| Perfil I com um eixo de simetria, fletido em torno do eixo de maior inércia | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ |
| | $0,30\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,33\sqrt{(E/f_y)}$ | $0,48\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Perfil I e H com dois eixos de simetria | | | |
| Perfis U | ---- | ---- | ---- |
| Flexão em torno do eixo de menor inércia | | | |
| Perfis caixão duplamente simétricos, fletidos em torno de um dos eixos de simetria | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ | $b / t \leq$ |
| | $1,03\sqrt{(E/f_y)}$ | $1,17\sqrt{(E/f_y)}$ | $1,47\sqrt{(E/f_y)}$ |
| Perfis tubulares de seção circular (já mencionados no estudo do FLA) | $D/t \leq$ | $D/t \leq$ | $D/t \leq$ |
| | $0,054E/f_y$ | $0,067E/f_y$ | $0,187E/f_y$ |
| Perfil T com um eixo de simetria no plano médio da alma, fletido em torno do eixo perpendicular à alma. | ---- | ---- | ---- |

5.4.4 Flambagem lateral com torção (FLT)

A seguir são descritos os procedimentos utilizados pela atual especificação brasileira NBR 8800 (1986), pela norma americana AISC/LRFD (1999), pelo Eurocode 3 (2001), pela norma canadense CAN/CSA (1994), e pela norma inglesa BS 5950 (2000), para determinação da resistência nominal para o estado limite último de flambagem lateral com torção.

a) procedimento proposto pela NBR 8800 (1986)

A exemplo dos estados limites FLA e FLM, apresentados anteriormente, o valor do momento nominal M_n para as diversas seções será também:

Se $\lambda \leq \lambda_p$, usar $M_n = M_{pl}$

Se $\lambda_p < \lambda \leq \lambda_r$, usar $M_n = M_{pl} - (M_{pl} - M_r) (\lambda - \lambda_p) / (\lambda_r - \lambda_p)$

Se $\lambda > \lambda_r$, usar $M_n = M_{cr}$

Para os casos de vigas com seção I duplamente simétrica, sujeitas à flexão pura em relação ao eixo de maior inércia e com a situação em que as extremidades do comprimento destravado apresentam vínculo de garfo, o valor do momento fletor de flambagem elástica (M_{cr}) será dado por:

$$M_{cr} = (C_b \beta_1 / \lambda) \sqrt{(1 + \beta_2 / \lambda^2)}$$

em que:

$\lambda = L_b / r_y$ sendo L_b a distância entre duas seções contidas lateralmente e r_y o raio de giração em relação ao eixo y .

$\beta_1 = \pi \sqrt{(E G I_T A)}$, sendo E o módulo de elasticidade longitudinal do aço, G o módulo de elasticidade transversal do aço, I_T o momento de inércia à torção e A a área da seção transversal.

$\beta_2 = (\pi^2 E / 4G) A (d - t_f)^2 / I_T = 6,415 A (d - t_f)^2 / I_T$, sendo d a altura do perfil I e t_f a espessura da mesa .

C_b é um fator de modificação para diagramas de momento não uniforme, ou fator de momento equivalente, que é igual a unidade, exceto para os casos de variação linear do diagrama de momento fletor, quando se usa a seguinte equação:

$$C_b = 1,75 + 1,05 (M_1 / M_2) + 0,3 (M_1 / M_2)^2 \leq 2,3$$

Em que M_1 e M_2 representam, respectivamente, o menor e o maior dos momentos fletores, em valor absoluto, que atuam nas extremidades do comprimento destravado. A relação (M_1 / M_2) tem sinal positivo quando os momentos provocam curvatura reversa, e negativo quando provocam curvatura simples (ver FIG. 61).

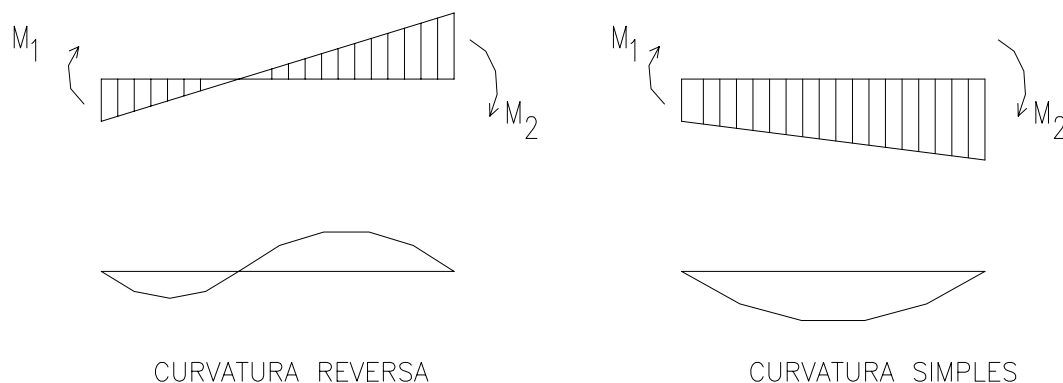


FIGURA 61 –Curvatura simples e reversa

Se o parâmetro de esbeltez da viga (λ) for menor que o valor limite λ_r , que é dado por:

$$\lambda_r = (0,707 C_b \beta_1 / M_r) \sqrt{[1 + \sqrt{(1 + 4 \beta_2 M_r^2 / (C_b^2 \beta_1^2))}]}$$

em que M_r é o momento fletor correspondente ao início do escoamento e é igual a:

$M_r = (f_y - f_r) W_x$, sendo f_y o limite de escoamento do aço, f_r a tensão residual de compressão na mesa comprimida, igual a 115 MPa para perfis soldados e laminados e W_x o módulo resistente elástico, e maior que λ_p que é igual a :

$$\lambda_p = 1,75 \sqrt{(E / f_y)}$$

a flambagem lateral com torção ocorrerá em regime inelástico, e a resistência nominal é dada pela equação de uma reta que une os pontos (M_{pl}, λ_p) e (M_r, λ_r) :

$$M_n = M_{pl} - (M_{pl} - M_r) (\lambda - \lambda_p) / (\lambda_r - \lambda_p)$$

Se λ não for maior que λ_p , a seção mais solicitada torna-se uma rótula plástica antes que possa ocorrer flambagem lateral com torção na viga, e se λ for maior que λ_r , a flambagem ocorrerá em regime elástico e a resistência nominal recebe a denominação de momento crítico (M_{cr}).

A FIG. 62 apresenta a variação da resistência nominal ao momento fletor M_n em função do índice de esbeltez (λ) e do valor de C_b .

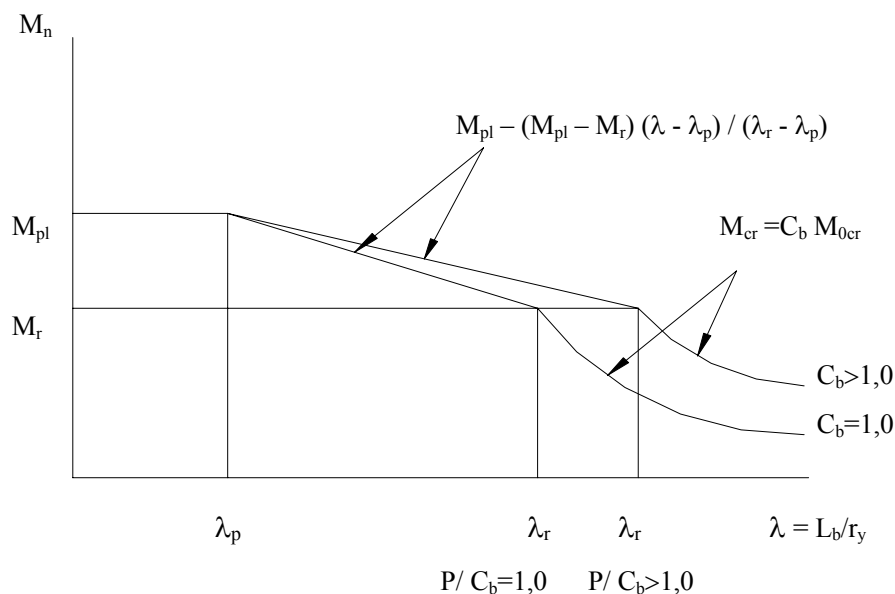


FIGURA 62 – Resistência ao momento fletor de acordo com a NBR 8800 (1986)

Para os casos de vigas com seção I com um eixo de simetria e perfil T com um eixo de simetria no plano médio da alma, fletido em torno do eixo de maior inércia, o valor do momento crítico é dado por:

$$M_{cr} = (C_b \beta_1 / \lambda^2) [1 \pm \sqrt{1 + \beta_2 \lambda^2}]$$

O sinal (+) se aplica quando β_x for positivo, e o sinal (-) se aplica quando β_x for negativo. Para o caso dos perfis T, o sinal (+) se aplica quando a mesa for comprimida, e o sinal (-) quando for tracionada.

$$\beta_1 = \pi^2 E A \beta_x / 2$$

$$\beta_2 = [4 G I_t / (\pi^2 E A \beta_x^2)] + [4 C_w / (L b^2 \beta_x^2 A)]$$

Para os perfis I:

$$\beta_x = 2 Y_0 + [h_t (I_t + A_t h_t^2) - h_c (I_c + A_c h_c^2) + t_w (h_t^4 - h_c^4) / 4] / I_x$$

Para os perfis T:

$$\beta_x = 2 Y_0 \pm [t_w / 4 (h_2^4 - h_1^4) - h_1 I_f - h_{13} A_f] / I_x$$

em que:

Y_0 é a distância entre o centro de gravidade e o centro de cisalhamento da seção. Y_0 será positivo, quando o centro de cisalhamento estiver situado entre o centro de gravidade e a mesa comprimida, e negativo, em caso contrário.

h_t é a distância do centro de gravidade da seção até o centro da mesa tracionada.

h_c é a distância do centro de gravidade da seção até o centro da mesa comprimida.

I_c é o momento de inércia da mesa comprimida em relação a um eixo no plano médio da alma.

A_c é a área da mesa comprimida.

I_t é o momento de inércia da mesa tracionada em relação a um eixo no plano médio da alma.

A_t é a área da mesa tracionada.

I_f é o momento de inércia da mesa em relação a um eixo no plano médio da alma.

I_x é o momento de inércia da seção em relação ao eixo x.

I_T é o momento de inércia à torção.

h_1 é a distância do centro de gravidade da seção até o centro da mesa.

h_2 é a distância do centro de gravidade da seção até a borda livre da alma.

O valor de M_r será dado pelo menor dos dois valores:

$$M_r \leq (f_y - f_r) W_c$$

$$M_r \leq f_y W_t$$

Para barras de seção cheia retangular, fletidas em torno do eixo de maior inércia, tem-se:

$$M_r = f_y W$$

$$M_{cr} = 1,95 C_b E \sqrt{I_T A} / \lambda$$

$$\lambda = L_b / r_y$$

$$\lambda_p = 0,13 E \sqrt{(I_T A) / M_{pl}}$$

$$\lambda_r = 1,95 C_b E \sqrt{(I_T A) / M_r}$$

Para perfis caixão duplamente simétricos, fletidos em torno de um dos eixos de simetria, tem-se:

$$M_r = (f_y - f_r) W$$

$$M_{cr} = 1,95 C_b E \sqrt{(I_T A) / \lambda}$$

$$\lambda = L_b / r_y$$

$$\lambda_p = 0,13 E \sqrt{(I_T A) / M_{pl}}$$

$$\lambda_r = 1,95 C_b E \sqrt{(I_T A) / M_r}$$

b) procedimento proposto pelo AISC/LRFD (1999)

Utilizar os mesmos critérios usados pelo procedimento proposto pela NBR 8800 (1986), com as seguintes alterações:

O valor do momento nominal M_n para a situação em que $\lambda_p < \lambda \leq \lambda_r$ será :

$$M_n = [M_{pl} - (M_{pl} - M_r) (\lambda - \lambda_p) / (\lambda_r - \lambda_p)] C_b \leq M_{pl}$$

Para os casos de vigas com seção I duplamente simétrica, sujeitas à flexão pura em relação ao eixo de maior inércia e com a situação em que as extremidades do comprimento destravado apresentam vínculo de garfo, tem-se:

O valor de C_b será determinado da seguinte maneira:

$$C_b = 12,5 M_{max} / (2,5 M_{max} + 3 M_A + 4 M_B + 3 M_C)$$

Em que M_{max} é o maior momento fletor no comprimento destravado, M_A o momento fletor a $1/4$ do comprimento destravado, M_B o momento fletor no ponto médio do comprimento destravado e M_C o momento fletor a $3/4$ do comprimento destravado, todos em valor absoluto.

O AISC/LRFD(1999) também estabelece que o valor de C_b pode ser tomado igual a 1,0, obtendo-se dessa forma valores muitas vezes bastante favoráveis à segurança. Para balanços em que a extremidade livre não está contida lateralmente, os valores de C_b devem ser obrigatoriamente tomados igual a 1,0.

O parâmetro de esbeltez da viga (λ) será dado por:

$$\lambda_r = (0,707 \beta_1 / M_r) \sqrt{[1 + \sqrt{(1 + 4 \beta_2 M_r^2 / \beta_1^2)}]}$$

Em que os valores de M_r , β_1 , β_2 são obtidos da mesma forma que o procedimento adotado pela NBR 8800 (1986).

A FIG. 63 apresenta a variação da resistência nominal ao momento fletor M_n em função do índice de esbeltez (λ) e do valor de C_b .

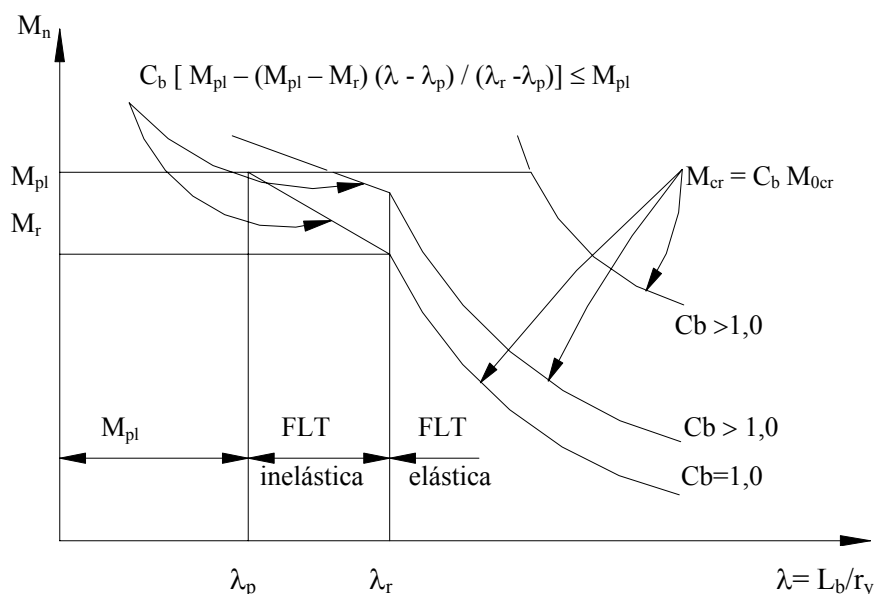


FIGURA 63 – Resistência ao momento fletor de acordo com o AISC/LRFD (1999)

Para os casos de vigas com seção I com um eixo de simetria e perfil T com um eixo de simetria no plano médio da alma, fletido em torno do eixo de maior inércia, o valor do momento crítico é dado por:

$$M_{cr} = (2 E C_b \sqrt{I_y I_T} / L_b) [B_1 + \sqrt{1 + B_2 + B_1^2}] \leq M_{pl}$$

em que:

$$B_1 = 2,25 [2 (I_{yc} / I_y) - 1] (h / L_b) \sqrt{I_y / I_T}$$

$$B_2 = 25 (1 - I_{yc} / I_y) (I_{yc} / I_T) (h / L_b)^2$$

Se $I_{yc} / I_y < 0,1$ ou $I_{yc} / I_y > 0,9$, adotar $C_b = 1,0$

em que:

I_{yc} é o momento de inércia do flange comprimido em relação ao eixo Y

h é a distância entre os flanges menos o filete ou o raio da curva de cada flange.

λ_r será o valor de λ quando $M_{cr} = M_r$, considerando $C_b = 1,0$

O valor de M_r será dado pelo menor dos dois valores:

$$M_r \leq (f_y - f_r) W_c$$

$$M_r \leq f_y W_t$$

Para barras de seção cheia retangular, fletidas em torno do eixo de maior inércia, tem-se:

$$M_r = f_y W$$

$$M_{cr} = 2,00 C_b E \sqrt{I_T A} / \lambda$$

$$\lambda = L_b / r_y$$

$$\lambda_p = 0,13 E \sqrt{I_T A} / M_{pl}$$

$$\lambda_r = 2 C_b E \sqrt{I_T A} / M_r$$

Para perfis caixão duplamente simétricos, fletidos em torno de um dos eixos de simetria, tem-se:

$$M_r = f_y W_{eff}$$

$$M_{cr} = 2 C_b E \sqrt{I_T A} / \lambda$$

$$\lambda = L_b / r_y$$

$$\lambda_p = 0,13 E \sqrt{I_T A} / M_{pl}$$

$$\lambda_r = 2 C_b E \sqrt{(I_T A) / M_r}$$

W_{eff} é o módulo resistente da seção efetiva em relação ao eixo de maior inércia.

c) procedimento proposto pelo Eurocode 3 (2001)

O cálculo da resistência nominal ao momento fletor, considerando-se apenas o estado limite de flambagem lateral com torção, é dado mediante a equação:

$$M_n = X_{LT} M$$

em que:

$M = M_{pl}$ para as seções transversais pertencentes às classes 1 e 2.

$M = W f_y$ para as seções transversais pertencentes à classe 3.

X_{LT} é um fator de redução dado por :

$$X_{LT} = 1 / [\phi_{LT} + \sqrt{(\phi_{LT}^2 - \beta \bar{\lambda}_{LT}^2)}]$$

Mas $X_{LT} \leq 1,0$ ou $X_{LT} \leq 1 / \bar{\lambda}_{LT}^2$

$$\phi_{LT} = 0,5 [1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0,4) + \beta \bar{\lambda}_{LT}^2]$$

α_{LT} é um fator de imperfeição, que é dado por meio das TAB. 66 e 67, que corresponde às curvas de flambagem apropriadas a cada tipo de perfil.

TABELA 66 – Fator de imperfeição

| Curva de flambagem | b | c | d |
|--|------|------|------|
| Fator de imperfeição (α_{LT}) | 0,34 | 0,49 | 0,76 |

TABELA 67 – Seleção da curva de flambagem para uma seção transversal

| Seção transversal | Limites | Curva de flambagem |
|----------------------------|--------------|--------------------|
| Perfil I laminado | $h/b \leq 2$ | b |
| | $h/b > 2$ | c |
| Perfil I soldado | $h/b \leq 2$ | c |
| | $h/b > 2$ | d |
| Outras seções transversais | ---- | d |

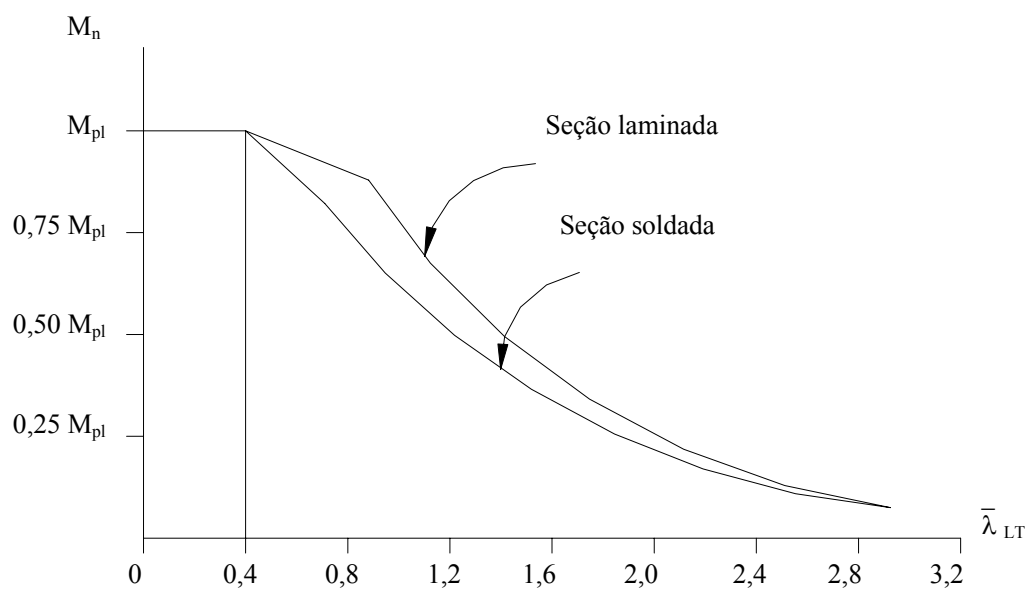
$$\beta = 0,75$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{(M_{pl} / M_{cr})}$$

em que M_{cr} é o momento crítico elástico para flambagem lateral com torção.

O Eurocode 3 (2001) determina também que se $\bar{\lambda}_{LT} \leq 0,4$, não é necessária nenhuma verificação no que diz respeito à flambagem lateral com torção.

A FIG. 64 ilustra os valores de M_n em função de $\bar{\lambda}_{LT}$.

FIGURA 64 – Resistência nominal, M_n em função do parâmetro $\bar{\lambda}_{LT}$.

De acordo com o anexo F do Eurocode 3 (1992), obtêm-se os valores de M_{cr} para a flambagem lateral com torção, por meio de fórmulas que levam em conta o tipo da seção transversal, o carregamento e as condições de contorno.

Para as vigas com seção transversal duplamente simétrica e uniforme, com mesas iguais, sujeitas a momento uniforme e carregamento passando pelo centro de torção, para vínculos de garfo nas extremidades do comprimento destravado L_b , o momento crítico elástico é dado por :

$$M_{cr} = (\pi^2 E I_y / L_b^2) \sqrt{[C_w / I_y + L_b^2 G I_T / (\pi^2 E I_y)]}$$

Para vigas com seção transversal simétrica em relação ao eixo de menor inércia, o momento crítico elástico é dado pela fórmula geral:

$$M_{cr} = C_1 (\pi^2 E I_y / K^2 L_b^2) \{ \sqrt{[(K / K_w)^2 C_w / I_y + K^2 L_b^2 G I_T / (\pi^2 E I_y) + (C_2 y_g - C_3 y_j)^2] - (C_2 y_g - C_3 y_j)} \}$$

em que C_1 , C_2 e C_3 são fatores que dependem do carregamento e das condições de contorno nas extremidades, K e K_w são fatores de comprimento efetivo e y_g e y_j são dados por:

$$y_g = y_a - y_d, \text{ em que:}$$

y_a é a coordenada do ponto de aplicação da carga

y_d é a coordenada do centro de torção

$$y_j = y_d - 0,5 / I_x \int_A (y^2 + x^2) y \, dA$$

O fator K refere-se à rotação das extremidades do comprimento destravado no plano da flambagem e o fator K_w refere-se ao empenamento. Para os valores de K e K_w tem-se:

$K = 1,0$ para rotação livre nas duas extremidades.

$K = 0,5$ para rotação impedida nas duas extremidades.

$K = 0,7$ para rotação impedida em uma extremidade e livre na outra.

$K_w = 1,0$ se o empenamento for livre nas duas extremidades.

$K_w = 0,5$ se o empenamento for impedido nas duas extremidades.

$K_w = 0,7$ se o empenamento for impedido em uma extremidade e livre na outra.

A menos que seja feito algum tipo de fixação que impeça o empenamento, K_w deverá ser igual a 1,0.

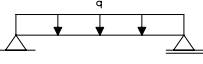
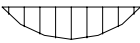
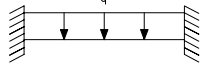
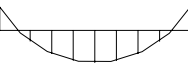
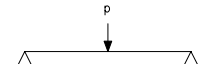

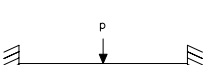
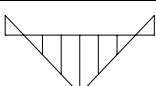
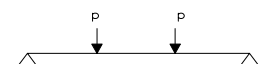
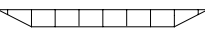
Os valores de C_1 , C_2 e C_3 são encontrados na TAB. 68 em que são considerados alguns tipos de carregamento e vários valores de K .



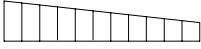
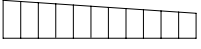
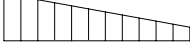

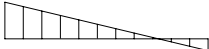
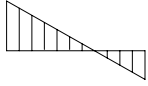
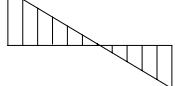
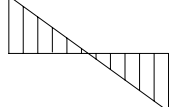
Para os casos em que só existam momentos fletores aplicados nas extremidades do comprimento destravado, e em que $K = 1,0$, o valor de C_1 , para qualquer razão entre os momentos aplicados, é dado por:

$$C_1 = 1,88 - 1,40 \psi + 0,52 \psi^2 \leq 2,70$$

em que ψ é a razão entre o menor e maior momento fletor nas extremidades do comprimento destravado.

