

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

PROMEC/UFRGS

Estudo Crítico das Metodologias de Cálculo Para Perfis Dobrados a Frio
de Vigas Tipo Canal Sem Enrijecedores de Borda

Arcádio José Angst

2003

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

ESTUDO CRÍTICO DAS METODOLOGIAS DE CÁLCULO PARA PERFIS DOBRADOS A
FRIO DE VIGAS TIPO CANAL SEM ENRIJECEDORES DE BORDA

Por

Arcádio José Angst

Dissertação para obtenção do Título de
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, março de 2003

ESTUDO CRÍTICO DAS METODOLOGIAS DE CÁLCULO PARA PERFIS DOBRADOS A
FRIO DE VIGAS TIPO CANAL SEM ENRIJECEDORES DE BORDA

Por

Arcádio José Angst

Engenheiro Mecânico

Dissertação submetida ao Corpo Docente do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, PROMEC, da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do Título de:

Mestre em Engenharia

Área de concentração: Mecânica dos Sólidos

Orientador: Prof. Dr. Ignacio Iturrioz

Aprovada por:

Prof. Dr. Alberto Tamagna

Prof. Dr. Ruy Carlos Ramos de Menezes

Prof. Dr. Inácio Benvegnú Morsch

Prof. Dr. Jun Sérgio Ono Fonseca

Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 31 de março de 2003.

Dedico este trabalho

a

minha

família

AGRADECIMENTOS

Ao professor Dr. Ignácio Iturrioz pela sua orientação e amizade. Aos meus pais, Aloisio e Palmira, pelo incentivo e auxílio prestado para minha educação. Um agradecimento às minhas irmãs Clarides e Louvani, por me estimularem em minha carreira acadêmica. A minha namorada, por me encorajar em meus estudos e, a todos os meus colegas que de uma ou de outra forma me auxiliaram durante este período.

RESUMO

Neste trabalho é realizada uma análise crítica sobre as formas de dimensionamento de estruturas de chapa dobrada, apresentando as metodologias utilizadas pelas principais normas modernas de cálculo, juntamente com metodologias não convencionais.

Para realizar dita análise concentrou-se a atenção num tipo de perfil simples (perfis não enrijecidos), e submetido a dois tipos de carregamento: carga axial concentrada no centro de gravidade; barra trabalhando como viga em balanço com carga aplicada no centro de corte.

Foi realizado um estudo comparativo, entre as normas de cálculo NBR 14762, AISI e Eurocode 3, com outros métodos de dimensionamento, que são: o método direto desenvolvido por Schafer (1997); e duas formulações de análise por elementos finitos: uma considerando a carga de flambagem elástica; e outra empregando uma análise não linear física e geométrica, para perfis submetidos à compressão centrada e à flexão.

Neste trabalho realizou-se um estudo paramétrico, registrando em gráficos e tabelas a influência de parâmetros tais como: comprimento do elemento analisado; da relação entre a alma e a mesa; da relação alma e a espessura.

Através destes gráficos é possível observar as diversas formas de colapso (flambagem local, flambagem global, colapso plástico entre outras) se apresentando como críticas e interagindo entre si.

Realizaram-se também dois experimentos de perfis submetidos à flexão, com o objetivo de verificar a grandeza dos valores obtidos através das diversas metodologias de cálculo.

Para aplicação prática dos conceitos e métodos apresentados fez-se a verificação do dimensionamento de uma estrutura utilizada como prateleira em um almoxarifado de uma empresa metalúrgica situada na grande Porto Alegre, a qual apresentou flambagem lateral de seus elementos horizontais.

ABSTRACT

In this work performs a critical analysis concerning the ways on how design cold-formed structures, by presenting some methodologies used in the main modern standards. Some non-standard methodologies are also considered.

In order to perform such analysis, this work focus on a simple hide of cross sectional shape (without stiffeners), two load cases are exerted on the structure: one axial concentrated load applied on the center of gravity; and one Cantilever beam with the exerted on the shear center.

A comparative study among the standards NBR 14762, AISI and EUROCODE 3 in addition to other two design methods: the direct strength method developed by Schafer (1997); and two finite element formulations: one using a static buckling load; and other one considering non-linear physical and geometrical linear analysis, for cross sections submitted to centered compression and bending.

The influence of parameters such as: the length of the bear; the ratio between the flange and web; and the ratio between the web and the thickness, were evaluated by means of a parametric study and registered as tables and graphics. Using these graphics, it is possible to visualize the different failure mechanisms (local buckling, global buckling and plastic failure) isolated or iterative.

Two bending experiments were performed in order to compare the results obtained, with the use of the different methodologies, considered in this work with experimental results.

To enforce the practical aspects of the concepts discussed in this work, it is studied the design of a metallic rack subjected to lateral buckling, used in a metallurgic factory at Porto Alegre.

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Objetivos	2
1.2	Estrutura do trabalho	3
2	FUNDAMENTOS TEÓRICOS	5
2.1	Métodos de dimensionamento.....	5
2.2	Características Gerais dos Perfis Conformados a Frio.....	11
2.3	Discussão das formas de colapso associadas a barras formadas por Perfis de Chapa Dobrada.....	18
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	35
3.1	Dimensionamento aplicando normas de cálculo	36
3.2	Descrição da estrutura das normas utilizadas.....	37
3.3	Comentários ou observações.....	46
3.4	Outros métodos de dimensionamento	46
4	APLICAÇÕES	54
4.1	Elemento submetido à flexão	54
4.2	Elemento submetido à compressão centrada.....	61
5	ANÁLISE EXPERIMENTAL	66
5.1	Resultados obtidos.....	71
6	COMPARAÇÃO DE DIFERENTES MÉTODOS DE ANÁLISE.....	73
6.1	Viga C bi-rótulada, submetida a uma carga axial compressiva	73
6.2	Viga canal, submetida à flexão com momentos aplicados nas suas extremidades	89
7	ESTUDO DA ESTRUTURA DE UMA PRATELEIRA DE ESTOCAGEM DE MATERIAL PESADO.....	101
7.1	Descrição da Estrutura em Análise	102
7.2	Verificação da capacidade de carga das vigas transversais.....	104

8	CONCLUSÕES E CONSIDERAÇÕES FINAIS	114
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	116
	ANEXO A	119
	ANEXO B	122
	ANEXO C	124
	ANEXO D	130
	ANEXO E	131

LISTA DE SÍMBOLOS

A_e	Área efetiva pela AISI
A_{ef}	Área efetiva pela NBR
A_{eff}	Área efetiva pelo EUROCODE
A_g	Área da seção cheia
A_i	Ação nominal
b	Largura efetiva do elemento
b_s	Largura da mesa da seção
b_{ef}	Largura efetiva do elemento NBR
b_{efa}	Largura efetiva do elemento AISI
b_{efe}	Largura efetiva do elemento EUROCODE
c	Operador: simboliza a transformação da combinação de ações em um efeito das ações
C	Constante
C_b	Coefficiente de equivalência de momentos na flexão
C_{mx}	Coefficiente de equivalência de momento, na flexão composta, em relação ao eixo X
C_{my}	Coefficiente de equivalência de momento, na flexão composta, em relação ao eixo Y
C_w	Constante de empenamento
d	Medida externa da mesa da seção canal
D	Constante
E	Módulo de elasticidade do aço
e_o	Excentricidade inicial
f	Resistência ao escoamento usado pela AISI
f_{cr}	Tensão crítica de flambagem
F_e	Tensão de flambagem elástica
f_{max}	Tensão máxima do elemento em relação à fibra comprimida
F_n	Tensão nominal de flambagem pela AISI
f_x	Tensão de compressão na direção X
f_y	Resistência ao escoamento do aço
f_{yb}	Resistência ao escoamento
G	Módulo de elasticidade transversal do aço ($0,385 \cdot E$)
h	Alma da seção
I	Momento de inércia em relação ao eixo correspondente
I_x	Momento de inércia em torno do eixo X
$I_{x,ef}$	Momento de inércia em Y da seção efetiva