TABELA 68 – Valores de C_1, C_2 e C_3 correspondentes aos valores de K , para os casos de momentos nas extremidades e de cargas transversais.

| Carregamentos e condições de contorno | Diagrama de momento fletor | K | C_1 | C_2 | C_3 |
|---|---|-----|-------|-------|-------|
|  |  | 1,0 | 1,132 | 0,459 | 0,525 |
| | | 0,5 | 0,972 | 0,304 | 0,980 |
|  |  | 1,0 | 1,285 | 1,562 | 0,753 |
| | | 0,5 | 0,712 | 0,652 | 1,070 |
|  |  | 1,0 | 1,35 | 0,553 | 1,730 |
| | | 0,5 | 1,070 | 0,432 | 3,050 |
|  |  | 1,0 | 1,565 | 1,267 | 2,640 |
| | | 0,5 | 0,938 | 0,715 | 4,300 |
|  |  | 1,0 | 1,046 | 0,430 | 1,120 |
| | | 0,5 | 1,010 | 0,410 | 1,890 |

| Carregamentos e condições de contorno | Diagrama de momento fletor | K | C ₁ | C ₂ | C ₃ |
|---|---|---------------|----------------|----------------|----------------|
|  | $\psi = +1$ | 1,0 | 1,000 | --- | 1,000 |
| |  | 0,7 | 1,000 | --- | 1,113 |
| | | 0,5 | 1,000 | --- | 1,144 |
| | | $\psi = +3/4$ | 1,0 | 1,141 | --- |
| |  | 0,7 | 1,270 | --- | 1,563 |
| | | 0,5 | 1,305 | --- | 2,283 |
| | | $\psi = +1/2$ | 1,0 | 1,323 | --- |
| |  | 0,7 | 1,473 | --- | 1,556 |
| | | 0,5 | 1,514 | --- | 2,271 |
| | | $\psi = +1/4$ | 1,0 | 1,563 | --- |
| |  | 0,7 | 1,739 | --- | 1,531 |
| | | 0,5 | 1,788 | --- | 2,235 |
| | | $\psi = 0$ | 1,0 | 1,879 | --- |
| |  | 0,7 | 2,092 | --- | 1,473 |
| | | 0,5 | 2,150 | --- | 2,150 |
| | | $\psi = -1/4$ | 1,0 | 2,281 | --- |
| |  | 0,7 | 2,538 | --- | 1,340 |
| | | 0,5 | 2,609 | --- | 1,957 |
| | | $\psi = -1/2$ | 1,0 | 2,704 | --- |
| |  | 0,7 | 3,009 | --- | 1,059 |
| | | 0,5 | 3,093 | --- | 1,546 |
| $\psi = -3/4$ | | 1,0 | 2,927 | --- | 0,366 |
|  | 0,7 | 3,009 | --- | 0,575 | |
| | 0,5 | 3,093 | --- | 0,837 | |
| | $\psi = -1$ | 1,0 | 2,752 | --- | 0,000 |
|  | 0,7 | 3,063 | --- | 0,000 | |
| | 0,5 | 3,149 | --- | 0,000 | |

Para cargas transversais, y_g é positivo quando as cargas estiverem aplicadas acima do nível do centro de torção. De maneira geral, ele é positivo quando a linha de ação da carga agir no sentido do centro de torção, a partir do ponto de aplicação.

Ao se determinar y_j , convencionou-se que, para perfis I monossimétricos, y_D é positivo quando a mesa com maior valor de I_y estiver comprimida no ponto de maior momento fletor, e para os perfis T, quando a mesa estiver comprimida (ver FIG. 65)

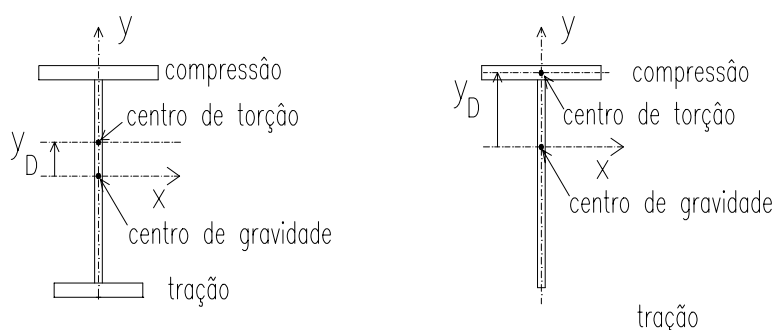


FIGURA 65 – Convenção de sinais para determinação de y_D .

Para vigas com seção transversal duplamente simétrica, $y_j = 0$, portanto:

$$M_{cr} = C_1 (\pi^2 E I_y / K^2 L_b^2) \left\{ \sqrt{[(K / K_w)^2 C_w / I_y + K^2 L_b^2 G I_T / (\pi^2 E I_y) + (C_2 y_g)^2]} - (C_2 y_g) \right\}$$

Para momentos aplicados nas extremidades, $C_2 = 0$ e as cargas transversais aplicadas estiverem passando pelo centro de torção $y_g = 0$ e M_{cr} será dado por:

$$M_{cr} = C_1 (\pi^2 E I_y / K^2 L_b^2) \left\{ \sqrt{[(K / K_w)^2 C_w / I_y + K^2 L_b^2 G I_T / (\pi^2 E I_y)]} \right\}$$

Considerando as duas extremidades com rotação livre, $k=1,0$ e para o empenamento livre nas duas extremidades, $K_w=1,0$, M_{cr} será dado por:

$$M_{cr} = C_1 (\pi^2 E I_y / L_b^2) \left\{ \sqrt{[C_w / I_y + L_b^2 G I_T / (\pi^2 E I_y)]} \right\}$$

Para as seções transversais I monossimétricas com mesas desiguais, tem-se:

$$C_w = \beta_f (1 - \beta_f) I_y h_s^2$$

$$\text{em que: } \beta_f = I_{fc} / (I_{fc} + I_{ft})$$

Sendo:

I_{fc} o momento de inércia da mesa comprimida em relação ao eixo de menor inércia da seção.

I_{ft} o momento de inércia da mesa tracionada em relação ao eixo de menor inércia da seção.

h_s a distância entre os centros de cisalhamento das mesas.

Para a determinação de y_j , pode ser feita a seguinte aproximação:

$$\text{Quando } \beta_f > 0,5, \text{ logo } y_j = 0,8 (2 \beta_f - 1) h_s / 2$$

$$\text{Quando } \beta_f < 0,5, \text{ logo } y_j = 1,0 (2 \beta_f - 1) h_s / 2$$

Para as seções transversais cuja mesa comprimida é enrijecida tem-se:

$$\text{Quando } \beta_f > 0,5, \text{ logo } y_j = 0,8 (2 \beta_f - 1) (1 + h_L / h) h_s / 2$$

$$\text{Quando } \beta_f < 0,5, \text{ logo } y_j = 1,0 (2 \beta_f - 1) (1 + h_L / h) h_s / 2$$

em que h_L é o comprimento transversal do enrijecedor.

d) procedimento proposto pelo CAN/CSA (1994)

Quando o apoio lateral contínuo não é previsto para a mesa comprimida de uma barra sujeita à flexão em torno do eixo de maior inércia, o valor da resistência nominal será tomado como:

Para perfis duplamente simétricos, pertencentes às classes 1 e 2, o valor de M_{cr} será:

$$M_{cr} = (C_b \pi / L_b) \sqrt{[C_w I_y (\pi E / L_b)^2 + G I_T E I_y]}$$

Os valores de C_b são obtidos por meio da mesma fórmula utilizada pela NBR 8800 (1986).

$$\text{Quando } M_{cr} > 0,67 M_{pl}, \text{ logo } M_n = 1,15 M_{pl} [1 - (0,28 M_{pl} / M_{cr})] \leq M_{pl}$$

Quando $M_{cr} \leq 0,67 M_{pl}$, logo $M_n = M_{cr}$

Para perfis duplamente simétricos, pertencentes às classes 3 e 4, e para perfis U, o valor de M_n será:

Quando $M_{cr} > 0,67 M_r$, logo $M_n = 1,15 M_r [1 - (0,28 M_r / M_{cr})] \leq M_r$

Quando $M_{cr} \leq 0,67 M_r$, logo $M_n = M_{cr}$

Para perfis com um eixo de simetria, um método racional de análise, tal como dado no Structural Stability Research Council's Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures, poderá ser usado.

e) procedimento proposto pela BS 5950 (2000)

Para viga bi apoiada sem restrição lateral em pontos intermediários, o comprimento efetivo para flambagem lateral com torção nos apoios (L_E) deverá ser obtido por meio da TAB. 69, tomando L_{LT} igual a L o vão da viga e D é a altura da viga..

Para viga bi apoiada com restrição lateral em pontos intermediários, o comprimento efetivo (L_E) para a flambagem lateral com torção será tomado com:

$L_E = 1,0 L_{LT}$ para condições normais de carregamento

$L_E = 1,2 L_{LT}$ para condições desestabilizantes de carregamento

em que L_{LT} é tomado como a distância entre dois travamentos.

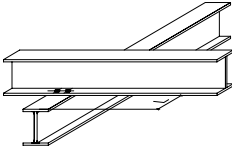
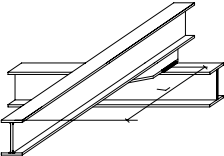
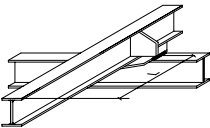
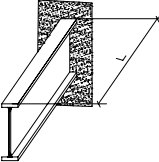
Para os casos de viga em balanço sem restrição intermediária, o comprimento efetivo (L_E) será obtido mediante a TAB. 70, considerando L o comprimento do balanço. Se o momento fletor é aplicado na extremidade, o valor de L_E deverá ser aumentado de $0,3L$.

Para vigas em balanço com restrição intermediária $L_E = 1,0L$ para condições normais de carregamento, em que L é a distância entre os dois pontos travados, e para condições desestabilizantes de carregamento, adotar L igual ao comprimento do balanço.

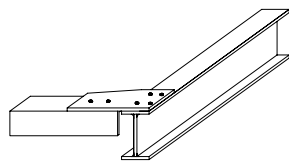
TABELA 69 – Comprimento efetivo para vigas sem restrição lateral

| Condições de restrição para os apoios | | Condição de carregamento | |
|---|--|--------------------------|-------------------|
| | | Normal | Desestabilizante |
| Flange comprimido restringido lateralmente | Ambos flanges totalmente restringidos à rotação no plano | 0,7 L_{LT} | 0,85 L_{LT} |
| | Flange comprimido totalmente restringido à rotação no plano | 0,75 L_{LT} | 0,9 L_{LT} |
| | Ambos flanges parcialmente restringidos à rotação no plano | 0,8 L_{LT} | 0,95 L_{LT} |
| | Flange comprimido parcialmente restringido à rotação no plano | 0,85 L_{LT} | 1,0 L_{LT} |
| | Ambos flanges livres à rotação no plano | 1,0 L_{LT} | 1,2 L_{LT} |
| Flange comprimido não restringido lateralmente. Flanges livres p/ girar no plano. | Restrição torsional parcial à rotação fornecido pela ligação do flange inferior nos apoios | 1,0 $L_{LT} + 2D$ | 1,2 $L_{LT} + 2D$ |
| | Restrição torsional parcial à rotação fornecido pela pressão do flange inf. nos apoios | 1,2 $L_{LT} + 2D$ | 1,4 $L_{LT} + 2D$ |

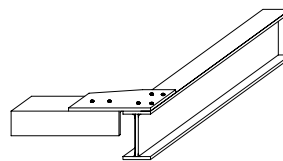
TABELA 70 – Comprimento efetivo L_E p/ vigas em balanço s/ restrição intermediária.

| Condições de restrição | | Condições de carregamento | |
|--|--------------------------------------|---------------------------|------------------|
| Apoio | Extremidade | Normal | Desestabilizante |
| Contínuo, com restrição lateral no flange superior  | • Livre | 3,0L | 7,5L |
| | • Restrição lateral na mesa superior | 2,7L | 7,5L |
| | • Restrição torsional | 2,4L | 4,5L |
| | • Restrição lateral e torsional | 2,1L | 3,6L |
| Contínuo, com restrição torsional parcial  | • Livre | 2,0L | 5,0L |
| | • Restrição lateral na mesa superior | 1,8L | 5,0L |
| | • Restrição torsional | 1,6L | 3,0L |
| | • Restrição lateral e torsional | 1,4L | 2,4L |
| Contínuo, com restrição lateral e torsional  | • Livre | 1,0L | 2,5L |
| | • Restrição lateral na mesa superior | 0,9L | 2,5L |
| | • Restrição torsional | 0,8L | 1,5L |
| | • Restrição lateral e torsional | 0,7L | 1,2L |
| Restrição lateral, torsional e à rotação no plano  | • Livre | 0,8L | 1,4L |
| | • Restrição lateral na mesa superior | 0,7L | 1,4L |
| | • Restrição torsional | 0,6L | 0,6L |
| | • Restrição lateral e torsional | 0,5L | 0,5L |

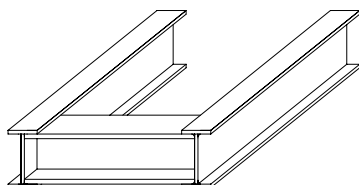
A FIG. 66 ilustra os tipos de restrição dados na extremidade da viga em balanço.



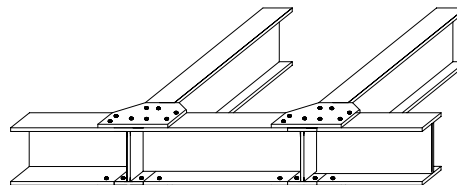
1) Livre (não travado no plano)



2) Restrição lateral no flange superior



3) Restrição torsional



4) Restrição lateral e torsional

FIGURA 66 – Condições de restrições para as extremidades de vigas em balanços

A resistência ao momento para flambagem lateral com torção será dada por :

$$\phi M_n = M / m_{LT}$$

Se a seção pertencer às classes 1 e 2, usar $M = f_{cr} Z$

Se a seção pertencer à classe 3, usar $M = f_{cr} W$

O valor de m_{LT} é obtido mediante a TAB. 71, e é definido como o fator de momento uniforme equivalente para flambagem lateral com torção.

$$f_{cr} = (f_E f_y) / [\phi_{LT} + \sqrt{(\phi_{LT}^2 - f_E f_y)}]$$

$$f_E = \pi^2 E / \lambda_{LT}^2$$

$$\phi_{LT} = [f_y + (\eta_{LT} + 1) f_E] / 2$$

em que:

λ_{LT} é a esbeltez equivalente

η_{LT} é o fator de Perry, que deverá ser dado por:

Quando o perfil é laminado, logo $\eta_{LT} = \alpha_{LT} (\lambda_{LT} - \lambda_{L0}) / 1000 \geq 0$

Quando o perfil é soldado, tem-se:

Se $\lambda_{LT} \leq \lambda_{L0}$, logo $\eta_{LT} = 0$

Se $\lambda_{L0} < \lambda_{LT} \leq 2\lambda_{L0}$, logo $\eta_{LT} = 2\alpha_{LT} (\lambda_{LT} - \lambda_{L0}) / 1000$

Se $2\lambda_{L0} < \lambda_{LT} \leq 3\lambda_{L0}$, logo $\eta_{LT} = 2\alpha_{LT} \lambda_{L0} / 1000$

Se $\lambda_{LT} > 3\lambda_{L0}$, logo $\eta_{LT} = \alpha_{LT} (\lambda_{LT} - \lambda_{L0}) / 1000$

em que:

α_{LT} é a constante de Robertson, que deverá ser tomado igual a 7,0

λ_{L0} é o limite de esbeltez equivalente, que deverá ser tomado igual a $0,4 \sqrt{(\pi^2 E / f_y)}$

Para perfis I, H e U com flanges iguais, tem-se:

$\lambda_{LT} = u v \lambda \sqrt{\beta_w}$, em que:

$$v = 1 / [1 + 0,05 (\lambda / x)^2]^{0,25}$$

$$\lambda = L_E / r_y$$

$\beta_w = 1,0$ para seções pertencentes às classes 1 e 2.

$\beta_w = W / Z$ para seções pertencentes à classe 3, se $M_{cr} = f_{cr} W$

$\beta_w = Z_{ef} / Z$ para seções pertencentes à classe 3, se $M_{cr} = f_{cr} Z_{ef}$

Para perfis I e H, logo:

$$u = [4 Z^2 \gamma / (A^2 h_s^2)]^{0,25}$$

$$x = 0,566 h_s (A / I_T)^{0,5}$$

Para perfil U, logo:

$$u = [I_y Z^2 \gamma / (A^2 C_w)]^{0,25}$$

$$x = 1,132 \sqrt{[A C_w / (I_y I_T)]}$$

em que $\gamma = (1 - I_y / I_x)$

C_w é a constante de empenamento

h_s é a distância entre os centros de cisalhamento dos flanges

Alternativamente para perfis soldados I e H, com flanges iguais, o valor de x será:

$$x = (D - t_f) \sqrt{[(2 B t_f + d t_w) / (2 B t_f^3 + d t_w^3)]}$$

em que:

D é a altura do perfil

t_f é a espessura do flange

B é a largura da mesa

t_w é a espessura da alma

d é o comprimento da alma

Para perfis I, H, com mesas desiguais (assimétricos), o valor da esbeltez equivalente

λ_{LT} deverá ser tomado como:

$$\lambda_{LT} = u v \lambda \sqrt{\beta_w}, \text{ em que:}$$

$$v = 1 / \sqrt{[4 \eta (1 - \eta) + 0,05 (\lambda / x)^2 + \psi^2] + \psi}$$

u é o mesmo valor adotado pelas seções simétricas

$$x = 0,566 h_s \sqrt{(A / I_T)} \text{ para perfis laminados}$$

$$x = h_s \sqrt{[(B_c t_{fc} + B_t t_{ft} + d t_w) / (B_c t_{fc}^3 + B_t t_{ft}^3 + d t_w^3)]} \text{ para perfis soldados}$$

em que:

t_{fc} é a espessura do flange comprimido

t_{ft} é a espessura do flange tracionado

B_c é a largura da mesa comprimida

B_t é a largura da mesa tracionada

$$\eta = I_{yc} / (I_{yc} + I_{yt})$$

em que:

I_{yc} é o momento de inércia do flange comprimido em relação ao eixo de menor inércia da seção.

I_{yt} é o momento de inércia do flange tracionado em relação ao eixo de menor inércia da seção.

$$\psi = (1 / h_s) \{2 (I_{yc} h_c - I_{yt} h_t) / (I_{yc} + I_{yt}) - [(I_{yc} h_c - I_{yt} h_t) + (B_c t_{fc} h_c^3 - B_t t_{ft} h_t^3) + (t_w / 4) (d_c^4 - d_t^4)] / I_x\}$$

em que:

h_c e h_t são as distâncias dos centros dos flanges até o centro de gravidade da seção.

$$d_c = h_c - t_{fc} / 2$$

$$d_t = h_t - t_{ft} / 2$$

$$I_{yc} = B_c^3 t_{fc} / 12$$

$$I_{yt} = B_t^3 t_{ft} / 12$$

Quando as seções assimétricas sujeitas à flexão causarem compressão tanto para o flange superior quanto para o flange inferior, devem-se satisfazer os seguintes critérios:

$$M_{x,1} \leq M_{b,1}$$

$$M_{x,2} \leq M_{b,2}$$

em que:

$M_{b,1}$ é a resistência à flambagem lateral com torção para compressão no flange superior

$M_{b,2}$ é a resistência à flambagem lateral com torção para compressão no flange inferior

$M_{x,1}$ é o momento máximo no eixo de maior inércia, que produz compressão no flange superior.

$M_{x,2}$ é o momento máximo no eixo de maior inércia, que produz compressão no flange inferior.

Para perfis com seção caixa, tem-se:

A esbelteza equivalente (λ_{LT}) deverá ser igual a:

$$\lambda_{LT} = 2,25 \sqrt{(\phi_b \lambda \beta_w)}$$

$$\phi_b = \sqrt{[Z^2 v_b / (A I_T)]}$$

$$v_b = (1 - I_y / I_x) (1 - I_T / 2,6 I_x)$$

$$\lambda = L_E / r_y$$

$$I_T = 4A_h^2 / \Sigma(s_i / t_i)$$

em que:

A_h é a área que inclui o perímetro médio

s_i é a largura individual de cada elemento i

t_i é a espessura de cada elemento i

Para seções T simétricas, considerando que o eixo perpendicular à linha de centro da alma sempre será tomado como o eixo xx, e o eixo da linha de centro da alma sempre será tomado como eixo yy. A esbeltez equivalente (λ_{LT}) deverá ser obtida pelo seguinte:

Se $I_{xx} = I_{yy}$, a flambagem lateral com torção não ocorrerá e λ_{LT} é zero.

Se $I_{xx} > I_{yy}$, a flambagem lateral com torção ocorrerá em relação ao eixo yy e λ_{LT} é dado por:

$$\lambda_{LT} = u \nu \lambda \sqrt{\beta_w}$$

Se $I_{xx} < I_{yy}$, a flambagem lateral com torção ocorrerá em relação ao eixo xx e λ_{LT} é dado por:

$$\lambda_{LT} = 2,8 \sqrt{(\beta_w L_E B / t_f^2)}$$

em que:

$$u = \{4 Z^2 \gamma / [(A^2 (D - t_f/2)^2)]\}^{0,25}$$

$$\nu = 1 / \sqrt{[\omega + 0,05 (\lambda / x)^2 + \psi^2] + \psi}$$

$$\omega = 4C_w / I_y (D - t_f/2)^2$$

$$x = 0,566 (D - t_f / 2) \sqrt{(A / I_T)}$$

$$\gamma = (1 - I_y / I_x)$$

$$\lambda = L_E / r_y$$

O índice de monossimetria (ψ) será positivo, quando o flange do perfil T for comprimido, e negativo, quando for tracionado, sendo dado por:

$$\psi = [2y_0 - (y_0 B^3 t_f / 12 + B t_f y_0^3 + t_w c / 4 - t_f^4 - D - c^4) / I_x] / (D - t_f / 2)$$

em que:

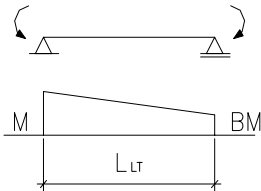
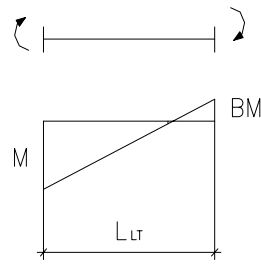
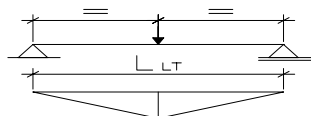
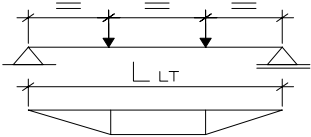
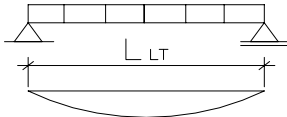
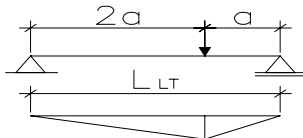
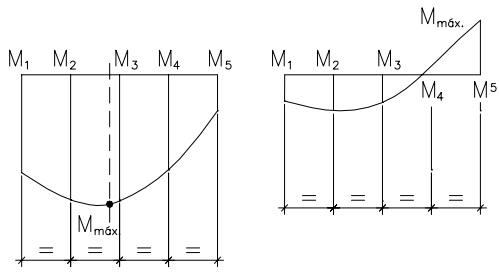
$$y_0 = c - t_f / 2$$

c é a distância da face externa do flange até o centro de gravidade da seção T.

A constante de empenamento para a seção T será dada por:

$$C_w = B^3 t_f^3 / 144 + (D - t_f / 2)^3 t_w^3 / 36$$

TABELA 71 – Valores de m_{LT}

| DIAGRAMAS DE MOMENTO | VALORES DE m_{LT} | |
|--|--|----------|
| | B | m_{LT} |
|   | 1,00 | 1,00 |
| | 0,80 | 0,92 |
| | 0,60 | 0,84 |
| | 0,40 | 0,76 |
| | 0,20 | 0,68 |
| | 0,00 | 0,60 |
| | -0,20 | 0,52 |
| | -0,40 | 0,46 |
| | -0,05 a -1,00 | 0,44 |
| |  | 0,850 |
|  | 0,925 | |
|  | 0,925 | |
|  | 0,744 | |
|  | $0,2 + (0,15M_2 + 0,5M_3 + 0,15M_4) / M_{\max}$ mas $m_{LT} \geq 0,44$ | |

f) procedimento proposto pela DIN 18800 (1990)

Para perfis I simétricos em relação ao eixo da alma, com flange comprimido que está travado em alguns pontos espaçados a uma distância “c” entre eles, não será necessária a verificação da flambagem lateral com torção, desde que:

$$\bar{\lambda} \leq 0,5 M_{pl} / M_x$$

em que:

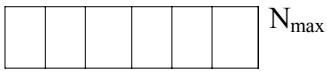
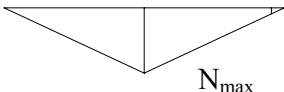
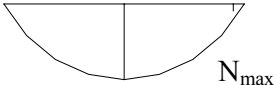

$$\bar{\lambda} = c K_c / r_t \lambda_a$$

e $\lambda_a = \pi \sqrt{(E/f_y)}$

r_t é o raio de giração em relação ao eixo de menor inércia da seção transversal incluindo a mesa comprimida e 1/5 da alma.

K_c é o coeficiente de caracterização da força de compressão na mesa, obtido por meio da TAB. 72.

TABELA 72 – Valor de K_c

| CASO | DIAGRAMA DA FORÇA AXIAL | K_c |
|------|---|--------------------------|
| 1 |  | 1,00 |
| 2 |  | 0,94 |
| 3 |  | 0,86 |
| 4 |  | $1 / (1,33 - 0,33 \psi)$ |

Um método simplificado pode ser determinado utilizando-se a fórmula abaixo:

$$0,843 M_x / \chi M_{pl} \leq 1,0$$

em que:

M_x é o momento máximo

M_{pl} é o momento de plastificação

χ é um fator de redução que está relacionado com as curvas de flambagem c ou d, obtida pela flambagem lateral de uma peça comprimida para $\bar{\lambda}$. A curva c será selecionada para vigas laminadas e a curva d para outros tipos de perfis, mostrados na TAB. 73 e será obtido pelo seguinte:

Se $\bar{\lambda}_k \leq 0,2$, logo $\chi = 1$

Se $\bar{\lambda}_k > 0,2$, logo $\chi = 1 / [k + \sqrt{(k^2 - \bar{\lambda}_k^2)}]$, em que:

$$k = 0,5 [1 + \alpha (\bar{\lambda}_k - 0,2) + \bar{\lambda}_k^2]$$

Como uma simplificação, para os casos em que $\bar{\lambda}_k > 3,0$, logo:

$$\chi = 1 / \bar{\lambda}_k (\bar{\lambda}_k + \alpha)$$

considerando $\alpha = 0,49$ para a curva c e $\alpha = 0,76$ para a curva d.

$$\bar{\lambda}_k = \lambda_k / \lambda_a$$

$$\lambda_k = b / t$$

$$\lambda_a = \pi \sqrt{(E / f_y)}$$

Deverá também obedecer à fórmula abaixo:

$$h / t_f \leq 44 \sqrt{(240 / f_{y,k})}$$
, em que:

h é a altura do perfil e t_f a espessura da mesa comprimida.

A verificação da resistência ao momento fletor, considerando a flambagem lateral com torção para vigas com seções I e U, tem que satisfazer o seguinte:

$$M_x \leq \chi_M M_{pl}$$

em que:

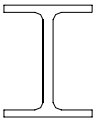

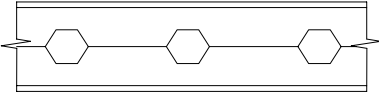
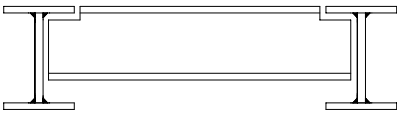
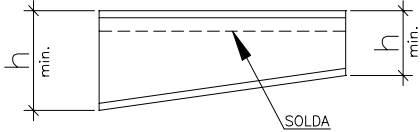
χ_M é um fator de redução aplicado para momentos em função de $\bar{\lambda}_M$:

Se $\bar{\lambda}_M \leq 0,40$, logo $\chi_M = 1$

Se $\bar{\lambda}_M > 0,40$, logo $\chi_M = [1 / (1 + \bar{\lambda}_M^{2n})]^{1/n}$

n é o coeficiente de viga (ver TAB. 73)

TABELA 73 – Coeficiente de viga n

| CASO | TIPO DE SEÇÃO | n |
|------|--|---------------------------------|
| 1 | LAMINADO  | 2,5 |
| 2 | SOLDADO  | 2,0 |
| 3 | CASTELADA  | 1,5 |
| 4 | Recortada  | 2,0 |
| 5 | Inércia variável  $h_{\min} / h_{\max} \geq 0,25$ (ver nota 1) | $0,7 + 0,8 h_{\min} / h_{\max}$ |

Nota 1 : Quando os flanges estão ligados pela alma por meio de solda, n deverá ser multiplicado pelo fator 0,8

$$\bar{\lambda}_M = \sqrt{M_{pl} / M_k}$$

$$M_k = \xi N_k [\sqrt{c^2 + 0,25 Z_p^2} + 0,5 Z_p]$$

em que:


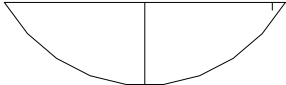
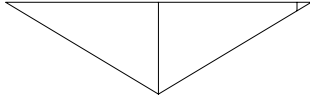
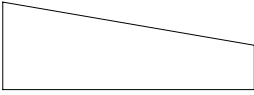
ξ é um fator de momento, obtido por meio da TAB. 74.

$$c^2 = (C_w + 0,039 L^2 I_T) / I_y$$

Z_p é a distância do ponto de transmissão da carga até o centro de gravidade (positivo na tração)

$$N_k = \pi^2 E I_y / L_{LT}^2$$

TABELA 74 – Fator de momento ξ

| CASO | DIAGRAMA DE MOMENTO | ξ |
|------|--|-------------------|
| 1 |  M max. | 1,0 |
| 2 |  M max. | 1,12 |
| 3 |  M max. | 1,35 |
| 4 |  M max. ψ M max. | $1,77 - 0,77\psi$ |

Quando existem momentos M_x com uma razão ψ maior que 0,5, o valor de n deverá ser multiplicado por K_n , que é obtido por meio da FIG. 67.

ψ

ψ

FIG. 67 – Coeficiente de viga associado ao fator K_n .

Um cálculo simplificado de M_k pode ser considerado para vigas com perfil I cuja altura seja menor ou igual a 600 mm, portanto, tem-se:

$$M_k = 1,32 b t E I_x / (L_{LT} h^2)$$

em que:

b é a largura da mesa da viga

t é a espessura da mesa da viga

h é a altura do perfil.

L_{LT} é o comprimento da viga.

χ_M poderá também ser igual a 1,0 para vigas com altura menor ou igual a 600 mm e a sua seção transversal deverá satisfazer à seguinte condição:

$$L_{LT} \leq (b t / h) 200 (240 / f_y), \text{ em que } f_y \text{ deverá ser expresso em N/mm}^2.$$

g) procedimento proposto pela Revisão da Norma Brasileira

Utilizar os mesmos critérios usados pelo procedimento proposto pelo AISC/LRFD, com as seguintes considerações:

Para os casos de vigas com seção I com um eixo de simetria e perfil T com um eixo de simetria no plano médio da alma, fletido em torno do eixo de maior inércia, o valor de λ_r será o valor de λ para o qual $M_r = M_{cr}$, e considerando que $C_b = 1,0$. Portanto, tem-se:

$$\lambda_r = \sqrt{\{12 B_1 r_y^2 [1 + \beta \pm \sqrt{(4 C_w / (A_g B_x^2 r_y^2) + (\beta + 1)^2)}] / (b_c^2 M_r)\}}$$

em que:

$$B_x = 2y_0 + [h_t (I_t + A_t h_t^2) - h_c (I_c + A_c h_c^2) + t_w (h_t^4 - h_c^4) / 4]$$

$$B_1 = \pi^2 E A_g B_x / 2$$

$$\beta = G I_T C_b / M_r B_x$$

Na fórmula de λ_r , na qual aparece o sinal \pm , deve-se utilizar (+) quando B_x for positivo e (-) quando B_x for negativo. Se B_x for nulo, é porque o perfil é duplamente simétrico e, conseqüentemente, essa formulação não se aplica, devendo-se utilizar a solução específica para os duplamente simétricos.

Para barras de seção cheia retangular, fletidas em torno do eixo de maior inércia, tem-se:

$$M_r = f_y W$$

$$M_{cr} = 1,95 C_b E \sqrt{(I_T A)} / \lambda$$

$$\lambda = L_b / r_y$$

$$\lambda_p = 0,13 E \sqrt{(I_T A)} / M_{pl}$$

$$\lambda_r = 1,95 C_b E \sqrt{(I_T A)} / M_r$$

Para perfis caixão duplamente simétricos fletidos, em torno de um dos eixos de simetria, tem-se:

$$M_r = (f_y - f_r) W$$

$$M_{cr} = 1,95 C_b E \sqrt{(I_T A) / \lambda}$$

$$\lambda = L_b / r_y$$

$$\lambda_p = 0,13 E \sqrt{(I_T A) / M_{pl}}$$

$$\lambda_r = 1,95 C_b E \sqrt{(I_T A) / M_r}$$

O estado limite FLT só é aplicado quando o eixo de flexão for o de maior inércia.

Para as seções tubulares circulares, o estado limite FLP (flambagem local da parede do tubo), único a ser considerado com D/t não superior a $0,44E/f_y$, o momento fletor nominal será dado por:

$$M_n = M_{pl} \text{ para } \lambda \leq \lambda_p$$

$$M_n = [0,021 E / (D/t) + f_y] W \text{ para } \lambda_p < \lambda \leq \lambda_r$$

$$M_n = 0,32E W / (D/t) \text{ para } \lambda > \lambda_r$$

Considerando:

$$\lambda = D/t$$

$$\lambda_p = 0,069E/f_y$$

$$\lambda_r = 0,30E/f_y$$

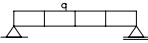
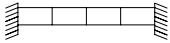
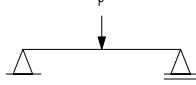
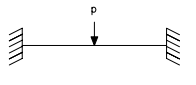
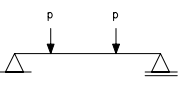

A nova Norma Brasileira ainda trata de dois outros estados limites não abordados pelas outras normas, que são: o EMT, que é o estado limite do escoamento da mesa tracionada e considerado ainda para perfis I, H, U, fletidos em torno do eixo perpendicular à alma, e caixão, para determinados carregamentos e tipos de contenção lateral; o FDS, que é o estado limite último, denominado flambagem por distorção da seção transversal. Esses estados limites não serão estudados no presente trabalho.

5.5 Análise comparativa entre os valores de C_b

Nota-se que o fator C_b varia muito de norma para norma. É interessante comparar os diversos valores de C_b , utilizando-se as formulações propostas para cada norma, já comentadas anteriormente, e os valores de C_b determinados por um programa (MCE), que possui um processo de análise em que se utiliza o método dos elementos finitos e que permite obter valores bastante precisos, conforme se pode observar em estudo desenvolvido por Reis (1996).

Essa comparação foi feita para vários casos abordados pelo Eurocode 3 (2001), considerando as vigas com os apoios nas duas extremidades e com vínculo de garfo em cada uma delas. A TAB. 75 apresenta esses valores para uma viga I bissimétrica, para os casos de carregamento atuando no nível do centro de torção.

TABELA 75 – Valores de C_b

| CASO | LRFD | NBR | ENV | Revisão | CAN | BS 5950 | DIN | MCE |
|--|------|------|------|---------|------|---------|------|------|
|  | 1,14 | 1,00 | 1,13 | 1,14 | 1,00 | 1,08 | 1,12 | 1,14 |
|  | 2,38 | 1,00 | 2,57 | 2,38 | 1,00 | 2,05 | ---- | 2,61 |
|  | 1,32 | 1,00 | 1,37 | 1,32 | 1,00 | 1,17 | 1,35 | 1,36 |
|  | 1,92 | 1,00 | 1,57 | 1,92 | 1,00 | 1,43 | ---- | 1,72 |
|  | 1,00 | 1,00 | 1,05 | 1,00 | 1,00 | 1,08 | ---- | 1,04 |
| $\psi=1$ | 1,00 | 1,00 | 1,00 | 1,00 | 1,00 | 1,00 | 1,00 | 1,00 |
| M ψM $\psi=1/2$ | 1,35 | 1,30 | 1,32 | 1,35 | 1,30 | 1,25 | 1,39 | 1,32 |
|  $\psi=0$ | 1,67 | 1,75 | 1,88 | 1,67 | 1,75 | 1,67 | 1,77 | 1,84 |
| $\psi=-1/2$ | 2,17 | 2,30 | 2,70 | 2,17 | 2,30 | 2,27 | 2,16 | 2,56 |
| $\psi=-1$ | 2,27 | 2,30 | 2,75 | 2,27 | 2,30 | 2,27 | 2,54 | 2,74 |

5.6 Comparação entre as normas

Para comparar as normas entre si utilizou-se o mesmo critério adotado nos capítulos de compressão e de tração, no qual levam-se em consideração os coeficientes de ponderação de ação nominal e das resistências (γ e ϕ) de cada especificação. Como cada norma tem valores diferentes para γ e ϕ , é feita uma correção nos valores das resistências ao momento fletor. Essa correção é obtida em função de um parâmetro SC / M_n .

Para obtenção desse parâmetro, é importante determinar algumas faixas de carregamentos mais utilizadas na vida prática, que serão representadas em função da relação CP / SC , que são as mesmas adotadas nos capítulos 3 e 4.

Considerando a combinação $CP + SC$, e que os valores de CP e SC correspondem ao momento fletor tem-se:

Para $CP/SC = 0,5$

- NBR 8800 (1986)

$$1,4 CP + 1,5 SC \leq 0,90 M_n$$

$$0,7 SC + 1,5 SC \leq 0,90 M_n$$

$$SC / M_n \leq 0,90 / 2,20 = 0,409$$

- AISC/LRFD (1999)

$$1,2 CP + 1,6 SC \leq 0,90 M_n$$

$$0,6 SC + 1,6 SC \leq 0,90 M_n$$

$$SC / M_n \leq 0,90 / 2,20 = 0,409$$

- CAN/CSA (1994)

$$1,25 CP + 1,5 SC \leq 0,90 M_n$$

$$0,625 SC + 1,5 SC \leq 0,90 M_n$$

$$SC / M_n \leq 0,90 / 2,125 = 0,424$$

- DIN 18800 (1990)

$$1,35 CP + 1,5 SC \leq 0,91 M_n$$

$$0,675 SC + 1,5 SC \leq 0,91 M_n$$

$$SC / M_n \leq 0,91 / 2,175 = 0,417$$

- Eurocode 3 (2001)

$$1,35 CP + 1,5 SC \leq 0,95 M_n$$

$$0,675 SC + 1,5 SC \leq 0,95 M_n$$

$$SC / M_n \leq 0,95 / 2,175 = 0,437$$

- BS 5950 (2000)

$$1,4 CP + 1,6 SC \leq 1,00 M_n$$

$$0,7 SC + 1,6 SC \leq 1,00 M_n$$

$$SC / M_n \leq 1,00 / 2,30 = 0,435$$

- Revisão da Norma Brasileira

$$1,35 CP + 1,5 SC \leq 0,91 M_n$$

$$0,675 SC + 1,5 SC \leq 0,91 M_n$$

$$SC / M_n \leq 0,91 / 2,175 = 0,418$$

De forma análoga, foi feito o mesmo para as situações de CP/SC igual a 1,5, 2,5 e 3,5, obtendo os seguintes valores:

Para CP/SC = 1,5

- NBR8800 (1986) $\Rightarrow SC/M_n = 0,250$ e o fator de correção = 0,926
- Revisão da NBR $\Rightarrow SC/M_n = 0,258$ e o fator de correção = 0,956
- AISC/LRFD (1999) $\Rightarrow SC/M_n = 0,265$ e o fator de correção = 0,982
- CAN/CSA (1994) $\Rightarrow SC/M_n = 0,268$ e o fator de correção = 1,000
- Eurocode 3 (2001) $\Rightarrow SC/M_n = 0,270$ e o fator de correção = 1,000
- BS5950 (20000) $\Rightarrow SC/M_n = 0,270$ e o fator de correção = 1,000
- DIN18800 (1990) $\Rightarrow SC/M_n = 0,258$ e o fator de correção = 0,956

Para CP/SC = 2,5

- NBR8800 (1986) \Rightarrow $SC/M_n = 0,180$ e o fator de correção = 0,918
- Revisão da NBR \Rightarrow $SC/M_n = 0,187$ e o fator de correção = 0,954
- AISC/LRFD (1999) \Rightarrow $SC/M_n = 0,196$ e o fator de correção = 1,000
- CAN/CSA (1994) \Rightarrow $SC/M_n = 0,195$ e o fator de correção = 1,000
- Eurocode 3 (2001) \Rightarrow $SC/M_n = 0,195$ e o fator de correção = 1,000
- BS5950 (2000) \Rightarrow $SC/M_n = 0,196$ e o fator de correção = 1,000
- DIN18800 (1990) \Rightarrow $SC/M_n = 0,187$ e o fator de correção = 0,954

Para CP/SC = 3,5

- NBR8800 (1986) \Rightarrow $SC/M_n = 0,141$ e o fator de correção = 0,910
- Revisão da NBR \Rightarrow $SC/M_n = 0,146$ e o fator de correção = 0,942
- AISC/LRFD (1999) \Rightarrow $SC/M_n = 0,155$ e o fator de correção = 1,000
- CAN/CSA (1994) \Rightarrow $SC/M_n = 0,153$ e o fator de correção = 1,000
- Eurocode 3 (2001) \Rightarrow $SC/M_n = 0,153$ e o fator de correção = 1,000
- BS5950 (2000) \Rightarrow $SC/M_n = 0,154$ e o fator de correção = 1,000
- DIN18800 (1990) \Rightarrow $SC/M_n = 0,146$ e o fator de correção = 0,942

A variação máxima entre os valores das normas é de 8%, e a variação média é de 2,9%.

De maneira geral, pode-se considerar nos exemplos práticos os valores para correção de cada norma, como os valores médios obtidos das quatro situações de cargas consideradas anteriormente, que serão:

Para NBR 8800 (1986), usar 0,923

Para AISC/LRFD (1999), usar 0,980

Para CAN/CSA (1994), usar 0,993

Para DIN 18800 (1990), usar 0,953

Para Eurocode 3 (2001), usar 1,000

Para BS 5950 (2000), usar 1,000

Para Revisão da NBR, usar 0,953

5.7 Exemplos

Para que pudessem ser analisadas e verificadas as diferenças entre as normas aqui estudadas, foram feitos vários exemplos práticos, abrangendo vários tipos de perfil, principalmente os mais utilizados na prática, e as várias especificações, determinando a resistência de cálculo ao momento fletor para cada uma.

Foram analisados os seguintes casos:

- 1 – Resistência ao momento fletor para o estado limite FLA para um perfil I duplamente simétrico;
- 2 – Resistência ao momento fletor para o estado limite FLM para um perfil I duplamente simétrico;
- 3 – Resistência ao momento fletor para o estado limite FLT para uma viga de seção I bissimétrica, quando o carregamento atua no nível do centro de torção;
- 4 - Resistência ao momento fletor para o estado limite FLT para uma viga com seção transversal I monossimétrica, para cargas transversais atuando no nível do centro de torção;
- 5 – Comparação das resistências ao momento fletor segundo a norma alemã DIN 18800 para uma viga I duplamente simétrica, para o estado limite FLT, sem ocorrência da flambagem local da alma e da mesa para o perfil laminado, soldado, e considerando a viga castelada.

5.7.1 Perfil I duplamente simétrico para o estado limite FLA

Para os perfis em que $\lambda_w \leq \lambda_p$, ou seja, quando não ocorre a flambagem local da alma, praticamente não existem diferenças entre as resistências de cálculo por causa do momento fletor. Essas diferenças são exatamente os mesmos valores de correção, apresentados no item 5.6.

Já para a situação em que $\lambda_p < \lambda_w \leq \lambda_r$, foi considerado um perfil I 600 x 250 x 9,5 x 4,75, soldado com o aço ASTM A36, de $f_y = 25\text{kN/cm}^2$ e $f_u = 40\text{kN/cm}^2$. Esse perfil apresenta as seguintes propriedades geométricas:

$$A = 75,10 \text{ cm}^2$$

$$W_x = 1639 \text{ cm}^3$$

$$Z_x = 1803 \text{ cm}^3$$

Portanto, tem-se:

$$M_{pl} = Z_x f_y = 1803 \times 25 = 45075 \text{ kN}\cdot\text{cm}$$

$$M_r = W_x f_y = 1639 \times 25 = 40975 \text{ kN}\cdot\text{cm}$$

A TAB. 76 resume as resistências ao momento fletor devido a flambagem local da alma para cada norma, já considerando o fator de correção obtido de acordo com o item 5.6.

TABELA 76 – Resistências ao momento fletor devido a FLA

| NORMA | λ_w | λ_p | λ_r | M_n (kN cm) | F_c (coef. de segurança) | M_{nc} (kN cm) |
|---------------------------------------|-------------|-------------|-------------|------------------|-------------------------------|---------------------|
| NBR 8800 | 122 | 100 | 160 | 43705 | 0,923 | 40340 |
| AISC/LRFD | 122 | 107 | 163 | 43977 | 0,980 | 43097 |
| CAN/CSA | 122 | 107 | 122 | 40975 | 0,993 | 40688 |
| EUROCODE | 122 | 80 | 122 | 40975 | 1,000 | 40975 |
| REVISÃO DA NBR BS 5950 | 122 | 107 | 163 | 43977 | 0,953 | 41910 |
| | 122 | 105 | 126 | 40975 | 1,000 | 40975 |

A maior variação entre os valores das resistências ao momento fletor para a FLA é de 6,8%, e a variação média fica na faixa dos 4,3%. Portanto, praticamente não existem grandes diferenças entre as normas, para esse caso específico.

5.7.2 Perfil I duplamente simétrico para o estado limite FLM

Para os perfis em que $\lambda_w \leq \lambda_p$, ou seja, quando não ocorre a flambagem local da mesa, praticamente não existem diferenças entre as resistências de cálculo devido ao momento

fletor. Essas diferenças são exatamente os mesmos valores de correção, apresentados no item 5.6.

Já para a situação em que $\lambda_p < \lambda_w \leq \lambda_r$, foi considerado um perfil I 400 x 300 x 9,5 x 4,75, soldado com o aço ASTM A36, de $f_y = 25\text{kN/cm}^2$ e $f_u = 40\text{kN/cm}^2$. Esse perfil apresenta as seguintes propriedades geométricas:

$$A = 75,10 \text{ cm}^2$$

$$W_x = 1196 \text{ cm}^3$$

$$Z_x = 1285 \text{ cm}^3$$

Portanto, tem-se:

$$M_{pl} = Z_x f_y = 1285 \times 25 = 32125 \text{ kN cm}$$

$$M_r = W_x f_y = 1196 \times (25 - 13,5) = 16146 \text{ kN cm}$$

$$\lambda_f = 15,79$$

Para NBR 8800 (1986), tem-se:

$$\lambda_p = 10,88$$

$$\lambda_r = 0,62 \sqrt{(20500 \cdot 1196 / 16146)} = 24,16$$

$$M_n = 32125 - (32125 - 16146) (15,79 - 10,88) / (24,16 - 10,88) = 26217 \text{ kN cm}$$

Para AISC/LRFD (1999) e Revisão da Norma Brasileira, tem-se:

$$h/t_w = 80, \text{ logo } K_c = 4 / \sqrt{80} = 0,45$$

$$\lambda_p = 10,88$$

$$\lambda_r = 0,95 \sqrt{(20500 \cdot 0,45 / 13,5)} = 24,83$$

$$M_n = 32125 - (32125 - 16146) (15,79 - 10,88) / (24,83 - 10,88) = 26500 \text{ kN cm}$$

Para CAN/CSA (1994), tem-se:

$$\lambda_p = 10,88$$

$$\lambda_r = 12,60 \text{ (classe 3)}$$

Portanto, quando $\lambda_f > \lambda_r$ (classe 3), $M_n = W_{ef} f_y$

Considerando uma mesa de 240, logo $\lambda_r = 12,60$ e $W_{ef} = 979\text{cm}^3$

$$M_n = 979 \times 25 = 24475 \text{ kN cm}$$

Para Eurocode 3 (2001) e BS 5950 (2000) tem-se:

$$\lambda_p = 9,74$$

$$\lambda_r = 13,75 \text{ (classe 3)}$$

Portanto, quando $\lambda_f > \lambda_r$ (classe 3), $M_n = W_{ef} f_y$

Considerando uma mesa de 260, logo $\lambda_r = 13,68$ e $W_{ef} = 1051 \text{ cm}^3$

$$M_n = 1051 \times 25 = 26275 \text{ kN x cm}$$

A TAB. 77 resume as resistências ao momento fletor devido a flambagem local da mesa para cada norma, já considerando o fator de correção obtido de acordo com o item 5.6.