I_y	Momento de inércia em relação ao eixo Y
J	Módulo de Saint Venant
k	Coefficiente de flambagem local em relação ao eixo correspondente
KL	Comprimento de flambagem em relação ao eixo relevante ou torção
l	Comprimento do elemento da seção cheia, considerando a linha média
L	Comprimento da barra
l_T	Comprimento de flambagem a torção
m	Distância do centro da alma ao centro de corte da seção CC
M	Momento fletor
$M_{b,RD}$	Momento fletor resistente de cálculo pelo EUROCODE
M_c	Momento crítico
M_{cr}	Momento crítico elástico da seção cheia
M_{crd}	Momento crítico de flambagem distorcional
M_{crl}	Momento crítico de flambagem local
M_{cro}	Momento crítico de flambagem
M_{dist}	Momento fletor de flambagem por distorção
M_e	Momento fletor de flambagem lateral com torção em regime elástico
M_e	Momento crítico elástico para flambagem sobre o eixo de simetria
M_{ef}	Força interna última na flexão
M_n	Momento de resistência nominal
M_{nl}	Momento limite para flambagem local
M_p	Momento plástico
M_{pl}	Momento de plastificação
M_{RD}	Momento fletor de resistente de cálculo pela NBR
M_x	Momento em torno do eixo X
$M_{x,Rd}$	Momento fletor resistente de cálculo, em relação ao eixo X, calculado com $C_b=1,0$
$M_{y,Rd}$	Momento fletor resistente de cálculo, em relação ao eixo Y, calculado com $C_b=1,0$
$M_{x,Sd}$	Momento fletor solicitante de cálculo, em relação ao eixo X
$M_{y,Sd}$	Momento fletor solicitante de cálculo, em relação ao eixo Y
M_y	Momento em torno do eixo Y
M_y	Momento de escoamento da seção
n	Número de ações na combinação
N	Carga normal
$N_{b,Rd}$	Resistência à flambagem na compressão pelo EUROCODE
$N_{c,Sd}$	Força normal de compressão solicitante de cálculo

$N_{c,Rd}$	Força normal de compressão resistente de cálculo
N_e	Força normal de flambagem elástica
N_{et}	Força normal de flambagem elástica por torção
N_{ex}	Força normal de flambagem elástica por flexão em relação ao eixo X
N_{ext}	Força normal de flambagem elástica por flexo-torção
N_{ey}	Força normal de flambagem elástica por flexão em relação ao eixo Y
$N_{0,Rd}$	Força normal de compressão resistente de cálculo, considerando $\rho=1.0$
P	Carga aplicada
P_{cr}	Carga crítica de flambagem
r	Raio de giração em torno do eixo correspondente
R_c	Distância da linha média do elemento ao centro de gravidade CG
R_d	Resistência de dimensionamento
R_n	Resistência nominal
R_o	Distância da linha neutra do elemento ao centro de corte
r_o	Raio de giração polar
r_x	Raio de giração da seção em torno do eixo X
r_y	Raio de giração da seção em torno do eixo Y
S_{cr}	Força de flambagem elástica
S_{crd}	Força de flambagem elástica distorcional
S_d	Solicitação de dimensionamento
S_e	Módulo da seção efetiva pela AISI
S_{ef}	Força interna última, na compressão
S_f	Módulo da seção cheia
S_n	Solicitação nominal
S_{pl}	Carga de colapso plástico
t	Espessura do elemento
v	Deslocamento
w	Largura do elemento da seção
w_c	Área setorial em relação ao Centro de Gravidade do elemento
W	Módulo elástico da seção
W_c	Módulo de resistência elástica da seção cheia em relação à fibra comprimida
W_{ef}	Módulo de resistência elástica da seção efetiva pela NBR
W_{eff}	Módulo da seção efetiva pelo EUROCODE
w_o	Área setorial em relação ao Centro de Corte do elemento
\bar{x}	Distância do centro da alma ao CG da seção

x_{cg}	Posição do centro de gravidade em relação ao eixo X
x_i	Distância do CG do elemento ao ponto inicial (P)
x_o	Coordenada do centro de torção ao centro de gravidade
Z	Módulo plástico da seção
y	Distância do CG ao ponto P, ao longo da linha média do elemento
Y_{cg}	Posição do CG em relação ao eixo Y
$Y_{cg,ef}$	Distância do eixo neutro Y à extremidade da fibra comprimida
y_o	Distância do CC ao CG no eixo Y
α	Valor da curva de flambagem da tabela 6.1, pelo EUROCODE
α_{LT}	Fator de imperfeição para flambagem lateral, pelo EUROCODE
β	Coeficiente
β_A	Fator de redução EUROCODE
γ	Coeficiente de ponderação das ações ou das resistências, em geral pela NBR
γ_i	Coeficiente de segurança da ação nominal (majoração das cargas);
γ_{MI}	Fator de segurança EUROCODE
δ_t	Excentricidade total
λ	Índice de esbeltez
$\bar{\lambda}$	Índice de esbeltez para compressão pela NBR
$\bar{\lambda}$	Índice de esbeltez para barras comprimidas EUROCODE
λ_{dist}	Índice de esbeltez reduzido, referente à flambagem por distorção
λ_1	Índice de esbeltez
λ_{LT}	Índice de esbeltez para flambagem lateral EUROCODE
λ_o	Índice de esbeltez reduzido da barra
λ_p	Índice de esbeltez para flambagem local pela NBR
λ_{pa}	Índice de esbeltez para flambagem local pela AISI
λ_{pe}	Índice de esbeltez para flambagem local pelo EUROCODE
ν	Coeficiente de Poisson (aço=0,3)
π	Constante Pi 3,1415
σ	Tensão normal
σ_{cr}	Tensão crítica elástica
$\sigma_{cr,FT}$	Tensão crítica elástica à flambagem por flexo-torção
$\sigma_{cr,T}$	Tensão crítica elástica à flambagem por torção
$\sigma_{cr,Y}$	Tensão crítica elástica em torno do eixo Y
σ_{dist}	Tensão convencional de flambagem elástica por distorção

σ_{ex}	Tensão elástica em torno do eixo X
σ_{ey}	Tensão elástica em torno do eixo Y
σ_F	Limite de elasticidade (somatório)
σ_{fl}	Tensão crítica de flambagem local
ρ	Fator de redução
ρ_{FLT}	Fator de redução associado à flambagem lateral, com torção da barra
σ_t	Tensão elástica de torção
ϕ	Coeficiente de segurança da resistência nominal (minoração da resistência)
ϕ	Parâmetro empregado no cálculo do fator de redução associado à flambagem
ϕ_{LT}	Parâmetro empregado no cálculo do fator de redução EUROCODE
Φ_c	Fator de segurança – 0,90
χ	Fator de redução da resistência devido à flambagem pelo EUROCODE
χ_{LT}	Fator
θ	Ângulo de torção da viga
ω	Deflexão da placa perpendicular à superfície

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2-1 – Seção de um perfil canal.....	11
Figura 2-2 – Centro de cisalhamento para uma viga com perfil tipo canal	12
Figura 2-3 – Perfil assimétrico	14
Figura 2-4 – Placa retangular sujeita à tensão de compressão	19
Figura 2-5 – Fator de correção de condição de contorno k.....	21
Figura 2-6 – Experimentos realizados por Winter, fonte Yu(2000)	23
Figura 2-7 – Fator de redução, versus índice de esbeltez, fonte Yu(2000).....	24
Figura 2-8 – Seções com flambagem distorcional	25
Figura 2-9 – Plastificação de uma seção “I” na flexão, fonte Pfeil (2000).....	26
Figura 2-10 – Viga de Euler.....	28
Figura 2-11 – Variação de resistência de uma coluna comprimida, em função do índice de esbeltez.....	30
Figura 2-12 – Flambagem lateral por flexo-torção	33
Figura 3-1 – Distribuição dos elementos em um perfil tipo canal	47
Figura 3-2 – Apresentação do resultado no software CUFMS	48
Figura 3-3 – Comparativo de Curvas de flambagem, Hancock (2001)	52
Figura 4-1 – Modelo teórico empregado no cálculo da flambagem por flexão	54
Figura 4-2 – Dispositivo para aplicação da carga na flexão	61
Figura 4-3 – Modelo teórico utilizado na compressão Centrada	62
Figura 4-4 – Seqüência de cálculo para o método direto	65
Figura 5-1 – Dispositivo para fixação da viga na máquina.....	67
Figura 5-2 – Dispositivo para aplicação da carga no Centro de Cisalhamento.....	67
Figura 5-3 – Dispositivo desenvolvido para a aplicação da carga no CC da seção	69
Figura 5-4 – Garra utilizada para engastar a viga na máquina de ensaio à tração	69
Figura 5-5 – Esquema utilizado no ensaio da viga com 0,4m.....	70

Figura 5-6 – Esquema utilizado no ensaio da viga com 1,5m.....	70
Figura 5-7 – Colapso da viga de 0,4m	72
Figura 5-8 – Colapso da viga de 1,5m	72
Figura 6-1 – Seção básica utilizada nos estudos	73
Figura 6-2 – Modelo utilizado na análise por elementos finitos	74
Figura 6-3 – Vinculação utilizada na análise por elementos finitos	75
Figura 6-4 – Comparativo de resultados, com diferentes discretizações na compressão de barras.....	76
Figura 6-5 – Primeiro modo de flambagem de uma barra de 500 mm na compressão.....	77
Figura 6-6 – Segundo modo de flambagem de uma barra de 500 mm na compressão.....	77
Figura 6-7 – Deflexão versus carga na compressão.....	78
Figura 6-8 – Deformada com as tensões de von Mises, na compressão centrada.....	79
Figura 6-9 – Diagrama de tensões gerado pelo sistema CUFSM, na compressão.....	80
Figura 6-10 – Curva de flambagem fornecida pelo sistema CUFSM, na compressão	81
Figura 6-11 – Deformadas fornecidas pelo sistema CUFSM, para diversos valores na compressão.....	82
Figura 6-12 – Comparativo entre métodos de cálculo na compressão e variando o comprimento	83
Figura 6-13 – Resistência à compressão para 1m	85
Figura 6-14 – Resistência à compressão para 2m	85
Figura 6-15 – Comparativo entre métodos de cálculo na compressão, variando a seção da barra	86
Figura 6-16 – Comparativo entre normas, variando a espessura do elemento.....	87
Figura 6-17 – Deformada do primeiro modo de flambagem, momento de 38,35 kNm.....	90
Figura 6-18 – Deformada do segundo modo de flambagem, momento de 40,14 kNm	90
Figura 6-19 – Deformada do primeiro modo de flambagem, momento de 13,46 kNm.....	90
Figura 6-20 – Deformada do segundo modo de flambagem, momento de 26,20 kNm	90

Figura 6-21 – Deformada do primeiro modo de flambagem, momento de 4,61 kNm.....	91
Figura 6-22 – Deformada do segundo modo de flambagem, momento de 14,87 kNm	91
Figura 6-23 – Deformada do primeiro modo de flambagem, momento de 1,75 kNm.....	91
Figura 6-24 – Deformada do segundo modo de flambagem, momento de 7,36 kNm	91
Figura 6-25 – Comparativo de momentos.....	93
Figura 6-26 – Aplicação de tensão na flexão	94
Figura 6-27 – Curva de Flambagem na flexão	94
Figura 6-28 – Modos de flambagem utilizando faixas finitas.....	95
Figura 6-29 – Comparação entre métodos, na flexão, variando o comprimento	96
Figura 6-30 – Resistência à flexão para 1m	98
Figura 6-31 – Resistência à flexão para 2m	98
Figura 6-32 – Comparativo entre métodos, na flexão, variando a seção da barra	99
Figura 7-1 – Vista da viga transversal, com flambagem lateral.....	101
Figura 7-2 – Vista frontal da árvore metálica em análise	103
Figura 7-3 – Vista frontal da árvore metálica	105
Figura 7-4 – Vista geral de todo o depósito	106
Figura 7-5 – Vista das árvores e das cargas colocadas sobre eles.....	106
Figura 7-6 – Definição dos carregamentos adotados para a vigas tipo 1 e 2.	107
Figura 7-7 – Gráficos carga limite X, excentricidade da carga . Na chamada “a” é exposto o esquema da seção transversal da viga; na chamada “b” resultados para a Viga 1; na “c” os resultados da viga 2. (Nos pontos onde nada foi indicado, a carga foi aplicada na altura da mesa superior da viga).	111
Figura 7-8 – Viga tipo 1 deformada, com as tensões de von Mises.....	112
Figura 7-9 – Deflexão da viga da prateleira.....	113
Figura A-1 – Propriedades geométricas do perfil canal 150x50x6,35mm.....	119
Figura A-2 – Propriedades geométricas do perfil canal 250x63.5x6,35mm.....	120
Figura A-3 – Propriedades geométricas do perfil caixão 50x150x6,35mm.....	120

Figura A-4 – Propriedades geométricas do perfil caixão 250x63.5x6,35mm.....	121
Figura B-1 – Perfil usado para validação do F_{cr}	123
Figura C-1 – (a) Corpo tridimensional contínuo (b) Cubo infinitesimal extraído do corpo principal com as tensões atuantes	124

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3-1 – Cálculo da flambagem local.....	38
Tabela 3-2 – Notações utilizadas no cálculo da flambagem local	39
Tabela 3-3 – Cálculo da flambagem distorcional.....	40
Tabela 3-4 – Cálculo da flambagem global por flexo-compressão, devido ao esforço normal	41
Tabela 3-5 – Notações utilizadas no cálculo da flambagem global, devido ao esforço normal	43
Tabela 3-6 – Cálculo da flambagem lateral	44
Tabela 3-7 – Notações utilizadas no cálculo da flambagem lateral	45
Tabela 5-1 – Propriedades da seção	66
Tabela 5-2 – Resultados obtidos experimentalmente.....	71
Tabela 6-1 – Valores encontrados na análise à compressão, em kN.....	84
Tabela 6-2 – Resistência versus comprimento, para diversos métodos de cálculo.....	97
Tabela 7-1 – Resumo da análise das vigas tipo 1 e 2 da prateleira	108

1 INTRODUÇÃO

A construção metálica vem sendo utilizada no mundo desde o início do século XIX, como um processo construtivo rápido, preciso e de excelente retorno. O emprego de estruturas metálicas, a princípio, estava restrito à pontes, e com o advento da revolução industrial, iniciou-se o uso generalizado do aço, principalmente para projetos estruturais de grande porte.

Há algum tempo, já estão sendo concentrados esforços no estudo de estruturas formadas por perfis conformados a frio, principalmente, por sua leveza e pela facilidade de serem fabricados, conforme a necessidade de cada estrutura. Isso, leva à uma diminuição considerável do custo da obra e à uma maior facilidade de execução da mesma, já que estruturas mais leves são mais facilmente construídas.

A construção metálica no Brasil tem tido uma participação muito discreta, principalmente em relação ao concreto. O uso de estruturas metálicas, especificamente na construção de edifícios de múltiplos pavimentos, é ainda muito pequeno, comparado aos países mais desenvolvidos da Europa, da América do Norte e Ásia, que praticamente dividem o mercado do concreto.

Já nos setores de construções comerciais e industriais, a participação da estrutura metálica alcança índices bastante expressivos, com as vantagens de:

- a) menor tempo da obra, representando um retorno mais rápido do investimento;
- b) a diminuição do desperdício;
- c) além do menor custo.

A utilização de estruturas de aço no Brasil é relativamente recente, mas este tipo de estrutura vem sendo utilizado de maneira crescente. Nos países desenvolvidos, a preferência pela utilização de estruturas de aço já ocorre há muito tempo, enquanto que em países em desenvolvimento, como o Brasil, ainda predominam outros tipos de estruturas, principalmente de madeira. Isso se deve, principalmente, por esses países possuírem abundância de matéria-prima e mão-de-obra barata e abundante.

Um dos grandes sinais do crescente aumento na utilização de estruturas de aço, no Brasil, está na grande quantidade de investimentos que estão sendo feitos nessa área, seja

pelo crescimento constante do consumo de aço ou pelo grande número de trabalhos científicos desenvolvidos para melhorar e facilitar os projetos destes tipos de estruturas.

O setor que vem apresentando o maior avanço na utilização de estruturas de aço é o da construção civil, seja pela substituição total ou parcial das estruturas de concreto e madeira, pelas de aço.