TABELA 77 – Resistências ao momento fletor devido a FLM

| NORMA | λ_w | λ_p | λ_r | M_n (kN cm) | F_c (coef. de segurança) | M_{nc} (kN cm) |
|---------------------------|-------------|-------------|-------------|------------------|-------------------------------|---------------------|
| NBR 8800 | 15,79 | 10,88 | 24,16 | 26217 | 0,923 | 24198 |
| AISC/LRFD | 15,79 | 10,88 | 24,83 | 26500 | 0,980 | 25970 |
| CAN/CSA | 15,79 | 10,88 | 12,60 | 24475 | 0,993 | 24304 |
| EUROCODE | 15,79 | 9,74 | 13,75 | 26275 | 1,000 | 26275 |
| Revisão da NBR | 15,79 | 10,88 | 24,83 | 26500 | 0,953 | 25254 |
| BS 5950 | 15,79 | 9,74 | 13,75 | 26275 | 1,000 | 26275 |

A maior variação entre os valores das resistências ao momento fletor para a FLM é de 8,6%, e a variação média fica na faixa dos 3,5%. Portanto, praticamente não existem grandes diferenças entre as normas, para esse caso específico.

5.7.3 Resistência ao momento fletor para o estado limite FLT para um perfil I duplamente simétrico

Para estudar e comparar as resistências devido ao momento fletor para a flambagem lateral com torção de vigas com perfil I duplamente simétrico foi considerado um perfil soldado I 400 x 200 x 19 x 8 com o aço ASTM A-36 ($f_y = 25 \text{ kN/cm}^2$ e $f_u = 40$

kN/cm²), com um carregamento atuando no nível do centro de torção e as seções contidas lateralmente, apresentando vínculo de garfo.

As propriedades geométricas do perfil são:

$$A = 104,96 \text{ cm}^2$$

$$P = 82,4 \text{ kg / m}$$

$$I_x = 30765 \text{ cm}^4$$

$$W_x = 1538 \text{ cm}^3$$

$$R_x = 17,12 \text{ cm}$$

$$I_y = 2533 \text{ cm}^4$$

$$W_y = 253 \text{ cm}^3$$

$$R_y = 4,91 \text{ cm}$$

$$Z_x = 1710 \text{ cm}^3$$

$$Z_y = 380 \text{ cm}^3$$

$$I_T = 97,96 \text{ cm}^4$$

$$C_w = 919353 \text{ cm}^6$$

Serão considerados cinco casos de carregamentos:

- 1) Momento uniforme para viga bi apoiada
- 2) Carga distribuída para viga bi apoiada
- 3) Carga concentrada no meio do vão para viga bi apoiada
- 4) Carga distribuída para viga bi engastada
- 5) Carga concentrada no meio do vão para viga bi engastada

As TAB. 78, 79, 80, 81 e 82 apresentam os valores das resistências nominais ao momento fletor para o estado limite de FLT das diversas normas para os diversos casos. Para efeito de comparação, os valores entre parênteses representam as resistências nominais corrigidas, conforme item 5.6.

As FIG. 68, 69, 70, 71 e 72 mostram os gráficos das curvas das resistências ao momento fletor para esse perfil de cada norma, já considerando a correção mencionada no item 5.6 para efeito de comparação entre as especificações.

TABELA 78 – Resistência nominal ao momento fletor devido a FLT – Caso 1 -
Momento uniforme para viga bi apoiada.

| λ | Resistência nominal – M_n (kN cm) | | | | | | |
|-----------|-------------------------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|
| | AISC | NBR | CAN | ENV | BS 5950 | DIN | Revisão |
| 10 | 42750 (41895) | 42750 (39458) | 42750 (42451) | 42750 (42750) | 42750 (42750) | 42750 (40741) | 42750 (40741) |
| 25 | 42750 (41895) | 42750 (39458) | 42750 (42451) | 42750 (42750) | 42750 (42750) | 42750 (40741) | 42750 (40741) |
| 50 | 42750 (41895) | 42750 (39458) | 42750 (42451) | 40693 (40693) | 38247 (38247) | 41607 (39651) | 42750 (40741) |
| 75 | 39419 (38630) | 39419 (36384) | 42625 (42327) | 35585 (35585) | 28610 (28610) | 38617 (36802) | 39419 (37566) |
| 100 | 36087 (35365) | 36087 (33308) | 38890 (38618) | 30936 (30936) | 23407 (23407) | 34264 (32654) | 36087 (34390) |
| 150 | 29425 (28836) | 29425 (27159) | 31033 (30816) | 23652 (23652) | 19555 (19555) | 25856 (24641) | 29425 (28042) |
| 200 | 22762 (22307) | 22762 (21009) | 22648 (22489) | 18845 (18845) | 15623 (15623) | 20018 (19077) | 22762 (21692) |
| 215 | 20763 (20348) | 20763 (19164) | 20783 (20638) | 17748 (17448) | 14633 (14633) | 18696 (17817) | 20763 (19787) |
| 250 | 17455 (17106) | 17455 (16110) | 17455 (17333) | 15625 (15625) | 12759 (12759) | 16164 (15404) | 17455 (16635) |
| 300 | 14235 (13950) | 14235 (13139) | 14236 (14136) | 13354 (13354) | 10808 (10808) | 13511 (12876) | 14235 (13566) |
| 350 | 12039 (11798) | 12039 (11112) | 12039 (11955) | 11672 (11672) | 9394 (9394) | 11593 (11048) | 12039 (11473) |
| 400 | 10440 (10231) | 10440 (9636) | 10440 (10367) | 10374 (10374) | 8317 (8317) | 10146 (9669) | 10440 (9949) |

TABELA 79 – Resistência nominal ao momento fletor devido a FLT – Caso 2 – Carga distribuída para viga bi apoiada.

| λ | Resistência nominal – M_n (kN cm) | | | | | | |
|-----------|-------------------------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|
| | AISC | NBR | CAN | ENV | BS 5950 | DIN | Revisão |
| 10 | 42750 (41895) | 42750 (39458) | 42750 (42451) | 42750 (42750) | 42750 (42750) | 42750 (40741) | 42750 (40741) |
| 25 | 42750 (41895) | 42750 (39458) | 42750 (42451) | 42750 (42750) | 42750 (42750) | 42750 (40741) | 42750 (40741) |
| 50 | 42750 (41895) | 42750 (39458) | 42750 (42451) | 41388 (41388) | 41306 (41306) | 41831 (39865) | 42750 (40741) |
| 75 | 42750 (41895) | 39419 (36384) | 42625 (42327) | 36642 (36642) | 30900 (30900) | 39359 (37509) | 42750 (40741) |
| 100 | 41139 (40316) | 36087 (33308) | 38890 (38618) | 32311 (32311) | 25280 (25280) | 35579 (33907) | 41139 (39205) |
| 150 | 33544 (32873) | 29425 (27159) | 31033 (30816) | 25301 (25301) | 21120 (21120) | 27699 (26397) | 33544 (31967) |
| 200 | 25948 (25429) | 22762 (21009) | 22648 (22489) | 20448 (20448) | 16873 (16873) | 21820 (20795) | 25948 (24782) |
| 215 | 23670 (23197) | 20763 (19164) | 20783 (20638) | 19315 (19315) | 15803 (15803) | 20448 (19487) | 23670 (22557) |
| 250 | 19898 (19500) | 17455 (16111) | 17455 (17333) | 17096 (17096) | 13780 (13780) | 17784 (16948) | 19898 (18963) |
| 300 | 16229 (15904) | 14236 (13140) | 14236 (14136) | 14687 (14687) | 11673 (11673) | 14943 (14241) | 16229 (15466) |
| 350 | 13725 (13450) | 12039 (11112) | 12039 (11955) | 12881 (12881) | 10145 (10145) | 12864 (12259) | 13725 (13080) |
| 400 | 11902 (11664) | 10440 (9636) | 10440 (10367) | 11480 (11480) | 8983 (8983) | 11283 (10753) | 11902 (11343) |

TABELA 80 – Resistência nominal ao momento fletor devido a FLT – Caso 3 – Carga concentrada no meio do vão para viga bi apoiada.

| λ | Resistência nominal – M_n (kN cm) | | | | | | |
|-----------|-------------------------------------|---------|---------|---------|---------|---------|---------|
| | AISC | NBR | CAN | ENV | BS 5950 | DIN | Revisão |
| 10 | 42750 | 42750 | 42750 | 42750 | 42750 | 42750 | 42750 |
| | (41895) | (39458) | (42451) | (42750) | (42750) | (40741) | (40741) |
| 25 | 42750 | 42750 | 42750 | 42750 | 42750 | 42750 | 42750 |
| | (41895) | (39458) | (42451) | (42750) | (42750) | (40741) | (40741) |
| 50 | 42750 | 42750 | 42750 | 42392 | 42750 | 42111 | 42750 |
| | (41895) | (39458) | (42451) | (42392) | (42750) | (40132) | (40741) |
| 75 | 42750 | 39419 | 42750 | 38155 | 33475 | 40327 | 42750 |
| | (41895) | (36384) | (42451) | (38155) | (33475) | (38431) | (40741) |
| 100 | 42750 | 36087 | 38890 | 34300 | 27386 | 37416 | 42750 |
| | (41895) | (33308) | (38618) | (34300) | (27386) | (35657) | (40741) |
| 150 | 38840 | 29425 | 31033 | 27834 | 22880 | 30604 | 38840 |
| | (38063) | (27159) | (30816) | (27834) | (22880) | (29165) | (37015) |
| 200 | 30046 | 22762 | 22648 | 23041 | 18279 | 24874 | 30046 |
| | (29445) | (21009) | (22489) | (23041) | (18279) | (23704) | (28634) |
| 215 | 27407 | 20763 | 20783 | 21878 | 17120 | 23462 | 27407 |
| | (26858) | (19164) | (20638) | (21878) | (17120) | (22359) | (26119) |
| 250 | 23040 | 17455 | 17455 | 19552 | 14929 | 20642 | 23040 |
| | (22579) | (16111) | (17333) | (19552) | (14929) | (19671) | (21957) |
| 300 | 18791 | 14236 | 14236 | 16958 | 12646 | 17534 | 18791 |
| | (18415) | (13140) | (14136) | (16958) | (12646) | (16710) | (17907) |
| 350 | 15891 | 12039 | 12039 | 14970 | 10990 | 15197 | 15891 |
| | (15573) | (11112) | (11955) | (14970) | (10990) | (14483) | (15144) |
| 400 | 13781 | 10440 | 10440 | 13405 | 9731 | 13391 | 13781 |
| | (13505) | (9636) | (10367) | (13405) | (9731) | (12762) | (13133) |

TABELA 81 – Resistência nominal ao momento fletor devido a FLT – Caso 4 – Carga distribuída para viga bi engastada.

| λ | Resistência nominal – M_n (kN cm) | | | | | | |
|-----------|-------------------------------------|---------|---------|---------|---------|------|---------|
| | AISC | NBR | CAN | ENV | BS 5950 | DIN | Revisão |
| 10 | 42750 | 42750 | 42750 | 42750 | 42750 | ---- | 42750 |
| | (41895) | (39458) | (42451) | (42750) | (42750) | | (40740) |
| 25 | 42750 | 42750 | 42750 | 42750 | 42750 | ---- | 42750 |
| | (41895) | (39458) | (42451) | (42750) | (42750) | | (40740) |
| 50 | 42750 | 42750 | 42750 | 42750 | 42750 | ---- | 42750 |
| | (41895) | (39458) | (42451) | (42750) | (42750) | | (40740) |
| 75 | 42750 | 39419 | 42625 | 42038 | 42750 | ---- | 42750 |
| | (41895) | (36384) | (42327) | (42038) | (42750) | | (40740) |
| 100 | 42750 | 36087 | 38891 | 39398 | 42750 | ---- | 42750 |
| | (41895) | (33308) | (38619) | (39398) | (42750) | | (40740) |
| 150 | 42750 | 29425 | 31033 | 34886 | 40089 | ---- | 42750 |
| | (41895) | (27159) | (30816) | (34886) | (40089) | | (40740) |
| 200 | 42750 | 22762 | 22648 | 31120 | 32028 | ---- | 42750 |
| | (41895) | (21009) | (22489) | (31120) | (32028) | | (40740) |
| 215 | 42750 | 20763 | 20783 | 30110 | 29997 | ---- | 42750 |
| | (41895) | (19164) | (20638) | (30110) | (29997) | | (40740) |
| 250 | 41542 | 17455 | 17455 | 27946 | 26156 | ---- | 41542 |
| | (40711) | (16111) | (17333) | (27946) | (26156) | | (39589) |
| 300 | 33881 | 14236 | 14236 | 25268 | 22158 | ---- | 33881 |
| | (33203) | (13139) | (14136) | (25268) | (22158) | | (32288) |
| 350 | 28653 | 12039 | 12039 | 23003 | 19257 | ---- | 28653 |
| | (28080) | (11112) | (11955) | (23003) | (19257) | | (27306) |
| 400 | 24849 | 10441 | 10440 | 21081 | 17052 | ---- | 24849 |
| | (24352) | (9637) | (10367) | (21081) | (17052) | | (23681) |

TABELA 82 – Resistência nominal ao momento fletor devido a FLT – Caso 5 – Carga concentrada no meio do vão para viga bi engastada.

| λ | Resistência nominal – M_n (kN cm) | | | | | | |
|-----------|-------------------------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|------|------------------|
| | AISC | NBR | CAN | ENV | BS 5950 | DIN | Revisão |
| 10 | 42750 (41895) | 42750 (39458) | 42750 (42450) | 42750 (42750) | 42750 (42750) | ---- | 42750 (40741) |
| 25 | 42750 (41895) | 42750 (39458) | 42750 (42450) | 42750 (42750) | 42750 (42750) | ---- | 42750 (40741) |
| 50 | 42750 (41895) | 42750 (39458) | 42750 (42450) | 42750 (42750) | 42750 (42750) | ---- | 42750 (40741) |
| 75 | 42750 (41895) | 39419 (36383) | 42625 (42327) | 40149 (40149) | 40913 (40913) | ---- | 42750 (40741) |
| 100 | 42750 (41895) | 36087 (33308) | 38890 (38617) | 37403 (37403) | 33472 (33472) | ---- | 42750 (40741) |
| 150 | 42750 (41895) | 29425 (27159) | 31033 (30815) | 32089 (32089) | 27965 (27965) | ---- | 42750 (40741) |
| 200 | 42750 (41895) | 22762 (21009) | 22648 (22489) | 27394 (27394) | 22341 (22341) | ---- | 42750 (40741) |
| 215 | 39865 (39068) | 20763 (19164) | 20783 (20637) | 26155 (26155) | 20925 (20925) | ---- | 39865 (37992) |
| 250 | 33513 (32843) | 17455 (16111) | 17455 (17332) | 23577 (23577) | 18246 (18246) | ---- | 33513 (31938) |
| 300 | 27333 (26786) | 14236 (13139) | 14236 (14136) | 20571 (20571) | 15457 (15457) | ---- | 27333 (26048) |
| 350 | 23115 (22652) | 12039 (11111) | 12039 (11954) | 18198 (18198) | 13433 (13433) | ---- | 23115 (22028) |
| 400 | 20046 (19645) | 10440 (9636) | 10440 (10366) | 16294 (16294) | 11895 (11895) | ---- | 20046 (19104) |

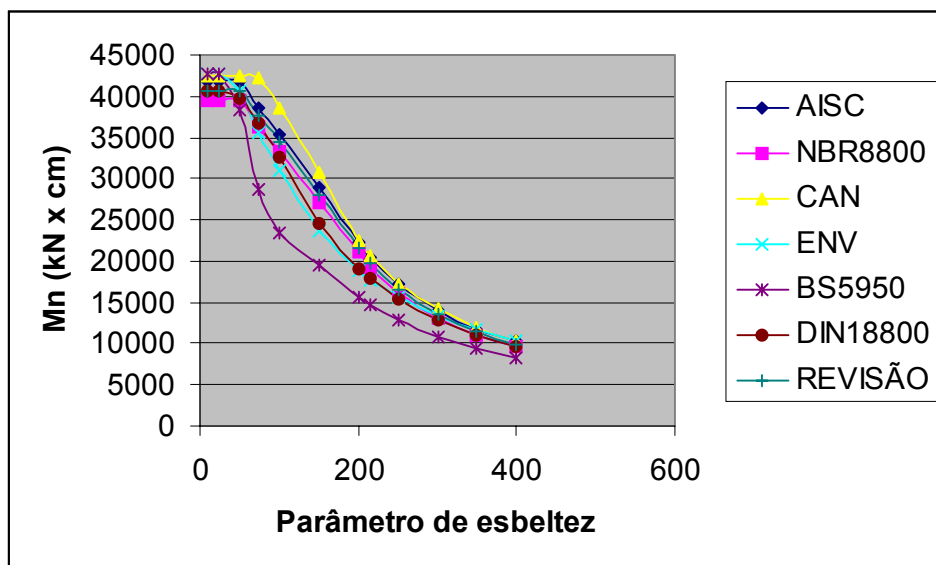


FIGURA 68 – Resistência nominal devido ao momento fletor para FLT – Caso 1 – momento uniforme – viga bi apoiada

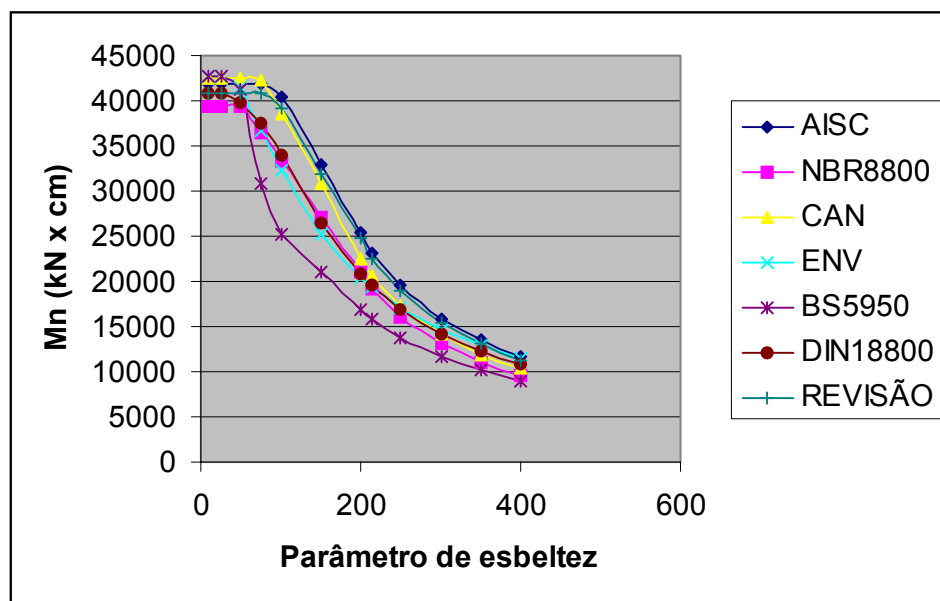


FIGURA 69 – Resistência nominal devido ao momento fletor para FLT – Caso 2 – carga distribuída – viga bi apoiada

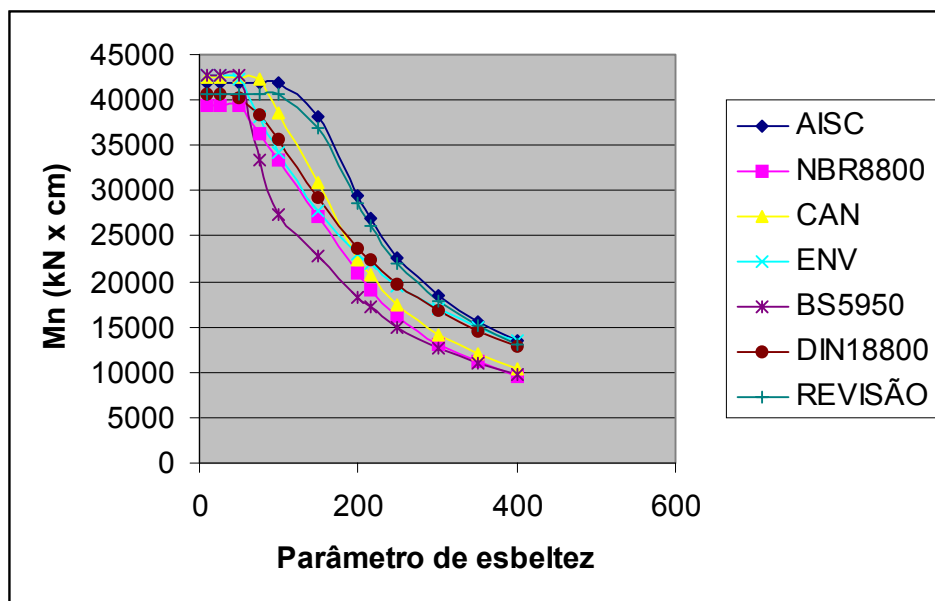


FIGURA 70 – Resistência nominal devido ao momento fletor para FLT – Caso 3 – carga concentrada no meio do vão – viga bi apoiada.

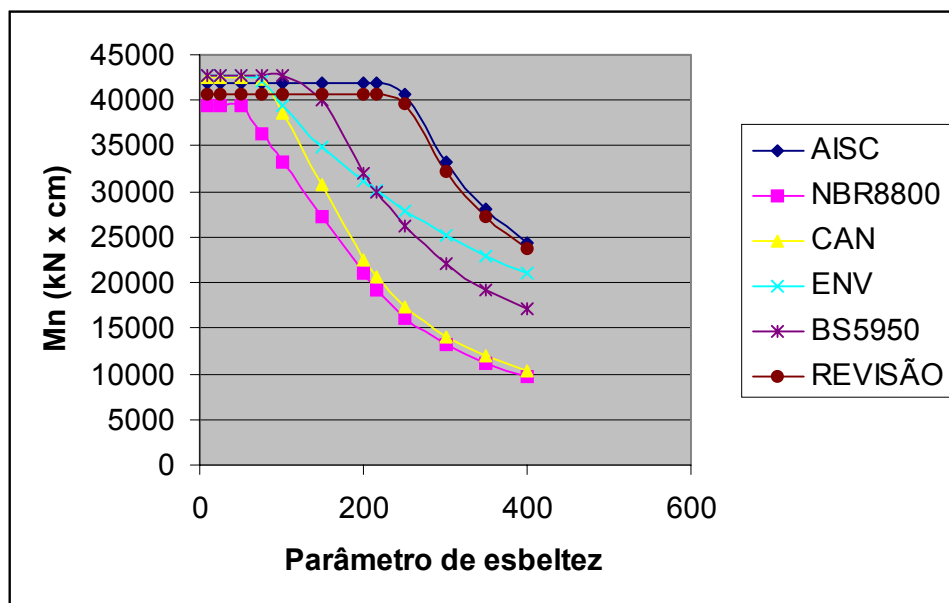


FIGURA 71 – Resistência nominal devido ao momento fletor para FLT – Caso 4 – carga distribuída – viga bi engastada.

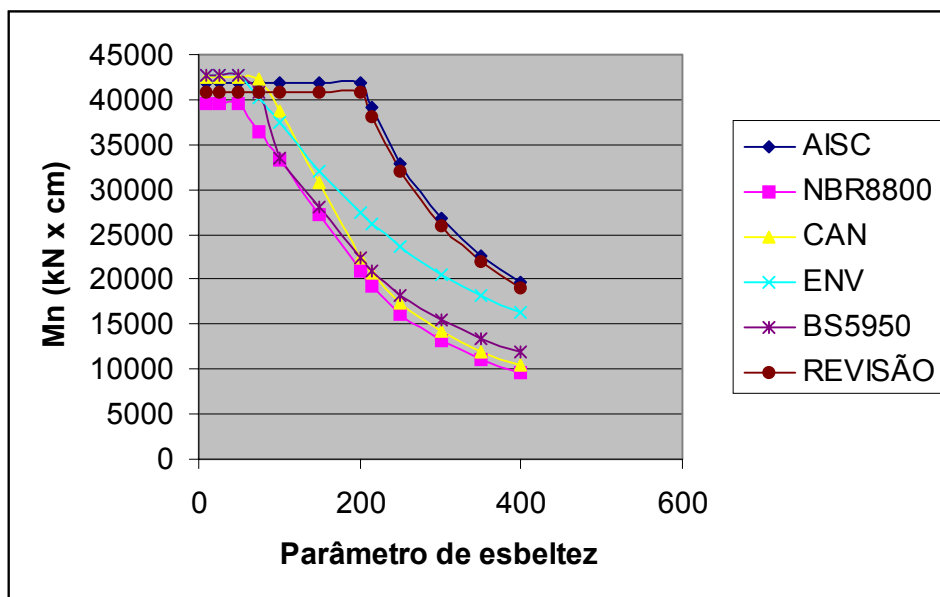


FIGURA 72 – Resistência nominal ao momento fletor para FLT – Caso 5 – carga concentrada no meio do vão – viga bi engastada.