O Rio Grande do Sul ocupa um lugar de destaque dentro do contexto de desenvolvimento e utilização de estruturas de aço, pois, aqui estão instaladas algumas das maiores e melhores indústrias do ramo na América Latina. Possui também uma das melhores siderúrgicas do país. Maiores informações sobre este assunto podem ser vistas em www.aars.com.br.

A Associação do Aço do Rio Grande do Sul, entidade do setor sidero-metalúrgico, foi uma das pioneiras no setor, tendo até os dias de hoje, uma atuação destacada no apoio às indústrias de pequeno, médio e grande porte, que poderão necessitar de auxílio técnico especializado. Com sua política de qualidade, busca fortalecer a indústria do aço em nosso Estado, através do estímulo e apoio à implantação de Programas de Qualidade e Produtividade, visando o aumento da competitividade.

1.1 Objetivos

Este trabalho tem por objetivo geral, realizar um estudo crítico das metodologias de dimensionamento, atualmente utilizadas para perfis conformados a frio, restringindo o estudo à uma forma particular (perfis canal não enrijecidos).

1.1.1 Objetivos Específicos

- Comparar os resultados obtidos entre a nova norma brasileira de chapa dobrada NBR 14762 (2001) e outras normas de cálculo internacionais mais utilizadas.
- Discutir novas metodologias de cálculo, utilizando o método dos Elementos Finitos, levando em conta as não linearidades físicas e geométricas e, o método proposto

por Schafer (1997), chamado de método direto, com os métodos tradicionais apresentados nas normas de cálculo em vigência.

- Fazer um comparativo entre os valores obtidos pelas diversas metodologias de cálculo com valores experimentais.

1.2 Estrutura do trabalho

A introdução apresenta um resumido relato de construções com aços formados a frio e, os principais institutos de apoio a indústria.

No capítulo 2, apresentam-se os fundamentos teóricos, citando os principais institutos de pesquisa que iniciaram os estudos na área de perfis conformados a frio e, faz-se uma abordagem sobre os métodos de dimensionamento, explicando o método das tensões admissíveis e também o método dos estados limites, com um comentário sobre estes dois métodos. Ainda nos fundamentos teóricos, são expostas e explicadas as principais características geométricas dos perfis conformados a frio, necessárias para o dimensionamento destes, e a descrição de outros tópicos de relevância.

A seguir ainda nos fundamentos teóricos, faz-se uma abordagem sobre as formas de colapso, associadas a barras formadas por perfis de chapa dobrada.

No capítulo 3, apresenta-se a revisão bibliográfica, que está dividida em duas partes:

- 1) na primeira, é apresentado um resumo dos trabalhos mais recentes na área de chapa dobrada, e a tendência de novas linhas de pesquisas;
- 2) na segunda parte, apresenta-se as normas de cálculo para perfis de chapa dobrada, o método direto e, o método dos elementos finitos e suas aplicações.

No capítulo 4, apresentam-se os resultados obtidos na análise de estruturas, utilizando as ferramentas estudadas, que constituem as três normas de cálculo (AISI/1996, NBR 14762/2001 e EUROCODE 3:Parte 1.3/2001), o método direto e os modelos, utilizando o método dos elementos finitos.

No capítulo 5, é apresentada a metodologia empregada para a aquisição de valores experimentais de duas vigas em balanço, submetidas à flexão, junto com um detalhamento dos dispositivos utilizados para este fim.

No capítulo 6, apresenta-se um estudo paramétrico dos resultados obtidos com um elemento de perfil tipo canal não enrijecido, utilizando diferentes normas de cálculo e metodologias apresentadas, para solicitação de flexão e compressão. É feita uma abordagem detalhada sobre os resultados obtidos pelas normas, pelo método direto e, pelo método dos elementos finitos, onde também é detalhado como foram realizados os cálculos e os ensaios práticos. É feita também uma descrição do modelo empregado no cálculo por elementos finitos e, outra descrição do modelo empregado, para o cálculo utilizando o método direto. Essa abordagem é feita separadamente, para a compressão e para a flexão.

No capítulo 7, apresenta-se o estudo de uma estrutura real, formada por perfis de chapa dobrada tipo canal não enrijecidos, submetidos à flexão, comparando as metodologias de cálculo apresentadas.

Finalmente no capítulo 8, apresentam-se as conclusões e considerações finais sobre o trabalho desenvolvido.

2 FUNDAMENTOS TEÓRICOS

Os perfis conformados a frio, começaram a serem utilizados recentemente, tanto na construção de estruturas, quanto em máquinas. A sua utilização iniciou-se nos Estados Unidos e na Grã-Bretanha, principalmente na construção civil.

Inicialmente, não era conhecido o comportamento destes tipos de perfis. Assim, eles eram dimensionados a partir das teorias de resistência dos materiais, cabendo ao projetista, utilizar os perfis por experiência, fazendo comparações com obras já existentes, para tentar prevenir possíveis modos de colapso.

2.1 Métodos de dimensionamento

Em relação à forma pela qual os coeficientes de segurança são aplicados, encontramos duas formas mais conhecidas de incorporá-los nos cálculos:

- a) o método das tensões admissíveis;
- b) o método dos estados limites.

Dos quais realizar-se-á uma breve descrição na continuação.

2.1.1 Método das Tensões Admissíveis

No dimensionamento de estruturas metálicas, utilizando o método das tensões admissíveis, as tensões geradas pelas cargas de serviço majoradas não podem ultrapassar o valor de σ_F (limite de resistência). A teoria considera que se em alguma seção, as tensões produzidas pelas cargas majoradas alcançarem um valor igual ao limite estabelecido, ocorrerá o colapso da estrutura.

O dimensionamento através deste método, é considerado satisfatório quando a tensão solicitante máxima σ , em cada seção, for inferior à tensão resistente, reduzida pelo coeficiente de segurança γ .

O coeficiente de segurança engloba várias incertezas, entre elas:

- a) a incerteza quanto ao carregamento especificado;
- b) as imperfeições na execução;
- c) as incertezas do modelo de cálculo dos esforços, devido às ações;
- d) características mecânicas dos materiais.

Este método de dimensionamento pode ser expresso pelas seguintes equações:

$$S_n \leq R_d \quad (2.1)$$

Onde:

$$S_n = c \sum_{i=1}^n A_i \quad (2.2)$$

e

$$R_d = \phi R_n \quad (2.3)$$

A_i = Ação nominal (peso próprio, vento, sobrecarga e cargas acidentais);

S_n = Solicitação nominal;

R_n = Resistência nominal;

R_d = Resistência de dimensionamento;

n = Número de ações na combinação;

c = Operador, que simboliza a transformação da combinação de ações em um efeito das ações (transformação realizada através da análise estrutural);

ϕ = Coeficiente de segurança da resistência nominal ($\phi < 1$).

Neste método, a análise estrutural é feita no regime elástico, e o limite de resistência está associado ao início da plastificação da seção mais solicitada. Sendo assim, no cálculo, não são consideradas reservas plásticas, nem tão pouco uma redistribuição dos momentos fletores causados pela plastificação.

O cálculo através do método das tensões admissíveis, não retrata com boa precisão a condição de colapso, tampouco, permite uma avaliação confiável dessa condição.

Contudo, o método tem o mérito de ser simples, direto e fácil de utilizar, desde que o coeficiente de segurança seja escolhido adequadamente.

No caso em que o colapso aconteça por algum tipo de instabilidade, a forma de proceder é análoga à apresentada nas equações (2.1), (2.2) e (2.3). Neste caso, não se trabalha com tensões, e sim, com cargas críticas.

2.1.2 Método dos Estados Limites

Este método, se apresenta como uma ferramenta com uma base estatística diferente do método das tensões admissíveis. Grande quantidade de bibliografia tem sido escrita sobre este tema, que é apresentado didaticamente em Queiroz (1993) e Pfeil (2000).

No método dos estados limites, define-se um limite acima do qual, um elemento da estrutura, não poderá ser utilizado (estado limite de utilização), ou não seja considerado seguro (estado limite último).

A segurança de uma estrutura é definida como sendo a capacidade que ela apresenta de suportar as ações a que venha a ser solicitada durante sua vida útil sem, contudo, atingir qualquer estado limite.

O dimensionamento de uma estrutura, pelo método dos estados limites, exige a identificação de todos os modos de colapso ou maneiras pelas quais a estrutura poderia atingir algum dos estados limites, para que se possam determinar níveis aceitáveis de segurança, contra essas ocorrências.

Este método está relacionado, também, com a utilização de coeficientes parciais de segurança, aplicados às cargas (coeficientes de majoração de cargas) e aos materiais (coeficientes de minoração das resistências).

O método dos estados limites também pode ser chamado de método dos coeficientes das ações e das resistências, uma vez que utiliza a aplicação de coeficientes de segurança, tanto nas ações nominais, quanto nas resistências nominais. Partindo das combinações das ações de cálculo, são determinados os efeitos de cálculo das ações, que são comparadas com as resistências de cálculo. O método deve satisfazer à seguinte condição:

$$S_d \leq R_d \quad (2.4)$$

Onde:

$$S_d = c \sum_{i=1}^n \gamma_i A_i \quad (2.5)$$

$$R_d = \phi R_n \quad (2.6)$$

Sendo S_d a solicitação de dimensionamento e, γ_i o coeficiente de segurança da ação nominal (majoração das cargas).

Na utilização do método dos estados limites, as incertezas em relação à resistência, são consideradas no coeficiente ϕ e, as incertezas em relação aos efeitos das ações, são consideradas no coeficiente γ_i . Em normas, os valores de γ_i costumam variar de acordo com o tipo e combinações de ações e, os valores de ϕ costumam variar com o tipo de estado limite e com o tipo de elemento a ser analisado.

Os coeficientes de majoração das ações e minoração das resistências, variam em função de estarem ligados com estados limites últimos ou de utilização. Também dependem do tipo de esforço que está sendo tratado (flexão, tração ou compressão) e, da natureza das ações analisadas para calcular as solicitações.

Estados Limites de Utilização: São os relacionados com a utilização para o fim à qual se destina a estrutura em análise. Podem ser originados, em geral, por um ou mais dos seguintes fenômenos:

- a) - deformações excessivas;
- b) - vibrações excessivas.

Estados Limites Últimos: Estes limites estão relacionados aos colapsos total ou parcial da estrutura. Eles, deverão ter uma probabilidade muito pequena de ocorrência, pois terá como conseqüências, a perda de vidas humanas ou de bens materiais. O mesmo pode ocorrer devido a uma ou mais das situações seguintes:

- a) - perda de equilíbrio;
- b) - ruptura por qualquer tipo de solicitação;
- c) - instabilidade total ou parcial;

- d) - flambagem global de barras;
- e) - flambagem local de elementos de barras.

Comentário sobre os dois métodos de dimensionamento

A aplicação de coeficientes de segurança, somente em um dos lados da condição de dimensionamento é falha, porque existem incertezas tanto do lado das resistências, quanto do lado das ações. Assim sendo, no método das tensões admissíveis, as diferentes incertezas relativas a cada tipo de ação não são consideradas.

Pode concluir-se que, o método dos estados limites é o mais correto para o dimensionamento, pois aplica coeficientes de segurança adequados, tanto para as ações quanto para as resistências.

Os coeficientes de majoração das cargas, levam em conta as incertezas na sua determinação. Os coeficientes de minoração da resistência, levam em conta as características do material empregado e peculiaridades de cada tipo de solicitação analisada. Por exemplo, uma solicitação que produza flambagem elástica, deverá ter um coeficiente de segurança, ou de minoração, maior que no caso de uma solicitação de colapso plástico, pois, no caso da flambagem global, ela é atingida, em geral, sem aviso prévio.

As principais vantagens do método dos estados limites, em relação ao das tensões admissíveis são:

- a) confiabilidade mais uniforme, pois, os coeficientes de segurança, são determinados de modo a prevenir que algum estado limite seja ultrapassado;
- b) controle da segurança, no caso de análise não linear;
- c) controle da segurança, na determinação de efeitos das ações, cujos valores são reduzidos pelas ações permanentes.

Cabe salientar que, tanto no método das tensões admissíveis, quanto no método dos estados limites, o princípio da superposição dos efeitos, somente é válido para análises estruturais lineares, ou seja, análise elástica e de primeira ordem. Assim sendo, somente neste caso, podemos determinar os efeitos de cada ação isolada e combinar estes efeitos, ao

invés de combinar previamente as ações e determinar os efeitos da combinação. Somente neste caso, é indiferente, aplicar um coeficiente de segurança à uma ação isolada, ou aos efeitos da mesma.

Comparação entre os métodos de dimensionamento de perfis de chapa dobrada.

Na normativa moderna da engenharia, existe a tendência de abandonar os métodos baseados na utilização das tensões admissíveis. Esse processo foi paulatino. Chegou a ser aplicado antes no concreto armado, NBR 6118, e na norma de estruturas metálicas de perfis laminados e soldados, NBR 8800 (1986), também na NBR 7190 (1997) de madeira, e na norma de chapa dobrada NBR 14762 (2001).

Provavelmente, o motivo da tardia adequação das normas de chapa dobrada ao método dos estados limites, deve-se a que neste tipo de estruturas não há grandes ganhos, em considerar as reservas plásticas dos perfis, por serem estes em geral muito esbeltos e, sendo crítico, na maioria dos casos, algum tipo de instabilidade, como forma de colapso.

No que diz respeito ao método dos estados limites, num começo calcularam-se os coeficientes de segurança parciais, calibrados com os métodos de dimensionamento que se encontravam estabelecidos, e posteriormente, estudos estatísticos de pesquisa foram mudando ditos coeficientes em forma consistente, como um exemplo de estudos que trabalham na direção de modificar os valores dos coeficientes de majoração das ações e minoração das resistências, é possível citar o trabalho de mestrado de Santos (2000).

Grande quantidade de trabalhos discute também as características, vantagens e desvantagens de normas, baseadas segundo ambos os métodos.

Há normas em outras áreas de trabalho, como é o caso da BS 7910 (1999) aplicável na determinação de defeitos, usando a mecânica da fratura, utilizável principalmente em tubulações e vasos de pressão, que em suas últimas versões já inclui algumas características da aplicação do método dos estados limites.

2.2 Características Gerais dos Perfis Conformados a Frio

Abordaremos aqui, alguns tópicos relacionados com as propriedades geométricas e, as diferentes formas de colapso.

2.2.1 Propriedades geométricas, necessárias para o cálculo mecânico de perfis de chapa dobrada.

Na continuação, apresentam-se algumas das principais propriedades geométricas, para definir o comportamento mecânico de perfis de elementos unifilares. As mesmas podem ser vistas com maiores detalhes em livros, como por exemplo Pfeil (2000).

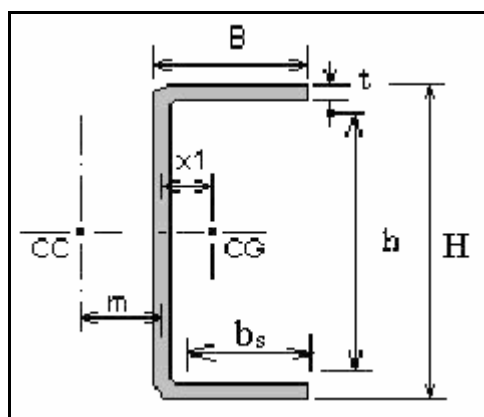


Figura 2-1 – Seção de um perfil canal

Centro de Cisalhamento CC

Para uma seção de viga, é o ponto pelo qual deverá passar a resultante das cargas, a fim de evitar a torção da viga, conforme Pfeil (1982). Para um perfil, com um eixo de simetria, o centro de cisalhamento obrigatoriamente está localizado sobre este eixo. Para perfis que possuem dois eixos de simetria, este ponto coincide com o centro de gravidade CG.

Para vigas submetidas à flexão, para obtenção da máxima resistência e, impedir o aparecimento de torção, a resultante das cargas aplicadas, deve-se encontrar aplicada no centro de cisalhamento da seção, também conhecido como centro de corte, como pode ser visto na figura 2-2.