5.7.4 Resistência ao momento fletor devido a FLT para um perfil I monossimétrico

Para analisar e comparar as resistências ao momento fletor devido a FLT para um perfil I monossimétrico, adotou-se como exemplo prático um perfil I com as seguintes características (ver FIG. 73):

I 500 x 250 x 125 x 16 x 12,5

$$A = 118,50 \text{ cm}^2$$

$$I_x = 43852 \text{ cm}^4$$

$$W_{xs} = 2096 \text{ cm}^3$$

$$W_{xi} = 1508 \text{ cm}^3$$

$$I_y = 2350 \text{ cm}^4$$

$$I_T = 82 \text{ cm}^4$$

$$C_w = 538941 \text{ cm}^6$$

$$E = 20500 \text{ kN/cm}^2$$

$$G = 7885 \text{ kN/cm}^2$$

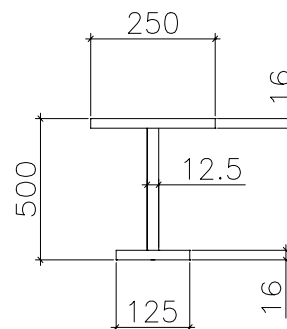


FIGURA 73 – I 500 x 250 x 125 x 16 x 12,5

Foram considerados também os mesmos tipos de carregamento utilizados no item 5.7.3 atuando apenas no nível do centro de torção. Para esse tipo de perfil, serão feitas duas análises: uma considerando a mesa superior (maior) comprimida; e a outra considerando a mesa inferior (menor) comprimida.

Além de obter os valores dos momentos críticos para as normas estudadas, serão obtidos valores para os coeficientes de C_b , à medida que se varia o vão da viga. Esses resultados serão comparados também com os valores obtidos por meio do programa MCE, que foi desenvolvido por Reis (1996), que possibilita o cálculo do carregamento crítico elástico para a flambagem lateral com torção para vigas de aço.

a) compressão na mesa superior (mesa maior)

As TAB. 83, 84, 85, 86 e 87 apresentam os valores de M_{cr} e C_b para as normas Eurocode 3 (2001) e AISC/LRFD (1999), além de mostrar também esses valores obtidos por meio do programa MCE, para os seguintes carregamentos:

Caso 1 : Momento uniforme – viga bi apoiada;

Caso 2 : Carga uniformemente distribuída – viga bi apoiada;

Caso 3 : Carga concentrada no meio do vão – viga bi apoiada;

Caso 4 : Carga distribuída uniformemente – viga bi engastada;

Caso 5 : Carga concentrada no meio do vão – viga bi engastada.

Tais tabelas utilizaram as fórmulas apresentadas no item 5.4.4 para obterem os valores de M_{cr} .

A FIG. 74 apresenta e compara os valores de C_b em função do comprimento destravado para cada caso para o AISC/LRFD (1999) e para o Eurocode (2001).

TABELA 83 – Valores de M_{cr} e C_b para o perfil I monossimétrico, considerando a mesa superior (maior) comprimida – Caso 1.

| L_b (cm) | PROGRAMA | | AISC/LRFD | | EUROCODE | |
|------------|--------------------|-------|--------------------|-------|--------------------|-------|
| | M_{cr} (kNcm) | C_b | M_{cr} (kNcm) | C_b | M_{cr} (kNcm) | C_b |
| 200 | 494103 | 1,0 | 476244 | 1,0 | 441809 | 1,0 |
| 400 | 133022 | 1,0 | 129171 | 1,0 | 120511 | 1,0 |
| 600 | 65230 | 1,0 | 63845 | 1,0 | 59928 | 1,0 |
| 800 | 40800 | 1,0 | 40203 | 1,0 | 37937 | 1,0 |
| 1000 | 29010 | 1,0 | 28737 | 1,0 | 27233 | 1,0 |
| 1200 | 22276 | 1,0 | 22158 | 1,0 | 21070 | 1,0 |
| 1400 | 17988 | 1,0 | 17952 | 1,0 | 17116 | 1,0 |
| 1600 | 15044 | 1,0 | 15052 | 1,0 | 14384 | 1,0 |
| 1800 | 12909 | 1,0 | 12943 | 1,0 | 12390 | 1,0 |
| 2000 | 11294 | 1,0 | 11343 | 1,0 | 10876 | 1,0 |

TABELA 84 – Valores de M_{cr} e C_b para o perfil I monossimétrico, considerando a mesa superior (maior) comprimida – Caso 2.

| L_b (cm) | PROGRAMA | | AISC/LRFD | | EUROCODE | |
|------------|--------------------|-------|--------------------|-------|--------------------|-------|
| | M_{cr} (kNcm) | C_b | M_{cr} (kNcm) | C_b | M_{cr} (kNcm) | C_b |
| 200 | 375616 | 0,76 | 542918 | 1,14 | 354176 | 0,80 |
| 400 | 107168 | 0,81 | 147255 | 1,14 | 101897 | 0,85 |
| 600 | 55692 | 0,85 | 72783 | 1,14 | 53345 | 0,89 |
| 800 | 36518 | 0,90 | 45832 | 1,14 | 35171 | 0,93 |
| 1000 | 26925 | 0,93 | 32761 | 1,14 | 26038 | 0,96 |
| 1200 | 21258 | 0,95 | 25260 | 1,14 | 20622 | 0,98 |
| 1400 | 17542 | 0,98 | 20465 | 1,14 | 17059 | 1,00 |
| 1600 | 14923 | 0,99 | 17160 | 1,14 | 14542 | 1,01 |
| 1800 | 12982 | 1,01 | 14755 | 1,14 | 12673 | 1,02 |
| 2000 | 11486 | 1,02 | 12931 | 1,14 | 11230 | 1,03 |

TABELA 85 – Valores de M_{cr} e C_b para o perfil I monossimétrico, considerando a mesa superior (maior) comprimida – Caso 3.

| L_b (cm) | PROGRAMA | | AISC/LRFD | | EUROCODE | |
|------------|--------------------|-------|--------------------|-------|--------------------|-------|
| | M_{cr} (kNcm) | C_b | M_{cr} (kNcm) | C_b | M_{cr} (kNcm) | C_b |
| 200 | 408174 | 0,83 | 628642 | 1,32 | 910372 | 2,06 |
| 400 | 118670 | 0,89 | 170506 | 1,32 | 237980 | 1,97 |
| 600 | 62711 | 0,96 | 84275 | 1,32 | 112757 | 1,88 |
| 800 | 41632 | 1,02 | 53069 | 1,32 | 68322 | 1,80 |
| 1000 | 30968 | 1,07 | 37933 | 1,32 | 47289 | 1,74 |
| 1200 | 24607 | 1,10 | 29249 | 1,32 | 35520 | 1,69 |
| 1400 | 20400 | 1,13 | 23696 | 1,32 | 28171 | 1,65 |
| 1600 | 17418 | 1,16 | 19870 | 1,32 | 23216 | 1,61 |
| 1800 | 15195 | 1,18 | 17085 | 1,32 | 19679 | 1,59 |
| 2000 | 13473 | 1,19 | 14973 | 1,32 | 17042 | 1,57 |

TABELA 86 – Valores de M_{cr} e C_b para o perfil I monossimétrico, considerando a mesa superior (maior) comprimida – Caso 4.

| L_b (cm) | PROGRAMA | | AISC/LRFD | | EUROCODE | |
|------------|--------------------|-------|--------------------|-------|--------------------|-------|
| | M_{cr} (kNcm) | C_b | M_{cr} (kNcm) | C_b | M_{cr} (kNcm) | C_b |
| 200 | 227596 | 0,46 | 1133461 | 2,38 | 478353 | 1,08 |
| 400 | 80712 | 0,61 | 307427 | 2,38 | 133716 | 1,11 |
| 600 | 50937 | 0,78 | 151951 | 2,38 | 68148 | 1,14 |
| 800 | 38788 | 0,95 | 95685 | 2,38 | 44011 | 1,16 |
| 1000 | 32059 | 1,11 | 68395 | 2,38 | 32083 | 1,18 |
| 1200 | 27670 | 1,21 | 52737 | 2,38 | 25118 | 1,19 |
| 1400 | 24512 | 1,36 | 42725 | 2,38 | 20594 | 1,20 |
| 1600 | 22090 | 1,47 | 35825 | 2,38 | 17434 | 1,21 |
| 1800 | 20150 | 1,56 | 30804 | 2,38 | 15107 | 1,22 |
| 2000 | 18547 | 1,64 | 26997 | 2,38 | 13325 | 1,23 |

TABELA 87 – Valores de M_{cr} e C_b para o perfil I monossimétrico, considerando a mesa superior (maior) comprimida – Caso 5.

| L_b (cm) | PROGRAMA | | AISC/LRFD | | EUROCODE | |
|------------|--------------------|-------|--------------------|-------|--------------------|-------|
| | M_{cr} (kNcm) | C_b | M_{cr} (kNcm) | C_b | M_{cr} (kNcm) | C_b |
| 200 | 169790 | 0,34 | 914389 | 1,92 | 1513681 | 3,43 |
| 400 | 60080 | 0,45 | 248009 | 1,92 | 387171 | 3,21 |
| 600 | 37771 | 0,58 | 122582 | 1,92 | 178215 | 2,97 |
| 800 | 28608 | 0,70 | 77192 | 1,92 | 109745 | 2,76 |
| 1000 | 23487 | 0,81 | 55176 | 1,92 | 70446 | 2,59 |
| 1200 | 20120 | 0,90 | 42544 | 1,92 | 51573 | 2,45 |
| 1400 | 17684 | 0,98 | 34467 | 1,92 | 40000 | 2,34 |
| 1600 | 15813 | 1,05 | 28901 | 1,92 | 32335 | 2,25 |
| 1800 | 14317 | 1,11 | 24851 | 1,92 | 26958 | 2,18 |
| 2000 | 13086 | 1,16 | 21779 | 1,92 | 23014 | 2,12 |

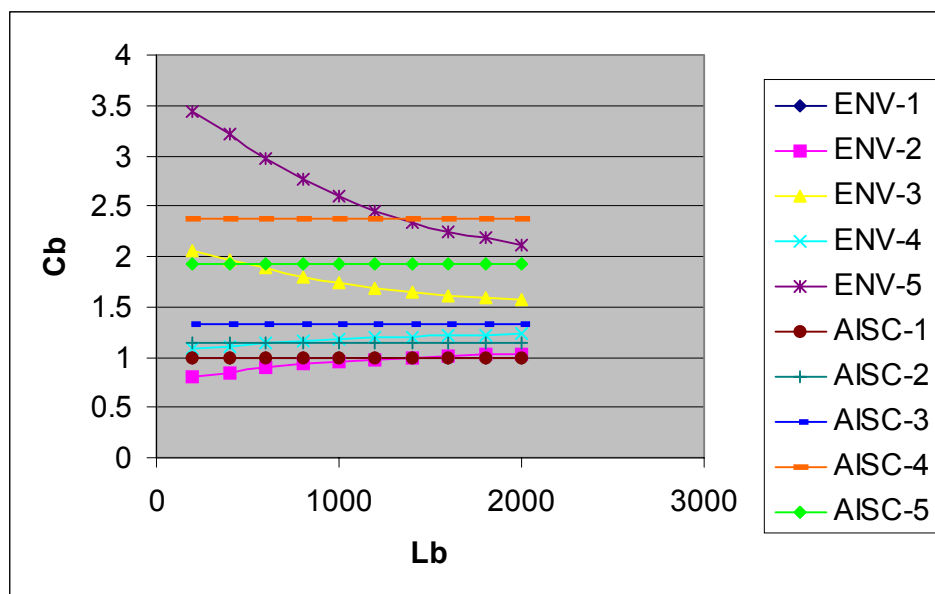


FIGURA 74 – Valores de C_b – perfil I monossimétrico – mesa maior comprimida

b) compressão na mesa inferior (menor)

De forma análoga, as TAB. 88, 89, 90, 91 e 92 apresentam os valores de M_{cr} e C_b para as normas Eurocode 3 (2001) e AISC/LRFD (1999), além de apresentarem também esses valores obtidos por meio do programa MCE para os mesmos carregamentos adotados para a compressão da mesa superior.

A FIG. 74 apresenta e compara os valores de C_b em função do comprimento destravado para cada caso para o AISC/LRFD (1999) e para o Eurocode 3 (2001).

TABELA 88 – Valores de M_{cr} e C_b para o perfil I monossimétrico, considerando a mesa inferior (menor) comprimida – Caso 1.

| L_b (cm) | PROGRAMA | | AISC/LRFD | | EUROCODE | |
|------------|----------|-------|-----------|-------|----------|-------|
| | M_{cr} | C_b | M_{cr} | C_b | M_{cr} | C_b |
| | (kNcm) | | (kNcm) | | (kNcm) | |
| 200 | 81763 | 1,00 | 80322 | 1,00 | 91253 | 1,00 |
| 400 | 29937 | 1,00 | 29937 | 1,00 | 32871 | 1,00 |
| 600 | 19414 | 1,00 | 19579 | 1,00 | 20977 | 1,00 |
| 800 | 15029 | 1,00 | 15195 | 1,00 | 16026 | 1,00 |
| 1000 | 12516 | 1,00 | 12655 | 1,00 | 13210 | 1,00 |
| 1200 | 10822 | 1,00 | 10934 | 1,00 | 11331 | 1,00 |
| 1400 | 9573 | 1,00 | 9662 | 1,00 | 9961 | 1,00 |
| 1600 | 8601 | 1,00 | 8672 | 1,00 | 8906 | 1,00 |
| 1800 | 7818 | 1,00 | 7875 | 1,00 | 8062 | 1,00 |
| 2000 | 7171 | 1,00 | 7216 | 1,00 | 7369 | 1,00 |

TABELA 89 – Valores de M_{cr} e C_b para o perfil I monossimétrico, considerando a mesa inferior (menor) comprimida – Caso 2.

| L_b (cm) | PROGRAMA | | AISC/LRFD | | EUROCODE | |
|------------|--------------------|-------|--------------------|-------|--------------------|-------|
| | M_{cr} (kNcm) | C_b | M_{cr} (kNcm) | C_b | M_{cr} (kNcm) | C_b |
| 200 | 130591 | 1,60 | 91567 | 1,14 | 145930 | 1,60 |
| 400 | 45299 | 1,51 | 34129 | 1,14 | 49830 | 1,52 |
| 600 | 27832 | 1,43 | 22320 | 1,14 | 30202 | 1,44 |
| 800 | 20627 | 1,37 | 17323 | 1,14 | 22153 | 1,38 |
| 1000 | 16620 | 1,33 | 14427 | 1,14 | 17706 | 1,34 |
| 1200 | 14019 | 1,30 | 12465 | 1,14 | 14836 | 1,31 |
| 1400 | 12170 | 1,27 | 11015 | 1,14 | 12808 | 1,29 |
| 1600 | 10777 | 1,25 | 9887 | 1,14 | 11288 | 1,27 |
| 1800 | 9684 | 1,24 | 8978 | 1,14 | 10101 | 1,25 |
| 2000 | 8800 | 1,23 | 8227 | 1,14 | 9146 | 1,24 |

TABELA 90 – Valores de M_{cr} e C_b para o perfil I monossimétrico, considerando a mesa inferior (menor) comprimida – Caso 3.

| L_b (cm) | PROGRAMA | | AISC/LRFD | | EUROCODE | |
|------------|--------------------|-------|--------------------|-------|--------------------|-------|
| | M_{cr} (kNcm) | C_b | M_{cr} (kNcm) | C_b | M_{cr} (kNcm) | C_b |
| 200 | 173952 | 2,13 | 106025 | 1,32 | 82375 | 0,90 |
| 400 | 59211 | 1,98 | 39517 | 1,32 | 30983 | 0,94 |
| 600 | 35745 | 1,84 | 25849 | 1,32 | 20760 | 0,99 |
| 800 | 26132 | 1,74 | 20058 | 1,32 | 16574 | 1,03 |
| 1000 | 20840 | 1,67 | 16705 | 1,32 | 14171 | 1,07 |
| 1200 | 17444 | 1,61 | 14433 | 1,32 | 12521 | 1,11 |
| 1400 | 15055 | 1,57 | 12755 | 1,32 | 11275 | 1,13 |
| 1600 | 13271 | 1,54 | 11448 | 1,32 | 10280 | 1,15 |
| 1800 | 11882 | 1,52 | 10379 | 1,32 | 9458 | 1,17 |
| 2000 | 10766 | 1,50 | 9525 | 1,32 | 8763 | 1,19 |

TABELA 91 – Valores de M_{cr} e C_b para o perfil I monossimétrico, considerando a mesa inferior (menor) comprimida – Caso 4.

| L_b (cm) | PROGRAMA | | AISC/LRFD | | EUROCODE | |
|------------|--------------------|-------|--------------------|-------|--------------------|-------|
| | M_{cr} (kNcm) | C_b | M_{cr} (kNcm) | C_b | M_{cr} (kNcm) | C_b |
| 200 | 693830 | 8,49 | 191166 | 2,38 | 139209 | 1,53 |
| 400 | 199131 | 6,65 | 71252 | 2,38 | 48927 | 1,49 |
| 600 | 104606 | 5,39 | 46598 | 2,38 | 30463 | 1,45 |
| 800 | 69573 | 4,63 | 36165 | 2,38 | 22812 | 1,42 |
| 1000 | 52106 | 4,16 | 30121 | 2,38 | 18516 | 1,40 |
| 1200 | 41789 | 3,86 | 26024 | 2,38 | 15696 | 1,39 |
| 1400 | 34997 | 3,66 | 22997 | 2,38 | 13671 | 1,37 |
| 1600 | 30177 | 3,51 | 20641 | 2,38 | 12133 | 1,36 |
| 1800 | 26569 | 3,40 | 18743 | 2,38 | 10919 | 1,35 |
| 2000 | 23757 | 3,31 | 17175 | 2,38 | 9932 | 1,35 |

TABELA 92 – Valores de M_{cr} e C_b para o perfil I monossimétrico, considerando a mesa inferior (menor) comprimida – Caso 5.

| L_b (cm) | PROGRAMA | | AISC/LRFD | | EUROCODE | |
|------------|--------------------|-------|--------------------|-------|--------------------|-------|
| | M_{cr} (kNcm) | C_b | M_{cr} (kNcm) | C_b | M_{cr} (kNcm) | C_b |
| 200 | 482504 | 5,90 | 154218 | 1,92 | 64887 | 0,71 |
| 400 | 137858 | 4,60 | 57480 | 1,92 | 24976 | 0,76 |
| 600 | 71938 | 3,71 | 37592 | 1,92 | 17247 | 0,82 |
| 800 | 47487 | 3,16 | 29175 | 1,92 | 14199 | 0,89 |
| 1000 | 35303 | 2,82 | 24299 | 1,92 | 12497 | 0,95 |
| 1200 | 28121 | 2,60 | 20994 | 1,92 | 11332 | 1,00 |
| 1400 | 23411 | 2,45 | 18552 | 1,92 | 10435 | 1,05 |
| 1600 | 20085 | 2,34 | 16652 | 1,92 | 9700 | 1,09 |
| 1800 | 17609 | 2,25 | 15120 | 1,92 | 9073 | 1,13 |
| 2000 | 15691 | 2,19 | 13856 | 1,92 | 8528 | 1,16 |

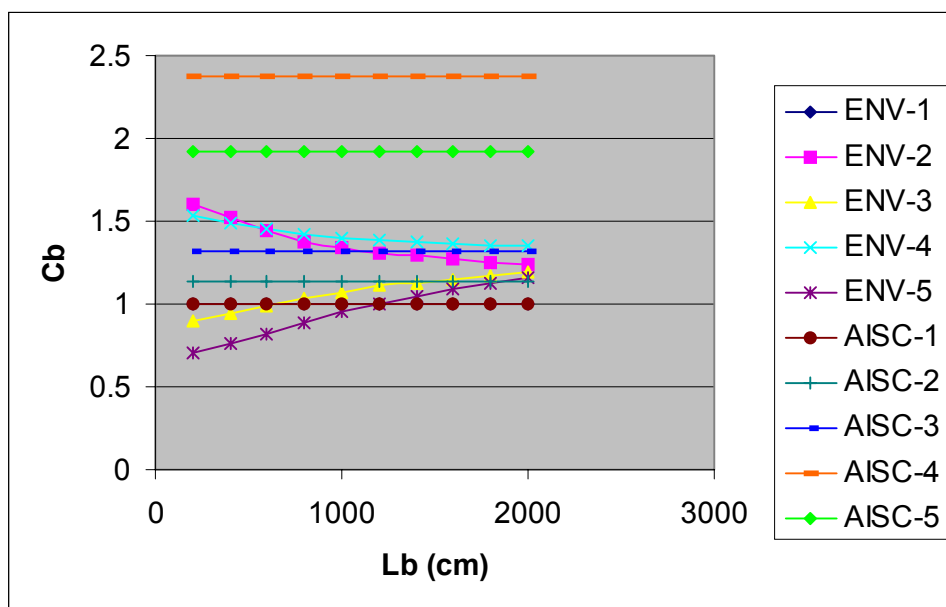


FIGURA 75 – Valores de C_b - perfil I monossimétrico – mesa menor comprimida

5.7.5 Viga Castelada

A DIN 18800 (1990) é a única norma que faz comentários sobre a resistência ao momento fletor devido a flambagem lateral com torção. Portanto, por meio de um exemplo prático, é feita uma comparação entre as resistências de um perfil I soldado, laminado, de um perfil como viga castelada, considerando o mesmo perfil do soldado e do laminado, e como viga castelada, considerando uma altura proveniente da montagem desse perfil após o corte da alma, resultando, assim, uma altura final maior. Todas essas resistências são obtidas por intermédio do procedimento da norma DIN 18800 (1990).

O perfil utilizado foi um perfil I de 400 x 200 x 19 x 8. Para as vigas casteladas, foi considerado um furo de 200 mm de altura, que faz com que a altura da viga castelada montada, após o corte da alma, fique com 500 mm, conforme é mostrado na FIG. 76.

Para este estudo foram considerados três tipos de carregamento:

Caso1: Momento uniforme em viga bi apoiada;

Caso 2 : Carga distribuída em viga bi apoiada;

Caso 3 : Carga concentrada no meio do vão em viga bi apoiada.

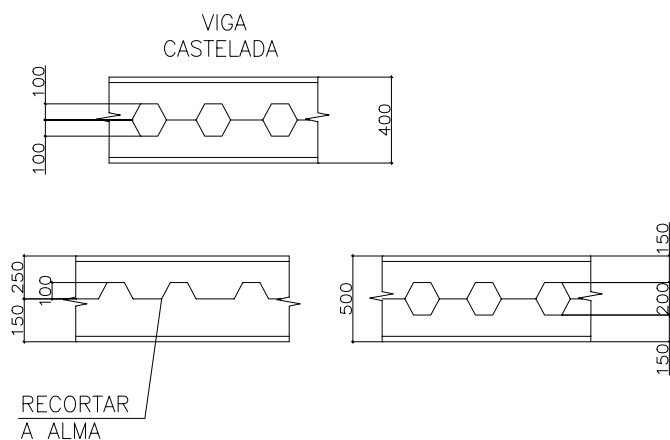


FIGURA 76 – Viga castelada

As TAB. 93, 94 e 95 apresentam os valores das resistências nominais de cada tipo de perfil mencionado acima, para cada tipo de carregamento em função do comprimento destravado.

As FIG. 77, 78 e 79 apresentam os gráficos das tabelas acima, para uma melhor comparação entre as curvas das resistências nominais ao momento fletor.