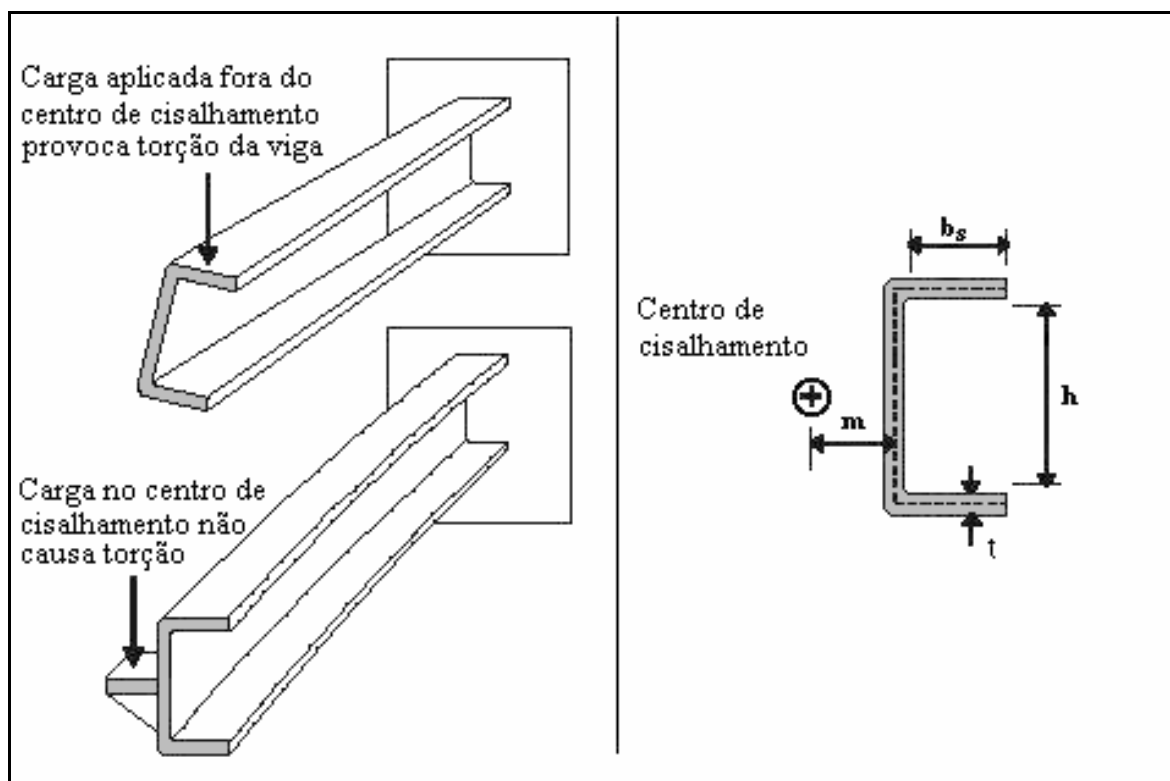


Figura 2-2 – Centro de cisalhamento para uma viga com perfil tipo canal

O centro de cisalhamento para uma viga de perfil canal, pode ser calculado, realizando um equilíbrio das forças atuantes. A expressão final, apresenta-se na continuação (fonte AISI/96).

$$m = b_s \frac{3h^2 b_s}{h^3 + 6h^2 b_s} \quad (2.7)$$

Onde:

m = Distância do centro da alma ao centro de cisalhamento da seção;

b_s = Largura da mesa da seção;

h = Largura da alma da seção.

Centro de Gravidade

Para vigas ou colunas submetidas a cargas axiais, o ponto de aplicação da resultante das cargas deve ser o Centro de Gravidade (CG), conforme apresentado na figura 2-1.

Para calcular a distância do centro de gravidade da seção em relação ao eixo X, conforme a equação (2.8), de forma análoga pode-se calcular o Y_{cg} .

$$x_{cg} = \sum_{i=1}^n \frac{A_i x_i}{A_g} \quad (2.8)$$

Onde:

A_g = Área da seção bruta;

x_i = Distância do CG do elemento ao ponto inicial (P);

x_{cg} = É a posição do centro de gravidade em relação ao eixo X;

Y_{cg} = É a posição do centro de gravidade em relação ao eixo Y.

Distância do CG ao CC

A distância, do centro de corte ao centro de gravidade, caracteriza o comportamento da seção, à flambagem por flexão e por flexo-compressão, como será visto mais adiante, a qual pode ser definido como segue:

$$x_0 = \frac{1}{I} \int_0^I w_c y t ds \quad (2.9)$$

onde:

$$w_c = \int_0^s R_c ds \quad (2.10)$$

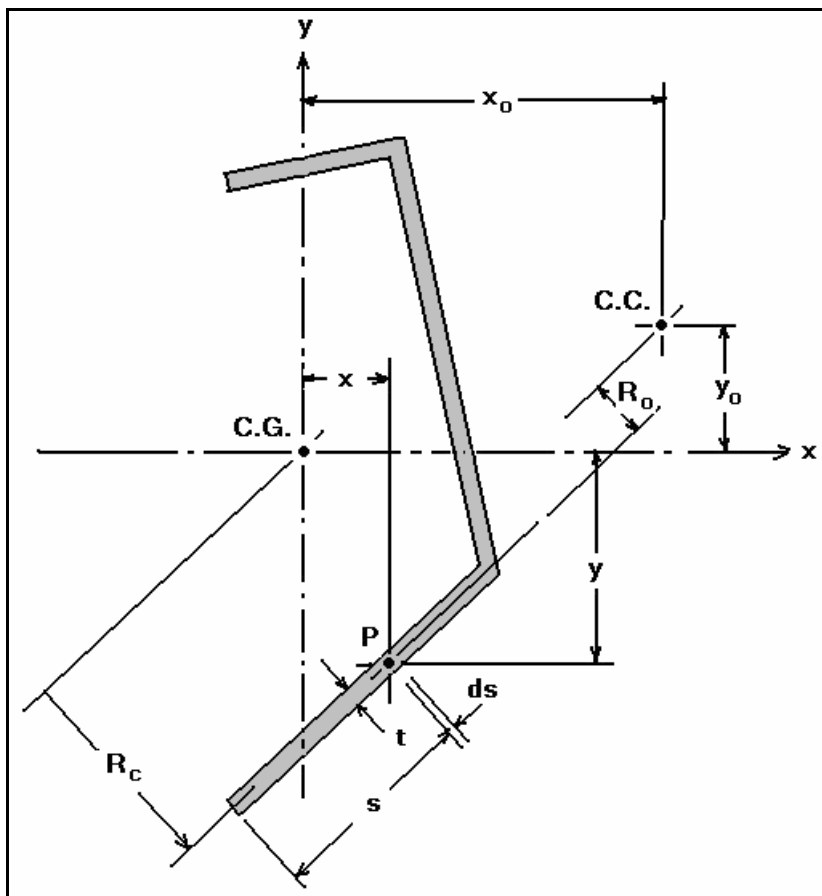


Figura 2-3 – Perfil assimétrico

R_c = Distância da linha média do elemento ao centro de gravidade;

y = Distância do centro de gravidade ao ponto P, ao longo da linha média do elemento;

l = Comprimento do elemento de seção cheia, considerando a linha média;

t = Espessura do elemento;

x_0 = Distância do CG ao CC.

w_c = Área setorial em relação ao CG do elemento.

Para o caso de uma seção canal, x_0 pode ser definido como:

$$x_0 = -(m + \bar{x}) \quad (2.11)$$

Sendo \bar{x} , a distância do centro da alma ao CG da seção. O sinal negativo, indica que este, se encontra a esquerda do eixo Y;

Comentário sobre torção uniforme e não uniforme

Quando uma barra é solicitada a esforços de torção, os mesmos são absorvidos pelo perfil através de tensões de cisalhamento, sendo sua distribuição prevista pelo modelo de torção uniforme de Saint Venant. Outro mecanismo de absorção do momento fletor, consiste em gerar tensões normais e de corte, previstas pelo modelo de comportamento de torção não uniforme, a qual aparece quando o empenamento da seção é restringido.