TABELA 93 – Resistência nominal ao momento fletor para FLT de um perfil I duplamente simétrico(kNcm) – DIN 18800 (1990) – Momento uniforme em viga bi apoiada

| λ | Perfil Soldado I 400x200x19x8 | Perfil Laminado I 400x200x19x8 | Viga Castelada I 400x200x19x8 | Viga Castelada I 500x200x19x8 |
|-----------|----------------------------------|-----------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|
| 10 | 42750 | 42750 | 42750 | 56375 |
| 25 | 42750 | 42750 | 42750 | 56375 |
| 50 | 41607 | 42296 | 39752 | 51960 |
| 75 | 38617 | 40350 | 35364 | 45265 |
| 100 | 34264 | 30537 | 30634 | 38048 |
| 150 | 25857 | 27588 | 23070 | 27008 |
| 200 | 20018 | 21030 | 18149 | 20371 |
| 215 | 18696 | 19558 | 17034 | 18938 |
| 250 | 16164 | 16767 | 14881 | 16250 |
| 300 | 13511 | 13892 | 12588 | 13499 |
| 350 | 11593 | 11847 | 10900 | 11543 |
| 400 | 10146 | 10324 | 9608 | 10064 |

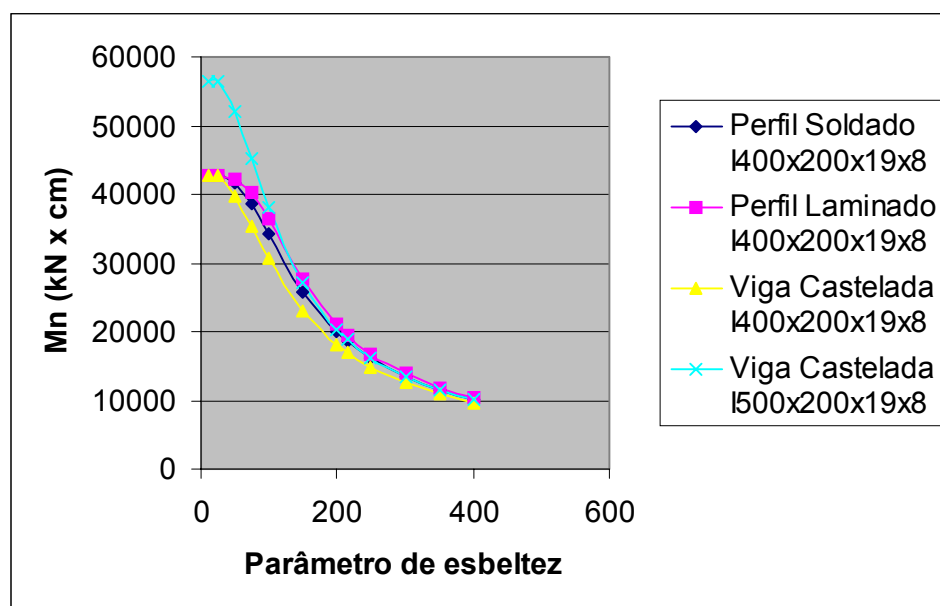


FIGURA 77 - Perfil I duplamente simétrico – Momento uniforme em viga bi apoiada

TABELA 94 – Resistência nominal ao momento fletor para FLT de um perfil I duplamente simétrico(kNcm) – DIN 18800 (1990) – Carga distribuída em viga bi apoiada

| λ | Perfil Soldado I 400x200x19x8 | Perfil Laminado I 400x200x19x8 | Viga Castelada I 400x200x19x8 | Viga Castelada I 500x200x19x8 |
|-----------|----------------------------------|-----------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|
| 10 | 42750 | 42750 | 42750 | 56375 |
| 25 | 42750 | 42750 | 42750 | 56375 |
| 50 | 41831 | 42406 | 40186 | 52593 |
| 75 | 39359 | 40898 | 36308 | 46639 |
| 100 | 35578 | 37778 | 31960 | 39926 |
| 150 | 27699 | 29640 | 24650 | 29075 |
| 200 | 21820 | 23050 | 19665 | 22229 |
| 215 | 20448 | 21511 | 18511 | 20721 |
| 250 | 17784 | 18547 | 16261 | 17866 |
| 300 | 14944 | 15438 | 13832 | 14909 |
| 350 | 12864 | 13199 | 12023 | 12787 |
| 400 | 11283 | 11520 | 10626 | 11199 |

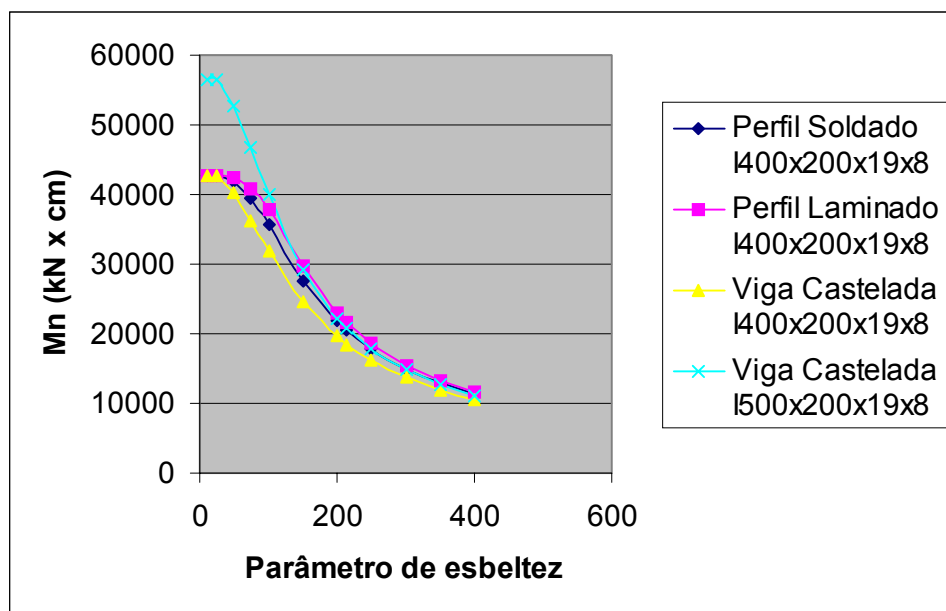


FIGURA 78 – Perfil I duplamente simétrico – Carga distribuída em viga bi apoiada

TABELA 95 – Resistência nominal ao momento fletor para FLT de um perfil I duplamente simétrico(kNcm) – DIN 18800 (1990) – Carga concentrada no meio do vão em viga bi apoiada

| λ | Perfil Soldado I 400x200x19x8 | Perfil Laminado I 400x200x19x8 | Viga Castelada I 400x200x19x8 | Viga Castelada I 500x200x19x8 |
|-----------|----------------------------------|-----------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|
| 10 | 42750 | 42750 | 42750 | 56375 |
| 25 | 42750 | 42750 | 42750 | 56375 |
| 50 | 42111 | 42533 | 40777 | 53458 |
| 75 | 40328 | 41556 | 37653 | 48321 |
| 100 | 37416 | 39390 | 33946 | 42793 |
| 150 | 30604 | 32800 | 27205 | 32506 |
| 200 | 24874 | 26486 | 22237 | 25461 |
| 215 | 23462 | 24897 | 21045 | 23853 |
| 250 | 20642 | 21729 | 18674 | 20753 |
| 300 | 17534 | 18272 | 16049 | 17471 |
| 350 | 15197 | 15713 | 14050 | 15073 |
| 400 | 13390 | 13763 | 12484 | 13250 |

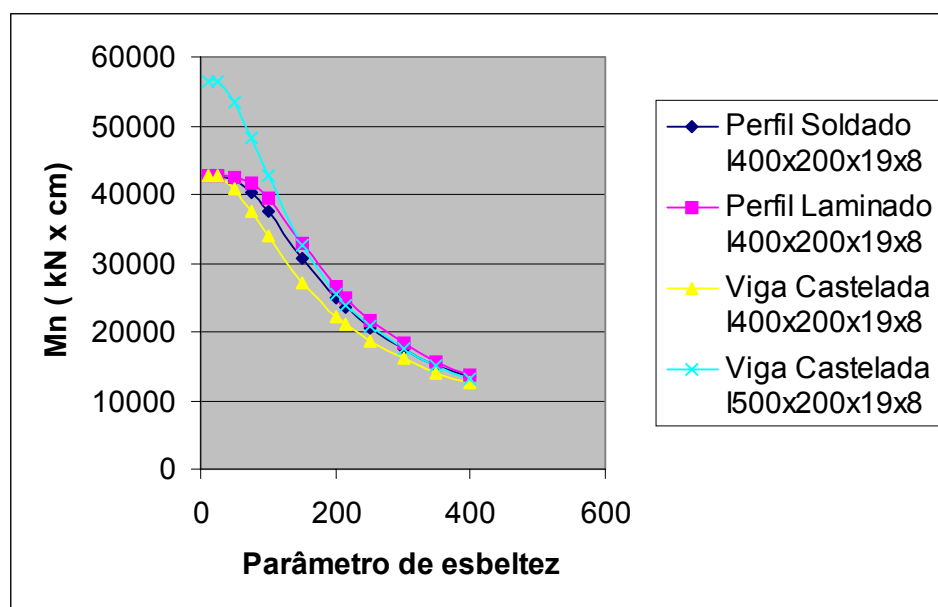


FIGURA 79 – Perfil I duplamente simétrico – Carga concentrada no meio do vão

5.8 Estudo comparativo

Analisando os valores limites da relação largura – espessura (b/t) apresentados na TAB. 52, para que não ocorra a flambagem local da alma ou da mesa, pode-se concluir que:

- Para mesas de perfil I e U, praticamente não existem diferenças para os valores limites (b/t) entre as normas. A maior parte das normas adotam um valor de $0,38\sqrt{E/f_y}$, enquanto as normas alemã e o Eurocode 3 (2001) adotam o valor mais conservativo de $0,34\sqrt{E/f_y}$, apresentando uma diferença na faixa de 12%;
- Para mesas de perfil caixa, a diferença entre o maior e o menor valor entre as normas é de 15%, enquanto a diferença entre o valor médio das normas e o valor mais conservador, que é adotado pela NBR 8800 (1986), AISC/LRFD (1999) e pela Revisão da Norma Brasileira, está na faixa de 5%;
- Para almas de perfis I, U e caixa, quase todas as normas, com exceção do Eurocode 3 (2001) e da DIN 18800 (1990), apresentam praticamente os mesmos valores, que é $3,75\sqrt{(E/f_y)}$;
- Já para os perfis tubulares circulares, as diferenças entre os valores limite D/t são bem maiores, podendo alcançar uma diferença de até 50% entre o maior e o menor valor;
- Portanto, de maneira geral, com exceção dos perfis tubulares, as diferenças desses valores são muito pequenas, podendo-se considerar que são insignificantes;
- Praticamente não há grandes diferenças entre a NBR 8800 (1986) e a Revisão da Norma Brasileira.

O item 5.6 faz uma comparação entre as normas considerando os coeficientes de segurança das ações nominais e as resistências ao momento fletor. Essa análise é feita para a combinação de (CP + SC), que é uma das combinações mais utilizadas para

peças fletidas, em função da relação CP/SC, que varia de 0,5 a 4,0. O objetivo foi obter um fator de correção para cada variação de CP/SC e para cada norma. Para efeito de cálculo, a princípio foram adotados quatro variações de CP/SC, sendo 0,5; 1,5; 2,5 e 3,5, acreditando que essas faixas representam bem a realidade. Conclui-se que praticamente não há grandes diferenças entre as resistências ao momento fletor ($\phi_b M_n$), levando-se em consideração já as combinações de ações de cada norma e observando diferenças máximas de uma norma para outra na faixa de 8%; pode-se constatar que as normas de maneira geral apresentam valores bem próximos.

Quando $\lambda < \lambda_p$, as resistências ao momento fletor devido ao FLM e ao FLA não apresentam grandes diferenças entre as especificações, conforme explicação acima comentada.

Para as vigas que apresentam esbelteza $\lambda_p < \lambda < \lambda_r$, ou que pertencem à classe 3 para as normas canadense e européias, os exemplos apresentados nos itens 5.7.1 e 5.7.2 mostram uma variação máxima entre os valores das resistências ao momento fletor na faixa de 6,8%, para o estado limite FLA, e 8,6%, para o estado limite FLM. Portanto, conclui-se, também, que os resultados finais são praticamente os mesmos entre as normas. É interessante notar que os valores obtidos pela Revisão da Norma Brasileira, já considerando o fator de correção mencionado no item 5.6, são aproximadamente iguais ao valor médio adotado pelas demais normas, tanto para o FLA quanto para o FLM.

A TAB. 75 apresenta os valores de C_b para cada norma e para o programa MCE, desenvolvido por Reis (1996), para uma viga I bissimétrica, com apoios nas extremidades e com vínculo de garfo em cada uma delas, considerando ainda que os carregamentos atuam no nível do centro de torção. Pode-se concluir que:

- Para os carregamentos em que existem cargas transversais, os valores de C_b para a NBR 8800 (1986) e CAN/CSA (1999) são bastante conservadores ($C_b=1,0$) e inferiores aos valores das demais normas que aproximam muito do resultado obtido pelo programa MCE. Os valores sugeridos pela Revisão da Norma Brasileira são

praticamente iguais ao do programa, fazendo com que os resultados finais sejam aceitáveis;

- Para os carregamentos em que não existem cargas transversais, pode-se observar que os valores de C_b das normas, de modo geral, aproximam do valor obtido pelo programa, representando mais a realidade. Nota-se, também, que os valores obtidos pela Revisão da Norma Brasileira, além de aproximar do valor real, são valores ligeiramente a favor da segurança.

No exemplo 5.7.3, analisando os resultados obtidos pela NBR 8800 (1986), AISC/LRFD (1999), CAN/CSA(1994) , Eurocode 3 (2001), BS 5950 (2000), DIN 18800 (1990) além da Revisão da Norma Brasileira por meio das TAB. 78, 79, 80, 81 e 82. e dos gráficos das FIG. 68, 69, 70, 71 e 72, e comparando-os entre si para uma viga com perfil I bissimétrico e cargas transversais aplicadas, no nível do centro de torção, pode-se concluir que:

- Observando o gráfico da FIG. 68, que está relacionado ao Caso 1, em que todas as normas adotam valores de C_b iguais a 1, percebe-se que a norma canadense é a que apresenta as maiores resistências nominais ao momento fletor devido ao estado limite da FLT, e a BS 5950 (2000) os valores mais conservadores. A Revisão da Norma Brasileira mostra valores bem próximos do AISC/LRFD (1999), um pouco superiores a atual NBR 8800 (1986), Eurocode 3 (2001) e DIN 18800 (1990);
- Quando há cargas transversais aplicadas (Casos 2 a 5), as resistências nominais das normas NBR 8800 (1986), CAN/CSA (1994), já considerando o fator de correção mencionado no item 5.6, apresentam valores inferiores aos das demais, principalmente para os Casos 4 e 5 em que a diferença de C_b é grande, pois essas especificações recomendam adotar sempre C_b igual a 1,0. Isso equivale igualar esses casos à situação mais desfavorável possível, em que a viga está solicitada por um momento fletor uniforme constante em todo o seu comprimento. Analisando os gráficos das FIG. 69 e 70, referentes aos Casos 2 e 3 de carregamentos,

respectivamente, percebe-se que esse efeito é diminuído, pelo fato de que os valores de C_b vão se aproximando do valor unitário;

- Comparando os resultados da Revisão da Norma Brasileira com os da atual NBR 8800 (1986), percebe-se uma evolução bem razoável, principalmente no que diz respeito aos casos em que C_b real é bem maior que 1,0. Isso é comprovado, analisando as resistências do momento fletor, por meio dos gráficos das FIG. 68, 69, 70, 71 e 72, em que primeiramente para o Caso 1, os valores da NBR 8800 (1986) estão muito próximos dos valores da revisão, e para os demais casos as curvas das duas normas vão distanciando, à medida que os valores de C_b vão aumentando de um caso para outro, percebendo ainda que a Revisão da Norma sempre se apresenta ligeiramente abaixo do AISC/LRFD (1999) para todos os casos de carregamentos analisados.

A NBR 8800 (1986) e o AISC/LRFD (1999) não fazem restrição à utilização do fator de momento equivalente (C_b), para qualquer uma das seções transversais por elas consideradas. Já a especificação europeia Eurocode 3 (2001) faz uma distinção na formulação, de maneira a se considerar a seção transversal, o eixo de flexão, os carregamentos e as condições de contorno.

No exemplo 5.7.4 é analisado o comportamento para vigas com seções T e I monossimétricas, fletidas em torno do eixo perpendicular à alma. É feita uma análise utilizando os valores de M_{cr} e C_b obtidos pela norma americana e pelo Eurocode 3 (2001), comparando com os valores obtidos pelo programa MCE, demonstrados pelas TAB. 83, 84, 85, 86 e 87 para o caso em que a mesa superior (maior) for comprimida e pelas TAB. 88, 89, 90, 91 e 92 para o caso em que a mesa inferior (menor) for comprimida, podendo concluir que:

- Para a situação em que a mesa superior é comprimida, verificou-se para o Caso 1 de carregamento (momento uniforme p/ viga bi apoiada) que os valores de M_{cr} e C_b são praticamente iguais para as duas normas e para o programa. No Caso 2 (carga distribuída para viga bi apoiada), os valores estão muito próximos uns dos outros,

percebendo que o AISC/LRFD (1999) apresenta valores um pouco maiores. Para os demais casos, observaram-se variações bem maiores, de maneira que para os Casos 3 e 5 (cargas concentradas no meio do vão para vigas bi apoiadas e para vigas bi engastadas, respectivamente) os valores do AISC/LRFD (1999) sempre se posicionam entre os valores do programa e o do Eurocode 3 (2001);

- Para a situação em que a mesa superior é comprimida, quase todos os casos de carregamento mostram que o AISC/LRFD (1999) apresenta valores intermediários entre os outros dois. Isso só não é verificado para o Caso 2, em que os valores da norma americana são menores .

É importante observar que a Revisão da Norma Brasileira adotou o mesmo processo do AISC/LRFD (1999), que, apesar de apresentar diferenças entre os outros dois resultados, considera valores razoáveis e aceitáveis.

Finalmente o exemplo 5.7.5 apresenta as resistências ao momento fletor para vigas casteladas, segundo a DIN 18800 (1990), que é a única norma que aborda o assunto. A análise foi feita para três tipos de carregamento, todos para vigas bi apoiadas, que são:

Caso 1 : Momento uniforme;

Caso 2 : Carga distribuída uniforme;

Caso 3 : Carga concentrada no meio do vão.

Suas resistências são comparadas às do perfil soldado e laminado, além de considerar a viga castelada com uma altura igual a esses ($H=400\text{mm}$) e outra com uma altura maior obtida pela montagem do perfil após o corte da alma ($H=500\text{mm}$). É fácil notar por meio das TAB. 93, 94 e 95 e principalmente dos gráficos das FIG. 76, 77 e 78, as seguintes conclusões:

- Os resultados da viga castelada com altura $H=400\text{mm}$ são inferiores a todos os outros resultados; isso é óbvio, pelo fato de que a retirada do material no meio da alma enfraquece o perfil;

- Utilizando-se, porém, a viga castelada com altura obtida após o corte do perfil, ou seja, $H=500\text{mm}$, observou-se que tal perfil apresenta resistências maiores que as outras situações, até um certo valor de λ , ($\cong 200$), em que a partir desse ponto, as resistências são praticamente iguais. Observou-se que quando o comprimento destravado for muito pequeno ou zero, essa diferença pode chegar a 30%.

6

CONCLUSÕES FINAIS

Conforme já foi dito anteriormente, a Revisão da Norma Brasileira tornou-se indispensável e de grande importância. Este trabalho consegue mostrar por meio de comparações entre as normas e a proposta de revisão que a nova especificação adotará critérios modernos e seguros no dimensionamento de barras submetidas aos diversos esforços existentes.

Apresenta resultados coerentes e próximos da realidade, tornando-se assim uma norma mais completa, mais atualizada e de mesmo nível técnico das demais normas já revisadas nessa última década.

No que diz respeito às combinações de ações, a diferença da Revisão da Norma para a NBR 8800 (1986) é pequena, conforme mostrado no capítulo 2. Basicamente, resume em alterar o coeficiente de segurança da carga permanente de 1,4 para 1,35, quando for de grande variabilidade, e de 1,3 para 1,25, quando for de pequena variabilidade, além de alterar o fator de combinação (ψ) das sobrecargas, mudando de 0,65 para 0,70.

Tais alterações provocaram uma pequena diminuição nas solicitações de cálculo em relação à atual norma, mas, percebe-se que, ao comparar com as demais normas, a proposta adotada pela Revisão da Norma sempre apresenta valores intermediários, ligeiramente superiores aos da norma americana e um pouco menores aos do Eurocode 3 (2001). Portanto, acredita-se que a nova norma brasileira evoluiu e reflete a questão da segurança por intermédio de resultados das combinações de ações de uma forma aceitável e confiável.

Para barras tracionadas, o seu estudo foi limitado à análise dos valores de C_t , que é a grande variável para determinação da resistência das barras submetidas a esse tipo de esforço.

As mudanças sugeridas pela Revisão da Norma Brasileira, apresentam grande evolução no cálculo desse coeficiente. Verificou-se que a fórmula de Munse, que é utilizada pela norma americana, mostra, de maneira geral, resultados muito próximos dos valores obtidos pelos testes para todos os tipos de perfil com ligações soldadas e parafusadas. Portanto, a Revisão da Norma Brasileira também utiliza esse critério para quase todos os casos estudados neste trabalho, apresentando assim algumas vantagens em relação à atual norma, como:

- A utilização de uma fórmula única para quase todos os tipos de situação, permitindo assim um cálculo mais fácil e simplificado;
- A utilização dessa fórmula apresenta resultados muito mais precisos e coerentes em relação aos valores pré-determinados, critério utilizado pela NBR 8800 (1986) e sugerido também pelo AISC/LRFD (1999) para os diversos tipos de perfil e ligação. Os valores de C_t podem variar de perfil para perfil, dependendo da excentricidade imposta pela seção transversal e do comprimento da ligação, obedecendo a uma certa lógica, ao contrário da atual norma, que praticamente apresenta três valores de C_t para todas as situações, independentemente do comprimento da ligação.

Acredita-se que a outra grande mudança e evolução dessa norma para barras tracionadas está na limitação dos valores desse coeficiente, que a princípio já existia para o limite

superior praticamente em todas as normas, mas, somente a nova norma brasileira apresenta um limite inferior, que é de 0,75. Tal procedimento faz corrigir uma possível imperfeição da fórmula sem perder a segurança. É importante observar, também, que nenhum valor adotado pela proposta da revisão é menor que o menor valor utilizado pela NBR 8800 (1986).

No capítulo 4, que se refere às barras comprimidas, percebeu-se que praticamente não houve grandes modificações. A Revisão da Norma Brasileira continua adotando o mesmo critério, portanto as mesmas curvas utilizadas pelo Eurocode, que são muito próximas das consideradas pelas outras normas, e que apresentam resultados satisfatórios, quando comparados aos obtidos pelos testes. Entretanto é importante salientar as pequenas alterações feitas, corrigindo alguns pontos em que a NBR 8800 se apresenta incorreta e omissa, que são os seguintes:

- Os perfis I soldados com chapas cortadas a maçarico, que na atual norma recebe o mesmo tratamento que os demais perfis soldados. A Revisão da Norma Brasileira sugere passar a curva (c), adotada para esses perfis no caso do eixo Y, para a curva (b), que é bem parecida com a curva (2) do SSRC, utilizada para os perfis soldados, com chapas cortadas a maçarico;
- Os perfis I laminados com $40 \text{ mm} < t_f \leq 80 \text{ mm}$, em que a NBR 8800 (1986) adota a curva (d), a Revisão da Norma sugere passar para curva (b), no caso referente ao eixo X, e curva (c), referente ao eixo Y, situações adotadas pelas normas européias e semelhantes aos critérios utilizados pelas normas americana e canadense;
- E, por fim, a modificação da curva (c) para curva (b) no caso de cantoneiras, a exemplo das demais normas.

No capítulo 5, para os estados limites FLA (flambagem local da alma) e FLM (flambagem local da mesa) de uma barra fletida, constatou-se que praticamente não existem grandes diferenças nas resistências ao momento fletor entre as normas estudadas, apresentando uma variação máxima nesses valores na faixa de 8%, que pode

ser considerada desprezível. É importante observar que os valores obtidos pela Revisão da Norma Brasileira são bem próximos da média dos valores das demais normas.

No caso do estado limite FLT (flambagem lateral com torção) para uma viga I bissimétrica, considerando os apoios com vínculo de garfo e os carregamentos atuando no centro de torção, verificou-se que as resistências ao momento fletor para essa situação para NBR 8800 (1986) e CAN/CSA (1994) apresentam valores bastante conservadores, devido ao fato de tais normas adotarem $C_b=1,0$, que equivale ao caso mais desfavorável possível, em que a viga está solicitada por um momento fletor uniforme ao longo do seu comprimento. Portanto, isso explica a grande diferença dessas normas, quando comparadas com a nova Revisão da Norma, que adota o mesmo critério do AISC/LRFD (1999), cujos valores de C_b são praticamente iguais aos valores obtidos mediante um programa de computador (MCE), desenvolvido por Reis (1996), que utiliza o método dos elementos finitos em sua formulação energética, permitindo obter valores de M_{cr} bastante precisos.

Ainda para o estado limite FLT, mas para um perfil assimétrico (T ou I) em torno do eixo perpendicular à alma, percebeu-se que o critério utilizado pela Revisão da Norma, que é o mesmo do AISC/LRFD (1999) praticamente para todos os casos estudados, se encontram-se sempre entre os valores do programa MCE e do Eurocode (2001), considerando tais resultados satisfatórios.

ANEXO A

COMBINAÇÕES DE AÇÕES – GRÁFICOS

O ANEXO A apresenta os gráficos das combinações de ações das diversas normas mencionadas nas tabelas TAB. 5 e 6 do capítulo 2.

As FIG. 80 a 89 apresentam os gráficos das seguintes combinações de ações:

- CP+SC;
- CP+SC+VT com $VT/SC = 0,2$;
- CP+SC+VT com $VT/SC = 0,8$;
- CP+SC+VT com $VT/SC = 1,4$;
- CP+SC+VT com $VT/SC = 2,0$;
- CP+VT;
- CP+SC+VT com $VT/SC = 0,2$ - CASO ESPECIAL;
- CP+SC+VT com $VT/SC = 0,8$ - CASO ESPECIAL;
- CP+SC+VT com $VT/SC = 1,4$ - CASO ESPECIAL;
- CP+SC+VT com $VT/SC = 2,0$ - CASO ESPECIAL.

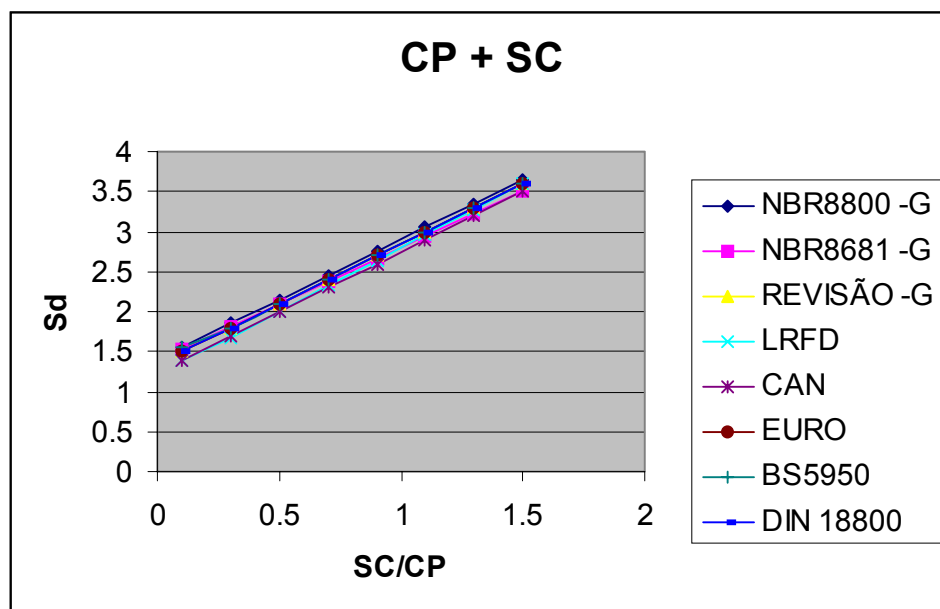


FIGURA 80 – Carregamento CP + SC

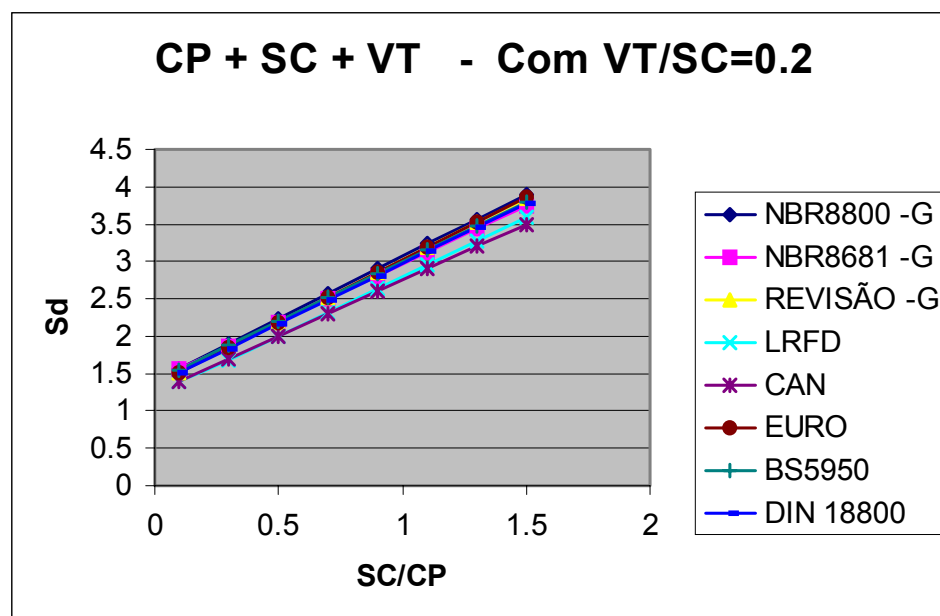


FIGURA 81 – Carregamento CP + SC + VT - com VT/SC = 0,2

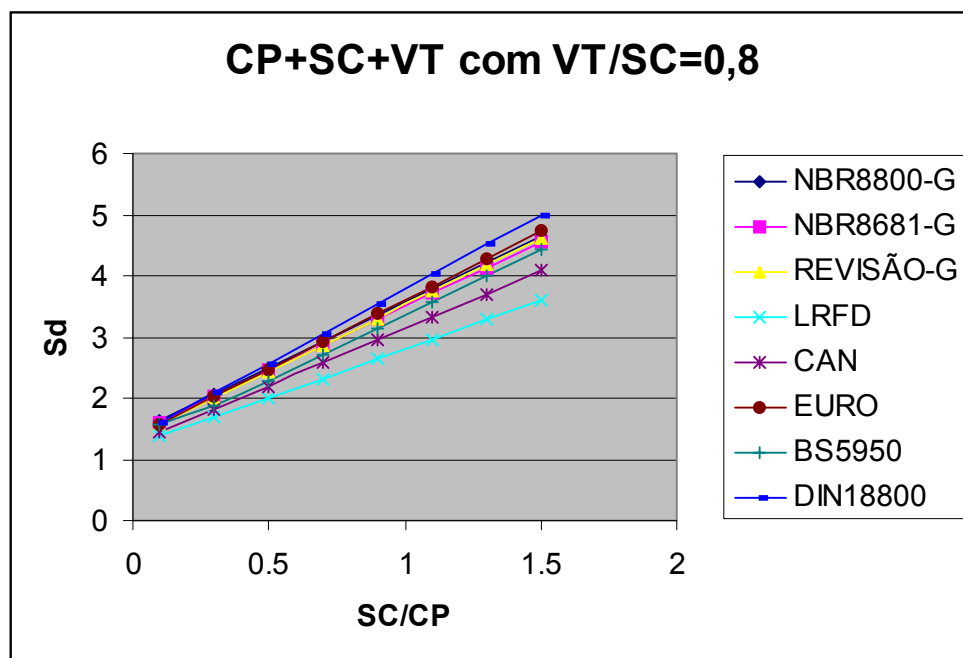


FIGURA 82 – Carregamento CP + SC + VT - VT/SC = 0,8

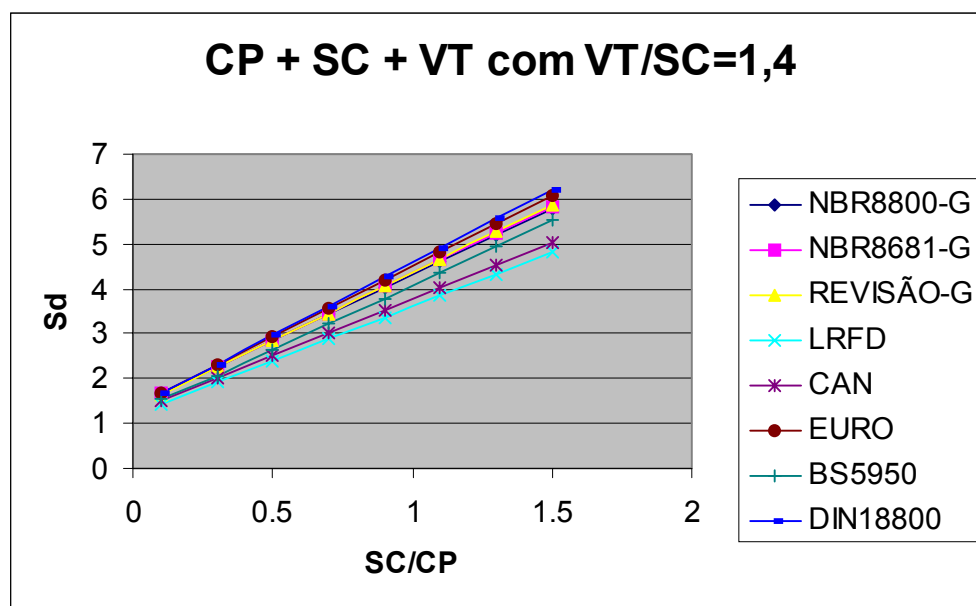


FIGURA 83 – Carregamento CP + SC + VT - VT/SC = 1,4

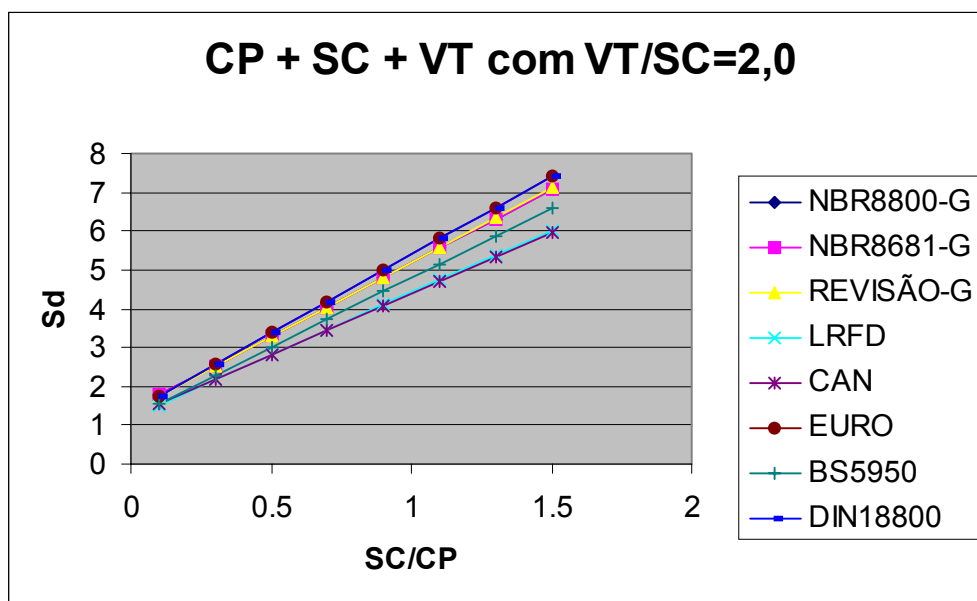


FIGURA 84 – Carregamento CP + SC + VT - VT/SC =2,0

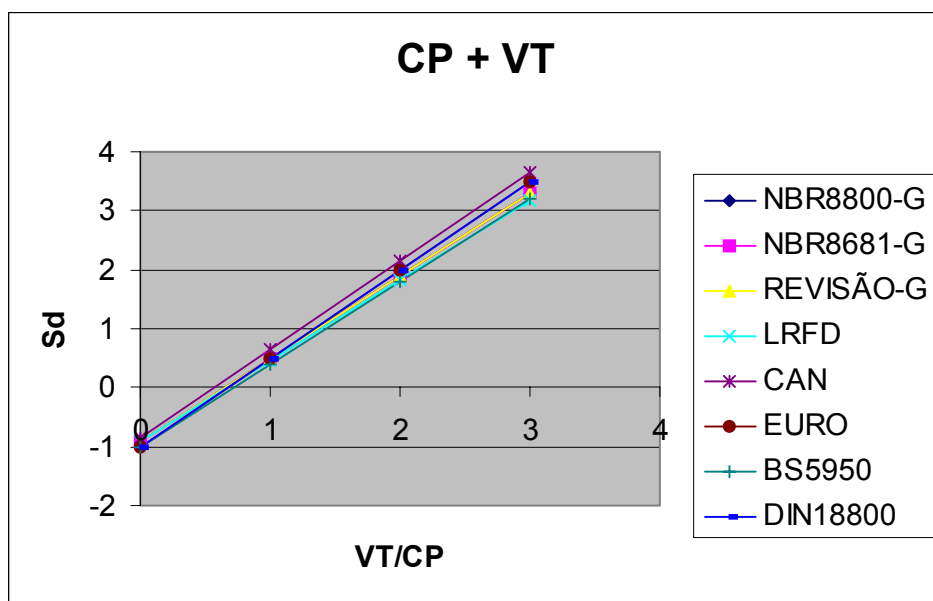


FIGURA 85 – Carregamento CP + VT

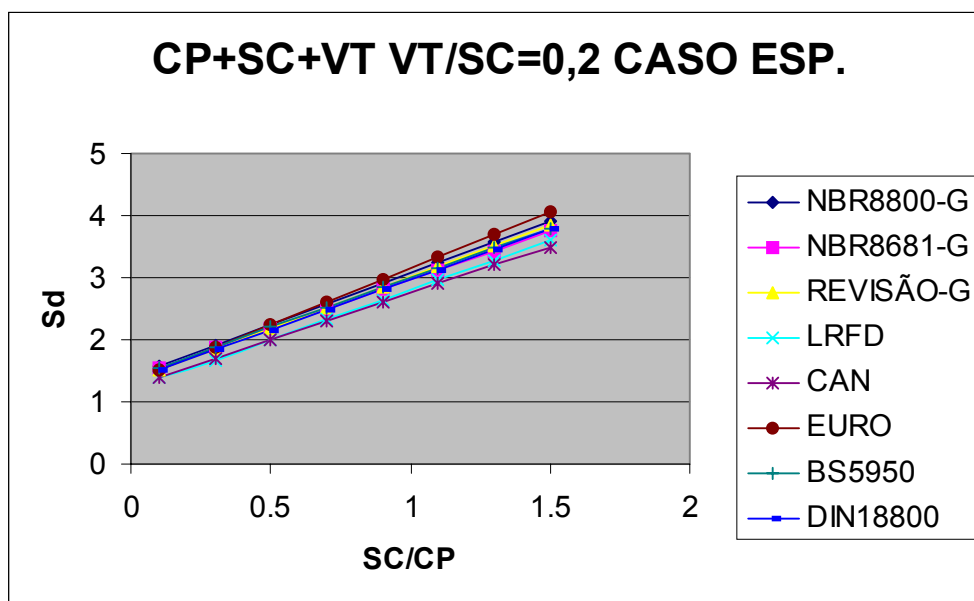


FIGURA 86 – Carregamento CP + SC + VT com VT/SC = 0,2 – Caso Especial

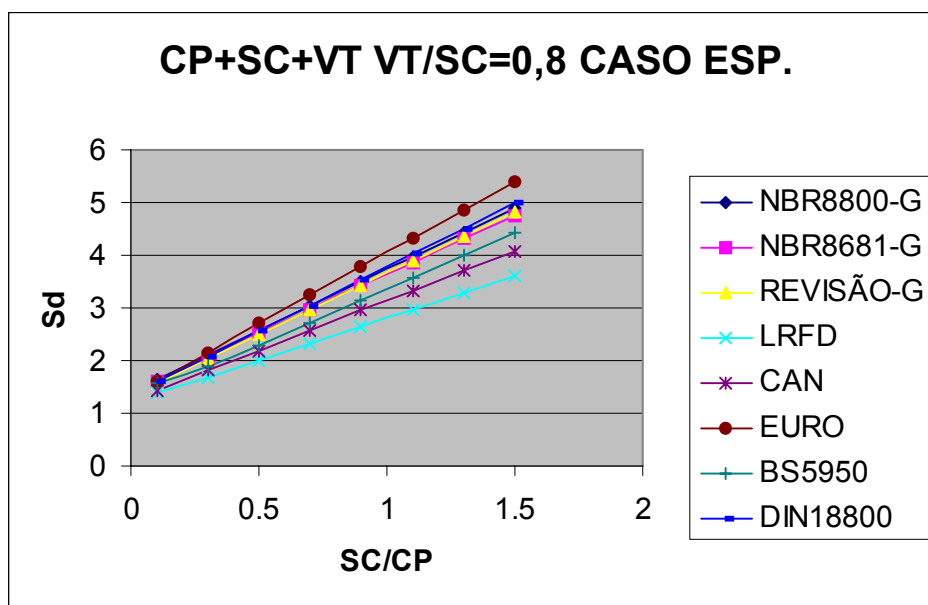


FIGURA 87 – Carregamento CP + SC + VT com VT/SC = 0,8 – Caso Especial

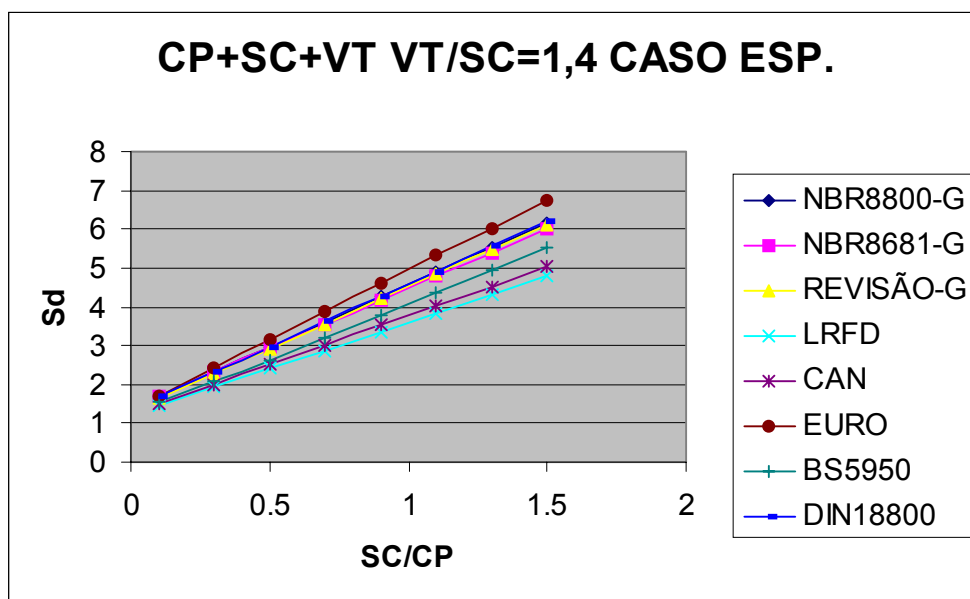


FIGURA 88 – Carregamento CP + SC + VT com VT/SC = 1,4 – Caso Especial

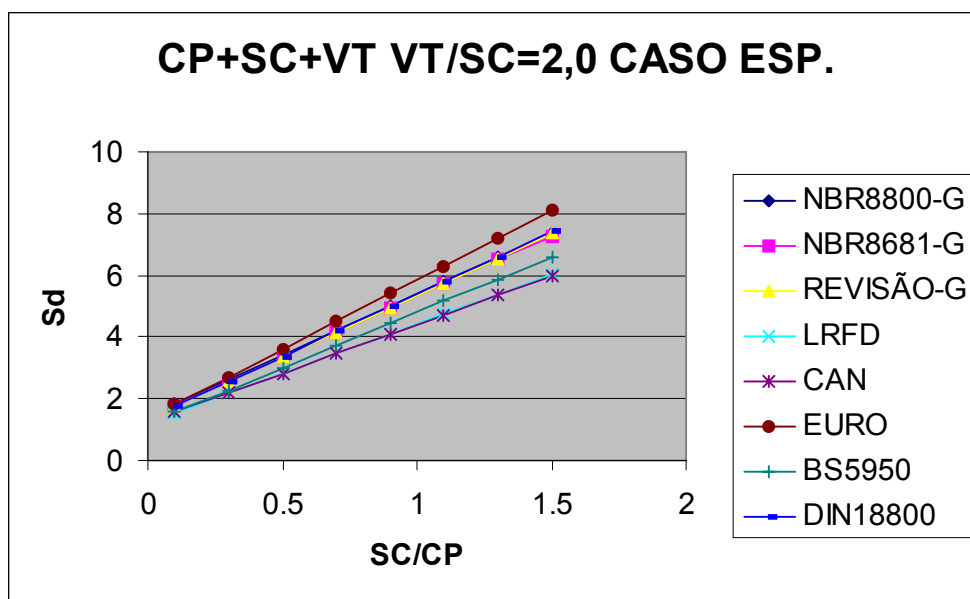


FIGURA 89 – Carregamento CP + SC + VT com VT/SC = 2,0 – Caso Especial

ANEXO B

CÁLCULO DOS COEFICIENTES DE REDUÇÃO - C_t

O ANEXO B apresenta os cálculos dos coeficientes de redução C_t , utilizados para a obtenção da área líquida efetiva para barras submetidas à tração, para o caso da norma inglesa BS 5950 (2000) em que é calculado um valor de C_t equivalente.

Como a norma inglesa não aborda o problema de barras tracionadas exatamente como as outras normas, pois apresenta apenas uma fórmula geral para o cálculo da carga máxima de tração que é $P_t = f_y A_e$, é preciso calcular um valor de C_t equivalente, para poder comparar com os outros valores das normas. Para isso, consideramos:

$$P_t = f_u A_n C_t, \text{ logo}$$

$$f_y A_e = f_u A_n C_t, \text{ portanto}$$

$$C_t = (f_y A_e) / (f_u A_n)$$

a) - cantoneiras com ligações parafusadas

- L 4" x 3" x 1/4"

Aba conectada = 4"

$$f_y = 30 \text{ kN/cm}^2 = 300 \text{ MPa}$$

$$f_u = 45 \text{ kN/cm}^2 = 450 \text{ MPa}$$

$$A_g = 10,90 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$a_1 = 6,23 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba conectada)}$$

$$a_2 = 4,67 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba livre)}$$

$$A_e = 4,67 + 1,2 (6,23 - 2,4 \times 0,64) = 10,30 \text{ cm}^2 \text{ (área efetiva calculada pela BS 5950)}$$

$$A_n = 10,90 - 2,4 \times 0,64 = 9,36 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$P_t = (A_e - 0,5 a_2) f_y = (10,30 - 0,5 \times 4,67) f_y = 7,97 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (30 \times 7,97) / (9,36 \times 45) = 0,57$$

- 2L 4" x 3" x 1/4"

Aba conectada = 4"

$$f_y = 30 \text{ kN/cm}^2 = 300 \text{ MPa}$$

$$f_u = 45 \text{ kN/cm}^2 = 450 \text{ MPa}$$

$$A_g = 10,90 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$a_1 = 6,23 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba conectada)}$$

$$a_2 = 4,67 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba livre)}$$

$$A_e = 4,67 + 1,2 (6,23 - 2,4 \times 0,64) = 10,30 \text{ cm}^2 \text{ (área efetiva calculada pela BS 5950)}$$

$$A_n = 10,90 - 2,4 \times 0,64 = 9,36 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$P_t = (A_e - 0,25 a_2) f_y = (10,30 - 0,25 \times 4,67) \times f_y = 9,13 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (30 \times 9,13) / (9,36 \times 45) = 0,65$$

- L 4" x 3" x 1/4"

Aba conectada = 3"

$$f_y = 30 \text{ kN/cm}^2 = 300 \text{ MPa}$$

$$f_u = 45 \text{ kN/cm}^2 = 450 \text{ MPa}$$

$$A_g = 10,90 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$a_1 = 4,67 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba conectada)}$$

$$a_2 = 6,23 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba livre)}$$

$$A_e = 6,23 + 1,2 (4,67 - 2,4 \times 0,64) = 9,99 \text{ cm}^2 \text{ (área efetiva calculada pela BS 5950)}$$

$$A_n = 10,90 - 2,4 \times 0,64 = 9,36 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$P_t = (A_e - 0,5 a_2) f_y = (9,99 - 0,5 \times 6,23) f_y = 6,88 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (30 \times 6,88) / (9,36 \times 45) = 0,50$$

- 2L 4" x 3" x 1/4"

Aba conectada = 3"

$$f_y = 30 \text{ kN/cm}^2 = 300 \text{ MPa}$$

$$f_u = 45 \text{ kN/cm}^2 = 450 \text{ MPa}$$

$$A_g = 10,90 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$a_1 = 4,67 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba conectada)}$$

$$a_2 = 6,23 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba livre)}$$

$$A_e = 6,23 + 1,2 (4,67 - 2,4 \times 0,64) = 9,99 \text{ cm}^2 \text{ (área efetiva calculada pela BS 5950)}$$

$$A_n = 10,90 - 2,4 \times 0,64 = 9,36 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$P_t = (A_e - 0,25 a_2) f_y = (9,99 - 0,25 \times 6,23) f_y = 8,43 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (30 \times 8,43) / (9,36 \times 45) = 0,60$$

- L 3" x 2" x 3/16"