O empenamento da seção é o efeito de saída do plano das seções transversais de uma viga, devido à ação de um momento torsor.

Em geral o momento torsor, numa viga, é absorvido pelos dois mecanismos citados, sendo o modelo de torção uniforme, o mecanismo predominante no caso de seções maciças ou perfis de chapas finas fechados (tubos). Sobre este tema, existe extensa bibliografia clássica, entre elas pode-se citar, Mecânica dos Sólidos de Timoshenko (1989).

No caso de perfis abertos, quando o empenamento é restringido, a transmissão de esforços prevista pela torção não uniforme, não pode ser desconsiderada.

Momentos de inércia em relação aos eixos X e Y

É uma propriedade que define como está distribuída a área de uma seção, em relação a um de seus eixos. O momento de inércia é de suma importância no dimensionamento de qualquer elemento estrutural, submetido à compressão ou flexão, por ser através dele que é expressa a distribuição de área no perfil e, conseqüentemente a rigidez deste.

O momento de inércia é expresso em relação aos eixos neutros do elemento ou perfil. A equação (2.12) expressa o valor do momento de inércia de um perfil em relação ao seu eixo neutro, no sentido X, para cálculos no sentido Y, basta substituímos Y por X nas equações.

$$I_x = \int_A y^2 dA \quad (2.12)$$

O momento de inércia cruzado é definido como sendo:

$$I_{xy} = \int_A yx dA \quad (2.13)$$

Onde:

I_x = Momento de inércia em torno do eixo X;

I_{xy} = Momento de inércia cruzado.

Módulo Torsional J

Esta constante está relacionada com a rigidez à torção uniforme, chamada também de módulo de Saint Venant. O módulo torsional, é usado no cálculo da resistência à flambagem por compressão de vigas, sem contenção à flambagem lateral e flexo-torsional. No caso de um perfil fino com seção aberta, seu valor é expresso como segue:

$$J = \frac{1}{3} \sum_{i=1}^n I_i t_i^3 \quad (2.14)$$

Constante de empenamento C_w

A constante de empenamento C_w , define a resistência de um elemento estrutural submetido à torção não uniforme. É utilizada no cálculo da resistência à flambagem, de vigas sem contenção à flambagem lateral, na compressão.

$$C_w = \int_0^l (w_0)^2 t ds - \frac{1}{A_g} \left[\int_0^l w_0 t ds \right]^2 \quad (2.15)$$

onde:

$$w_0 = \int_0^s R_0 ds \quad (2.16)$$

R_0 = Distância da linha neutra do elemento ao centro de corte, ver figura 2-3;

w_0 = Área setorial em relação ao CC do elemento.

Raio de giração polar r_0

O raio de giração corresponde à distância que a área da figura, concentrada em uma faixa estreita, deveria estar do eixo para ter o mesmo momento de inércia, em relação ao dito eixo, ele pode ser expresso como:

$$r_x = \sqrt{\frac{I_x}{A_g}} \quad e \quad r_y = \sqrt{\frac{I_y}{A_g}} \quad (2.17)$$

O raio de giração polar, em relação ao centro de corte, pode ser expresso pela seguinte equação:

$$r_0 = \sqrt{r_x^2 + r_y^2 + x_0^2 + y_0^2} \quad (2.18)$$

onde:

I_y = Momento de inércia em torno do eixo Y;

r_x = Raio de giração em torno do eixo X;

r_y = Raio de giração em torno do eixo Y;

x_0 = Distância do CC ao CG no eixo X;

y_0 = Distância do CC ao CG no eixo Y.

2.3 Discussão das formas de colapso associadas a barras formadas por Perfis de Chapa Dobrada

2.3.1 Particularidades do comportamento mecânico dos elementos conformados a frio

As principais características dos perfis de chapa dobrada se salientam na seqüência:

a) Os perfis de chapa dobrada, caracterizam-se por terem uma grande esbeltez local, dada pela relação elevada de w/t , sendo w a largura de suas paredes e t a espessura das mesmas. Isto, faz com que, modos de colapso por flambagem local (cada placa que forma o perfil, flambe de forma isolada) ou flambagem distorcional (onde as placas que formam um perfil flambam interagindo), sejam críticos no dimensionamento destes tipos de elementos.

b) Em geral, os perfis formados por chapa dobrada, são assimétricos ou monossimétricos, abertos e com baixa rigidez à torção. Isto faz com que os modos de flambagem globais por flexo-torção ou torção pura tenham que ser analisados.

c) As características da fabricação do perfil fazem com que nas dobras, o material que forma o perfil tenha encruamento e, por dita razão, o valor da tensão de escoamento aumenta, devido à plastificação, o que pode ser considerado no dimensionamento. Porém esse processo também provoca uma perda de ductilidade do aço. A redução de ductilidade significa uma menor capacidade do material deformar-se. Por essa razão, a chapa deve ser conformada com raio de dobramento adequado ao material e à sua espessura, a fim de se evitar o aparecimento de fissuras. A norma NBR 14762 (2001) em seu anexo “B” apresenta as equações para o cálculo deste acréscimo de resistência.

d) Os perfis conformados a frio, em geral, são pouco compactos, o que conduz a afirmar que a reserva de resistência plástica, deste tipo de perfis, não seja significativa.

Na seqüência, serão analisadas as diferentes formas de colapso que se apresentam neste tipo de estruturas.

2.3.2 Colapso por flambagem local

Tratamento da flambagem local

A flambagem local de placas, ocorre quando a mesma, está sujeita à uma tensão de compressão, e devido a sua baixa rigidez, ela perde a estabilidade, provocando ondas em sua superfície, como pode ser visto na figura 2-4.

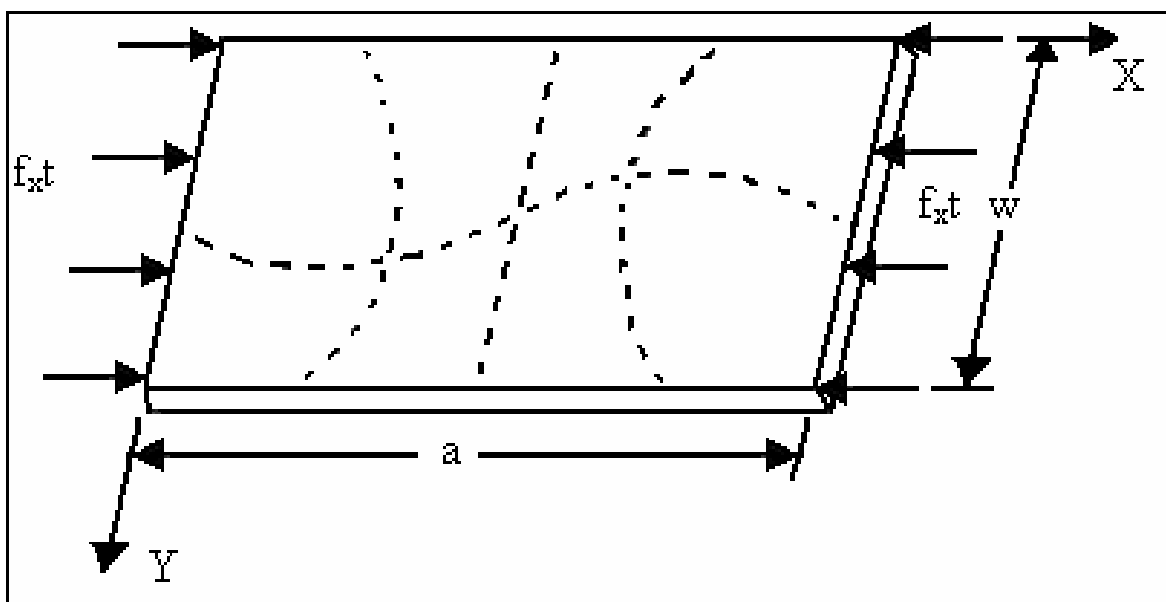


Figura 2-4 – Placa retangular sujeita à tensão de compressão

A equação (2.19), descreve o comportamento de uma placa sujeita à compressão, com todas as extremidades simplesmente apoiadas, Yu (2000).

$$\frac{\partial^4 \omega}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 \omega}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 \omega}{\partial y^4} + \frac{f_x t}{D} \frac{\partial^2 \omega}{\partial x^2} = 0 \quad (2.19)$$

Onde:

$$D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} \quad (2.20)$$

E = Módulo de elasticidade do aço;

t = Espessura da placa;

ν = Coeficiente de Poisson ($\nu=0,3$ para aço em regime elástico);

ω = Deslocamento da placa perpendicular à superfície;

f_x = Tensão de compressão na direção X.