Aba conectada = 3"

$$f_y = 30 \text{ kN/cm}^2 = 300 \text{ MPa}$$

$$f_u = 45 \text{ kN/cm}^2 = 450 \text{ MPa}$$

$$A_g = 5,82 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$a_1 = 3,87 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba conectada)}$$

$$a_2 = 1,95 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba livre)}$$

$$A_e = 1,95 + 1,2 (3,87 - 2,4 \times 0,48) = 5,21 \text{ cm}^2 \text{ (área efetiva calculada pela BS 5950)}$$

$$A_n = 5,82 - 2,4 \times 0,48 = 4,67 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$P_t = (A_e - 0,5 a_2) f_y = (5,21 - 0,5 \times 1,95) f_y = 4,24 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (30 \times 4,24) / (4,67 \times 45) = 0,61$$

- 2L 3" x 2" x 3/16"

Aba conectada = 3"

$$f_y = 30 \text{ kN/cm}^2 = 300 \text{ MPa}$$

$$f_u = 45 \text{ kN/cm}^2 = 450 \text{ MPa}$$

$$A_g = 5,82 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$a_1 = 3,87 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba conectada)}$$

$$a_2 = 1,95 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba livre)}$$

$$A_e = 1,95 + 1,2 (3,87 - 2,4 \times 0,48) = 5,21 \text{ cm}^2 \text{ (área efetiva calculada pela BS 5950)}$$

$$A_n = 5,82 - 2,4 \times 0,48 = 4,67 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$P_t = (A_e - 0,25 a_2) f_y = (5,21 - 0,25 \times 1,95) f_y = 4,72 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (30 \times 4,72) / (4,67 \times 45) = 0,68$$

- L 4" x 1/4"

Aba conectada = 4"

$$f_y = 30 \text{ kN/cm}^2 = 300 \text{ MPa}$$

$$f_u = 45 \text{ kN/cm}^2 = 450 \text{ MPa}$$

$$A_g = 12,52 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$a_1 = 6,26 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba conectada)}$$

$$a_2 = 6,26 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba livre)}$$

$$A_e = 6,26 + 1,2 (6,26 - 2,4 \times 0,64) = 11,93 \text{ cm}^2 \text{ (área efetiva calculada pela BS 5950)}$$

$$A_n = 12,52 - 2,4 \times 0,64 = 10,98 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$P_t = (A_e - 0,5 a_2) f_y = (11,93 - 0,5 \times 6,26) f_y = 8,80 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (30 \times 8,80) / (10,98 \times 45) = 0,53$$

- 2L 4" x 1/4"

Aba conectada = 4"

$$f_y = 30 \text{ kN/cm}^2 = 300 \text{ MPa}$$

$$f_u = 45 \text{ kN/cm}^2 = 450 \text{ MPa}$$

$$A_g = 12,52 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$a_1 = 6,26 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba conectada)}$$

$$a_2 = 6,26 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba livre)}$$

$$A_e = 6,26 + 1,2 (6,26 - 2,4 \times 0,64) = 11,93 \text{ cm}^2 \text{ (área efetiva calculada pela BS 5950)}$$

$$A_n = 12,52 - 2,4 \times 0,64 = 10,98 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$P_t = (A_e - 0,25 a_2) f_y = (11,93 - 0,25 \times 6,26) f_y = 10,37 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (30 \times 10,37) / (10,98 \times 45) = 0,63$$

- L 3" x 3/16"

Aba conectada = 3"

$$f_y = 30 \text{ kN/cm}^2 = 300 \text{ MPa}$$

$$f_u = 45 \text{ kN/cm}^2 = 450 \text{ MPa}$$

$$A_g = 7,04 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$a_1 = 3,52 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba conectada)}$$

$$a_2 = 3,52 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba livre)}$$

$$A_e = 3,52 + 1,2 (3,52 - 2,4 \times 0,48) = 6,36 \text{ cm}^2 \text{ (área efetiva calculada pela BS 5950)}$$

$$A_n = 7,04 - 2,4 \times 0,48 = 5,89 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$P_t = (A_e - 0,5 a_2) f_y = (6,36 - 0,5 \times 3,52) f_y = 4,60 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (30 \times 4,60) / (5,89 \times 45) = 0,53$$

- 2L 3" x 3/16"

Aba conectada = 3"

$$f_y = 30 \text{ kN/cm}^2 = 300 \text{ MPa}$$

$$f_u = 45 \text{ kN/cm}^2 = 450 \text{ MPa}$$

$$A_g = 7,04 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$a_1 = 3,52 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba conectada)}$$

$$a_2 = 3,52 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba livre)}$$

$$A_e = 3,52 + 1,2 (3,52 - 2,4 \times 0,48) = 6,36 \text{ cm}^2 \text{ (área efetiva calculada pela BS 5950)}$$

$$A_n = 7,04 - 2,4 \times 0,48 = 5,89 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$P_t = (A_e - 0,25 a_2) f_y = (6,36 - 0,25 \times 3,52) f_y = 5,48 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (30 \times 5,48) / (5,89 \times 45) = 0,57$$

- L 3" x 2" x 3/8"

Aba conectada = 3"

$$f_y = 30 \text{ kN/cm}^2 = 300 \text{ MPa}$$

$$f_u = 45 \text{ kN/cm}^2 = 450 \text{ MPa}$$

$$A_g = 11,64 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$a_1 = 7,74 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba conectada)}$$

$$a_2 = 3,90 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba livre)}$$

$$A_e = 3,90 + 1,2 (7,74 - 2,4 \times 0,95) = 10,45 \text{ cm}^2 \text{ (área efetiva calculada pela BS 5950)}$$

$$A_n = 11,64 - 2,4 \times 0,95 = 9,36 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$P_t = (A_e - 0,5 a_2) f_y = (10,45 - 0,5 \times 3,90) f_y = 8,50 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (30 \times 8,50) / (9,36 \times 45) = 0,61$$

- 2L 3" x 2" x 3/8"

Aba conectada = 3"

$$f_y = 30 \text{ kN/cm}^2 = 300 \text{ MPa}$$

$$f_u = 45 \text{ kN/cm}^2 = 450 \text{ MPa}$$

$$A_g = 11,64 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$a_1 = 7,74 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba conectada)}$$

$$a_2 = 3,90 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba livre)}$$

$$A_e = 3,90 + 1,2 (7,74 - 2,4 \times 0,95) = 10,45 \text{ cm}^2 \text{ (área efetiva calculada pela BS 5950)}$$

$$A_n = 11,64 - 2,4 \times 0,95 = 9,36 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$P_t = (A_e - 0,25 a_2) f_y = (10,45 - 0,25 \times 3,90) f_y = 9,48 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (30 \times 9,48) / (9,36 \times 45) = 0,68$$

- L 2" x 3/16"

Aba conectada = 2"

$$f_y = 30 \text{ kN/cm}^2 = 300 \text{ MPa}$$

$$f_u = 45 \text{ kN/cm}^2 = 450 \text{ MPa}$$

$$A_g = 4,61 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$a_1 = 2,31 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba conectada)}$$

$$a_2 = 2,31 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba livre)}$$

$$A_e = 2,31 + 1,2 (2,31 - 2,4 \times 0,48) = 3,71 \text{ cm}^2 \text{ (área efetiva calculada pela BS 5950)}$$

$$A_n = 4,61 - 2,4 \times 0,48 = 3,46 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$P_t = (A_e - 0,5 a_2) f_y = (3,71 - 0,5 \times 2,31) f_y = 2,56 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (30 \times 2,56) / (3,46 \times 45) = 0,50$$

- L 6" x 1/2"

Aba conectada = 6"

$$f_y = 30 \text{ kN/cm}^2 = 300 \text{ MPa}$$

$$f_u = 45 \text{ kN/cm}^2 = 450 \text{ MPa}$$

$$A_g = 37,10 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$a_1 = 18,55 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba conectada)}$$

$$a_2 = 18,55 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da aba livre)}$$

$$A_e = 18,55 + 1,2 (18,55 - 2,4 \times 1,25) = 37,21 \text{ cm}^2 \text{ (área efetiva calculada pela BS 5950)}$$

$$A_n = 37,10 - 2,4 \times 1,25 = 34,10 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$P_t = (A_e - 0,5 a_2) f_y = (37,21 - 0,5 \times 18,55) f_y = 27,94 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (30 \times 27,94) / (34,10 \times 45) = 0,55$$

b) placa soldada

$P_t = f_u A_n C_t$, logo teremos

$$A_e = 1,2 \times A_n$$

$$A_n = A_g$$

$f_y A_e = f_u A_n C_t$, portanto

$$C_t = (51,9 / 73,0) (1,2 \times A_n / A_n)$$

$$C_t = 0,85$$

c) cantoneira soldada

- L 2" x 3/16"

Aba conectada = 2"

$$f_y = 38 \text{ kN/cm}^2 = 380 \text{ MPa}$$

$$f_u = 57 \text{ kN/cm}^2 = 570 \text{ MPa}$$

$A_g = 5,82 \text{ cm}^2$ (área bruta da seção transversal)

$a_1 = 2,91 \text{ cm}^2$ (área bruta da aba conectada)

$a_2 = 2,91 \text{ cm}^2$ (área bruta da aba livre)

$A_n = 5,82 \text{ cm}^2$ (área líquida da seção transversal)

$$P_t = (A_g - 0,3 a_2) f_y = (5,82 - 0,3 \times 2,91) f_y = 4,95 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (38 \times 4,95) / (57 \times 5,82) = 0,57$$

- L 4" x 3" x 1/4"

Aba conectada = 4"

$$f_y = 33,6 \text{ kN/cm}^2 = 336 \text{ MPa}$$

$$f_u = 50,1 \text{ kN/cm}^2 = 501 \text{ MPa}$$

$A_g = 10,90 \text{ cm}^2$ (área bruta da seção transversal)

$a_1 = 6,23 \text{ cm}^2$ (área bruta da aba conectada)

$a_2 = 4,67 \text{ cm}^2$ (área bruta da aba livre)

$A_n = 10,90 \text{ cm}^2$ (área líquida da seção transversal)

$$P_t = (A_g - 0,3 a_2) f_y = (10,90 - 0,3 \times 4,67) f_y = 9,50 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (33,6 \times 9,50) / (50,1 \times 10,90) = 0,59$$

d) perfil U com ligação soldada:

- U 3" x 4.1

$$f_y = 40,1 \text{ kN/cm}^2 = 401 \text{ MPa}$$

$$f_u = 53,4 \text{ kN/cm}^2 = 534 \text{ MPa}$$

$$A_g = 7,81 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$a_1 = 1,96 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da parte conectada)}$$

$$a_2 = 5,84 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da parte livre)}$$

$$A_n = 7,81 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$P_t = (A_g - 0,15 a_2) f_y = (7,81 - 0,15 \times 5,84) f_y = 6,93 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (40,1 \times 6,93) / (53,4 \times 7,81) = 0,67$$

e) perfil U com ligação parafusada na alma:

- U 3" x 4.1

$$f_y = 40,1 \text{ kN/cm}^2 = 401 \text{ MPa}$$

$$f_u = 53,4 \text{ kN/cm}^2 = 534 \text{ MPa}$$

$$A_g = 7,81 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$a_1 = 1,96 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da parte conectada)}$$

$$a_2 = 5,84 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da parte livre)}$$

$$A_n = 7,81 - 2,4 \times 0,432 = 6,77 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$A_e = 5,84 + 1,2 \times (1,96 - 1 \times 2,4 \times 0,432) = 7,14 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida efetiva da seção transversal)}$$

$$P_t = (A_e - 0,5 a_2) f_y = (7,14 - 0,5 \times 5,84) f_y = 4,22 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (40,1 \times 4,22) / (0,75 \times 53,4 \times 6,77) = 0,47$$

f) perfil I com ligação parafusada nas mesas:

- I 300 x 200 x 9,5 x 4,75

$$f_y = 30 \text{ kN/cm}^2 = 300 \text{ MPa}$$

$$f_u = 45 \text{ kN/cm}^2 = 450 \text{ MPa}$$

Considerando apenas um T 150 x 200 x 9,5 x 4,75 , tem-se:

$$A_g = 25,67 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$a_1 = 19,00 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da parte conectada)}$$

$$a_2 = 6,67 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da parte livre)}$$

$$A_n = 25,67 - 2 \times 2,4 \times 0,95 = 21,11 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$A_e = 6,67 + 1,2 \times (19,00 - 2 \times 2,4 \times 0,95) = 24,00 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida efetiva da seção transversal)}$$

$$P_t = (A_e - 0,5 a_2) f_y = (24,00 - 0,5 \times 6,67) f_y = 20,64 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (30 \times 20,64) / (45 \times 21,11) = 0,65$$

- I 400 x 150 x 4,75 x 4,75

$$f_y = 30 \text{ kN/cm}^2 = 300 \text{ MPa}$$

$$f_u = 45 \text{ kN/cm}^2 = 450 \text{ MPa}$$

Considerando apenas um T 200 x 150 x 4,75 x 4,75 , tem-se:

$$A_g = 16,40 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$a_1 = 9,50 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da parte conectada)}$$

$$a_2 = 6,90 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da parte livre)}$$

$$A_n = 16,40 - 2 \times 2,4 \times 0,475 = 14,12 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$A_e = 6,90 + 1,2 \times (9,50 - 2 \times 2,4 \times 0,475) = 15,56 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida efetiva da seção transversal)}$$

$$P_t = (A_e - 0,5 a_2) f_y = (15,56 - 0,5 \times 6,90) f_y = 12,11 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (30 \times 12,11) / (45 \times 14,12) = 0,57$$

g) perfil tubular com ligação soldada

- $\varnothing 102 \times 6,4$

$$f_y = 39,3 \text{ kN/cm}^2 = 393 \text{ MPa}$$

$$f_u = 45,0 \text{ kN/cm}^2 = 450 \text{ MPa}$$

$$A_g = 18,86 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$A_n = 18,86 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$A_e = 1,2 \times 18,86 = 22,63 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida efetiva da seção transversal)}$$

$$P_t = 22,63 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (39,3 \times 22,63) / (45 \times 18,86) = 1,05$$

- $\varnothing 102 \times 4,8$

$$f_y = 37,5 \text{ kN/cm}^2 = 375 \text{ MPa}$$

$$f_u = 45,1 \text{ kN/cm}^2 = 451 \text{ MPa}$$

$$A_g = 14,45 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$A_n = 14,45 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$A_e = 1,2 \times 14,45 = 17,34 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida efetiva da seção transversal)}$$

$$P_t = 17,34 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (37,5 \times 17,34) / (45,1 \times 14,45) = 1,00$$

- $\varnothing 219 \times 8,0$

$$f_y = 34,8 \text{ kN/cm}^2 = 348 \text{ MPa}$$

$$f_u = 43,1 \text{ kN/cm}^2 = 431 \text{ MPa}$$

$$A_g = 49,24 \text{ cm}^2 \text{ (área bruta da seção transversal)}$$

$$A_n = 49,24 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida da seção transversal)}$$

$$A_e = 1,2 \times 49,24 = 59,08 \text{ cm}^2 \text{ (área líquida efetiva da seção transversal)}$$

$$P_t = 59,08 f_y$$

$$C_t = P_t / (A_n f_u)$$

$$C_t = (59,08 \times 34,8) / (43,1 \times 49,24) = 0,97$$

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. (1993). AISC/LRFD – Load and Resistance Factor Design Specification for Structural Steel Buildings. December 1, 1993 – Chicago, Illinois.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. (1999). AISC/LRFD – Load and Resistance Factor Design Specification for Structural Steel Buildings. December 27, 1999 – Chicago, Illinois.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. (1984). NBR 8681/84 – Ações e segurança nas estruturas.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. (1986). NBR 8800/86 – Projeto e execução de estruturas de aço de edifícios : método dos estados limites.

BRITISH STANDARDS INSTITUTION. (2000). BS 5950-1:2000 – Structural use of steelwork in building.

CANADIAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. (1994). CAN/CSA-S16.1-94 – National Standard of Canada – Limit states design of steel structures.

CASTRO e SILVA, A.L.R. (2001). Estudo da flambagem local de elementos de aço e sua interação com a instabilidade global em barras comprimidas de aço. Departamento de engenharia de estruturas – UFMG. Projeto de pesquisa – tese de doutorado.

CHENG, J.J.R.; KULAK, G.L.; KHOO, H.A. (1998). Strength of slotted tubular tension members, Department of civil and environmental engineering, University of Alberta, Edmonton, Canada, Can. J. Civ. Eng. 25: 982-991 (1998).

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V. (1990). DIN 18800 Teil 1. November 1990. Berlin.

EASTERLING, W.S.; GIROUX, L.G. (1993). Shear Lag Effects in Steel Tension Members – Engineering Journal / American Institute of Steel Construction – Third Quarter / 1993

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. (1992). Eurocode 3 – ENV 1993-1-1:1992 - Design of steel structures – part 1-1: General rules and rules for buildings - Bruxelles

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. (1994). Eurocode 1 – ENV 1991-1:1994 - Basis of design and actions on structures – Part 1: Basis of design - Bruxelles

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. (2001). Eurocode 3 – prENV 1993-1-1:20xx - Design of steel structures – part 1-1: General structural rules - Bruxelles

FUKUMOTO, Y.; ITOH, Y. (1983). Evolution as multiple column curves using the experimental data-base approach – Journal of Constructional Steel Research: vol. 3, n° 3: 1983.

GALAMBOS, T.V.; ELLINGWOOD, B.; MACGREGOR, J.G.; CORNELL, C.A. (1982). Probability based load criteria: Assessment of current design practice, Journal of the Structural Division , ASCE , Vol. 108, N° ST5, May 1982, pp 959-977.

GALAMBOS, T.V. (1998). Guide to stability design criteria for metal structures – 5^a edition.

KIRKHAM, J.W.; MILLER, T.H. (2000). Examination of AISC/LRFD Shear Lag Design Provisions – Engineering Journal / Third Quarter / 2000

KULAK, G.L.; WU, E.Y. (1997). Shear Lag in Bolted Angle Tension Members – Journal of Structural Engineering / September 1997 .

MAQUOI, R.; RONDAL, J. (1978). Analytical formulation of the new european buckling curves. Acier stahl steel 1/1978, pp 23-28.

MUNSE, W.H.; CHESSON, E.; MEMBERS, ASCE. (1963). Riveted and Bolted Joints : Net Section Design – Journal of the Structural Division – Proceedings of the American Society of Civil Engineers.

REIS, A.L.F. (1996). O método da energia aplicada à flambagem lateral com torção de vigas de aço. Departamento de engenharia de estruturas – UFMG. Dissertação (mestrado). 14, agosto de 1996.

SALMON, C.G.; JOHNSON, J.E. (1996). Steel structures design and behavior, Emphasizing Load and Resistance Factor Design, Fourth Edition.

BIBLIOGRAFIA

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. (1993). AISC/LRFD – Load and Resistance Factor Design Specification for Structural Steel Buildings. December 1, 1993 – Chicago, Illinois.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. (1999). AISC/LRFD – Load and Resistance Factor Design Specification for Structural Steel Buildings. December 27, 1999 – Chicago, Illinois.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. (1984). NBR 8681/84 – Ações e segurança nas estruturas.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. (1986). NBR 8800/86 – Projeto e execução de estruturas de aço de edifícios : método dos estados limites.

BEER, H.; SCHULZ, G. (1970). Bases théoriques des courbes européennes de flambement. Construction Métallique, n°3, 1970.

BRITISH STANDARDS INSTITUTION. (2000). BS 5950-1:2000 – Structural use of steelwork in building.

BUTLER, L.J.; KULAK, G.L. (1971). Strength of Fillet Welds as a Function of Direction of Load – Welding Research Supplement – May 1971

BUTLER, L.J.; PAL, S.; KULAK, G.L. (1972). Eccentrically Loaded Welded Connections – Journal of the Structural Division – Proceedings of the American Society of Civil Engineers – May 1972

CANADIAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. (1994). CAN/CSA-S16.1-94 – National Standard of Canada – Limit states design of steel structures.

CASTRO e SILVA, A.L.R. (2001). Estudo da flambagem local de elementos de aço e sua interação com a instabilidade global em barras comprimidas de aço. Departamento de engenharia de estruturas – UFMG. Projeto de pesquisa – tese de doutorado.

CHENG, J.J.R.; KULAK, G.L.; KHOO, H.A. (1998). Strength of slotted tubular tension members, Department of civil and environmental engineering, University of Alberta, Edmonton, Canada, Can. J. Civ. Eng. 25: 982-991 (1998).

CHESSON, E.; MUNSE, W.H. (1958). Behavior of Riveted Truss – Type Connections , Transactions, ASCE, Vol. 123 – pp. 1087-1128

CHESSON, E.; MUNSE, W.H. (1963). Riveted and Boltes Joints: Truss-Type Tensile Conections, Journal of the Structural Division, ASCE, vol 89 N°1 – pp. 67-106

DAVIS, R.E.; WOODRUFF, G.B.; DAVIS, H.E. (1940). Tension Tests of Large Riveted Joints , Transactions, ASCE, vol.105, pp. 1193-1299

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V. (1990). DIN 18800 Teil 1. November 1990. Berlin.

EASTERLING, W.S.; GIROUX, L.G. (1993). Shear Lag Effects in Steel Tension Members – Engineering Journal / American Institute of Steel Construction – Third Quarter / 1993

ELLINGWOOD, B.; MACGREGOR, J.G.; GALAMBOS, T.V.; CORNELL, C.A. (1982). Probability Based Load Criteria: Load Factors and Load Combinations. ASCE, vol. 108, N° ST5, May, 1982 – pp. 978-997.

ELLINGWOOD, B.R.; COROTIS, R.B. (1991). Load combinations for buildings exposed fires. Engineering Journal / American Institute of Steel Construction. First quarter / 1991.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. (1992). Eurocode 3 – ENV 1993-1-1:1992 - Design of steel structures – part 1-1: General rules and rules for buildings - Bruxelas

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. (1994). Eurocode 1 – ENV 1991-1:1994 - Basis of design and actions on structures – Part 1: Basis of design - Bruxelas

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. (2001). Eurocode 3 – prENV 1993-1-1:20xx - Design of steel structures – part 1-1: General structural rules - Bruxelas

FAKURY, R.H. (2000). Revisão da NBR 8800: Elementos estruturais de aço. – III seminário internacional – O uso de estruturas metálicas na construção civil. Setembro, 2000. Belo Horizonte.

FOREMAN, R.T.; RUMPF, J.L. (1961). Static Tension Tests of Compact Bolted Joints, Transactions, ASCE, vol. 126 N°2, pp. 228-254

FUKUMOTO, Y.; ITOH, Y. (1983). Evolution as multiple column curves using the experimental data-base approach – Journal of Constructional Steel Research: vol. 3, n° 3: 1983.

FUSCO, P.B. (1993). Comentários sobre a normalização das Ações e Segurança nas Estruturas, Boletim Técnico da Escola Politécnica da USP, Depto. de Engenharia de Estruturas e Fundações.

GALAMBOS, T.V.; ELLINGWOOD, B.; MACGREGOR, J.G.; CORNELL, C.A. (1982). Probability based load criteria: Assessment of current design practice, Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 108, N° ST5, May 1982, pp 959-977.

GALAMBOS, T.V. (1998). Guide to stability design criteria for metal structures – 5^a edition.

JACQUET, J. (1970). Essais de flambement et exploitation statique. Construction Métallique, n°3 – 1970.

KIRKHAM, J.W.; MILLER, T.H. (2000). Examination of AISC/LRFD Shear Lag Design Provisions – Engineering Journal / Third Quarter / 2000

KULAK, G.L.; WU, E.Y. (1997). Shear Lag in Bolted Angle Tension Members – Journal of Structural Engineering / September 1997 .

MAQUOI, R.; RONDAL, J. (1978). Analytical formulation of the new european buckling curves. Acier stahl steel 1/1978, pp 23-28.

MUNSE, W.H.; CHESSON, E.; MEMBERS, ASCE. (1963). Riveted and Bolted Joints : Net Section Design – Journal of the Structural Division – Proceedings of the American Society of Civil Engineers.

NETHERCOT, D.A. (1991). The Basis of Structural Design – Limit States and Partial Safety Factors – 2^a Edição.

QUEIROZ, G. (1988). Elementos das Estruturas de Aço , 2^a Edição , Belo Horizonte.

REIS, A.L.F. (1996). O método da energia aplicada à flambagem lateral com torção de vigas de aço. Departamento de engenharia de estruturas – UFMG. Dissertação (mestrado). 14, agosto de 1996.

SALMON, C.G.; JOHNSON, J.E. (1996). Steel structures design and behavior, Emphasizing Load and Resistance Factor Design, Fourth Edition.

SFINTESCO, D. (1970). Fondement experimental des courbes européennes de flambement. Construction Métallique, n°3 – 1970.