A partir destas equações diferenciais, chegou-se à equação de tensão crítica da placa, dada por:

$$f_{cr} = \frac{k\pi^2 E}{12(1-\nu^2)\left(\frac{w}{t}\right)^2} \quad (2.21)$$

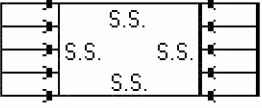
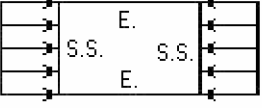
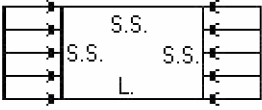
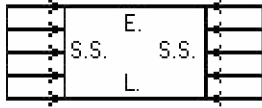
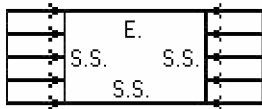
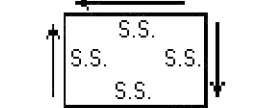
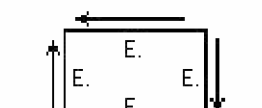
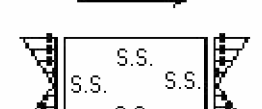
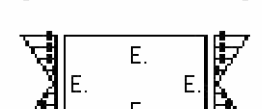
Onde k é um coeficiente adimensional, através do qual definem-se as condições de contorno. As mais usuais são apresentadas na figura 2-5, e em bibliografias especializadas como Yu (2000). São também encontradas equações e ábacos, através das quais se obtém os valores apresentados nesta figura.

É sabido que, estruturas bidimensionais planas têm uma resistência considerável após atingir a flambagem elástica e, cuja característica é considerada em seu cálculo, chamando-se de resistência pós-crítica das placas, Yu (2000).

O comportamento pós-flambagem de placas pode ser analisado, utilizando a teoria de grandes deslocamentos. A equação diferencial que descreve os grandes deslocamentos em flambagem de placas, foi resolvida por von Karman, em 1910:

$$\frac{\partial^4 \omega}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 \omega}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 \omega}{\partial y^4} = \frac{t}{D} \left(\frac{\partial^2 F}{\partial y^2} \frac{\partial^2 \omega}{\partial x^2} - 2 \frac{\partial^2 F}{\partial y \partial x} \frac{\partial^2 \omega}{\partial y \partial x} + \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} \frac{\partial^2 \omega}{\partial y^2} \right) \quad (2.22)$$

Onde, F é uma função de tensão, determinada pela tensão nas fibras médias da placa.

Tipo	Condição de contorno	Tipo de tensão	Valor de k
(a)		Compressão	4,0
(b)		Compressão	6,97
(c)		Compressão	0,425
(d)		Compressão	1,277
(e)		Compressão	5,42
(f)		Corte	5,34
(g)		Corte	8,98
(h)		Flexão	23,9
(i)		Flexão	41,8

E.=Engastado L.=Livre S.S.=Simplesmente Apoiado

Figura 2-5 – Fator de correção de condição de contorno k

Para permitir realizar a solução da equação (2.22), von Karman introduziu o conceito de largura efetiva, a qual considera que, a placa após atingir a carga crítica reduz sua largura, uma vez que se formam ondas em sua superfície, como indica a figura 2-4.

A expressão para a largura efetiva, proposta por von Karman é a seguinte:

$$b=Ct \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (2.23)$$

Onde:

$$C=\frac{\pi}{\sqrt{3(1-\nu^2)}} \quad (2.24)$$

Sendo f_y a resistência ao escoamento do aço. Para valores de módulo de Poisson $\nu=0,3$; $C=1,9$ e $\pi=3,1415$.

Winter, após um intensivo trabalho experimental, corrigiu a expressão proposta por von Karman e, reescreveu a equação (2.23), como sendo:

$$b=Ct \sqrt{\frac{E}{f_{\max}}} \quad (2.25)$$

Onde f_{\max} é a tensão máxima na extremidade do elemento (fibra comprimida).

As principais mudanças propostas por Winter e Sechler, referem-se em substituir a tensão de escoamento por um valor de tensão máxima, que pode estar relacionado com a tensão de colapso por outra forma de instabilidade. Também, definiram que a variável C depende diretamente do valor adimensional definido em (2.26). Na figura 2-6 apresenta-se esta variação, a qual analiticamente, foi expressa nesta figura .

$$\sqrt{\frac{E}{f_{\max}}} \left(\frac{t}{w} \right) \quad (2.26)$$

$$C=1,9 \left[1-0,475 \left(\frac{t}{w} \right) \sqrt{\frac{E}{f_{\max}}} \right] \quad (2.27)$$

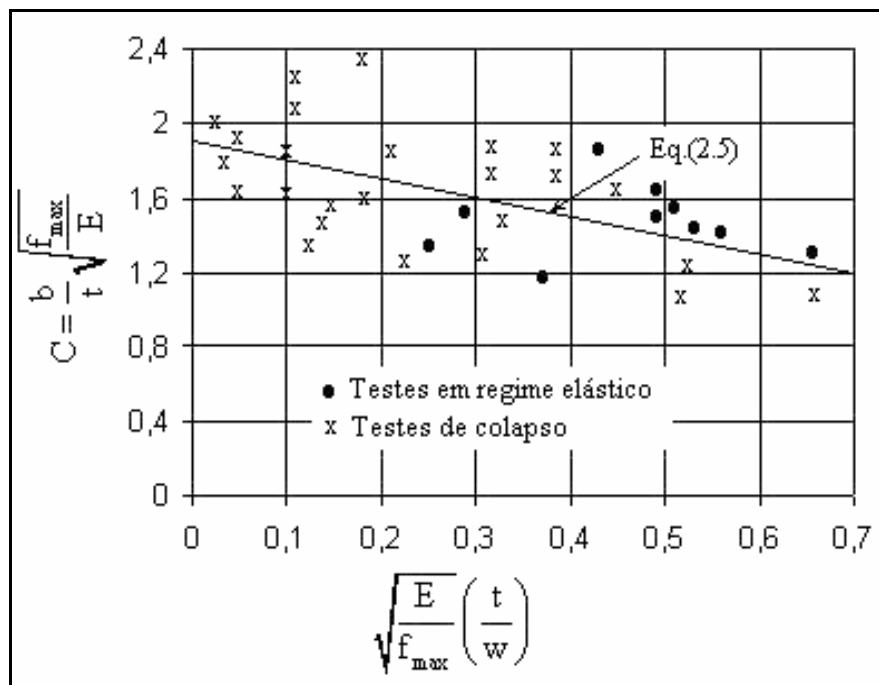


Figura 2-6 – Experimentos realizados por Winter, fonte Yu(2000)

Posterioros trabalhos experimentais, permitiram realizar outros ajustes na equação (2.28).

$$\frac{b}{w} = \sqrt{\frac{f_{cr}}{f_{max}}} \left(1 - 0,22 \sqrt{\frac{f_{cr}}{f_{max}}} \right) \quad (2.28)$$

Uma forma alternativa de expressar a equação (2.28), é descrita como segue:

$$\begin{aligned} b=w &\rightarrow \text{se } \lambda \leq 0,673 \\ b=\rho w &\rightarrow \text{se } \lambda > 0,673 \end{aligned} \quad (2.29)$$

$$\rho = \frac{\left(1 - \frac{0,22}{\lambda} \right)}{\lambda} \leq 1 \quad (2.30)$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{f_{max}}{f_{cr}}} \quad (2.31)$$

onde:

b = Largura efetiva do elemento;

w = Largura total do elemento;

f_{cr} = Tensão crítica de flambagem;

ρ = Fator de redução;

k = Coeficiente de comprimento efetivo de flambagem (depende das condições de contorno);

λ = Índice de esbeltez.

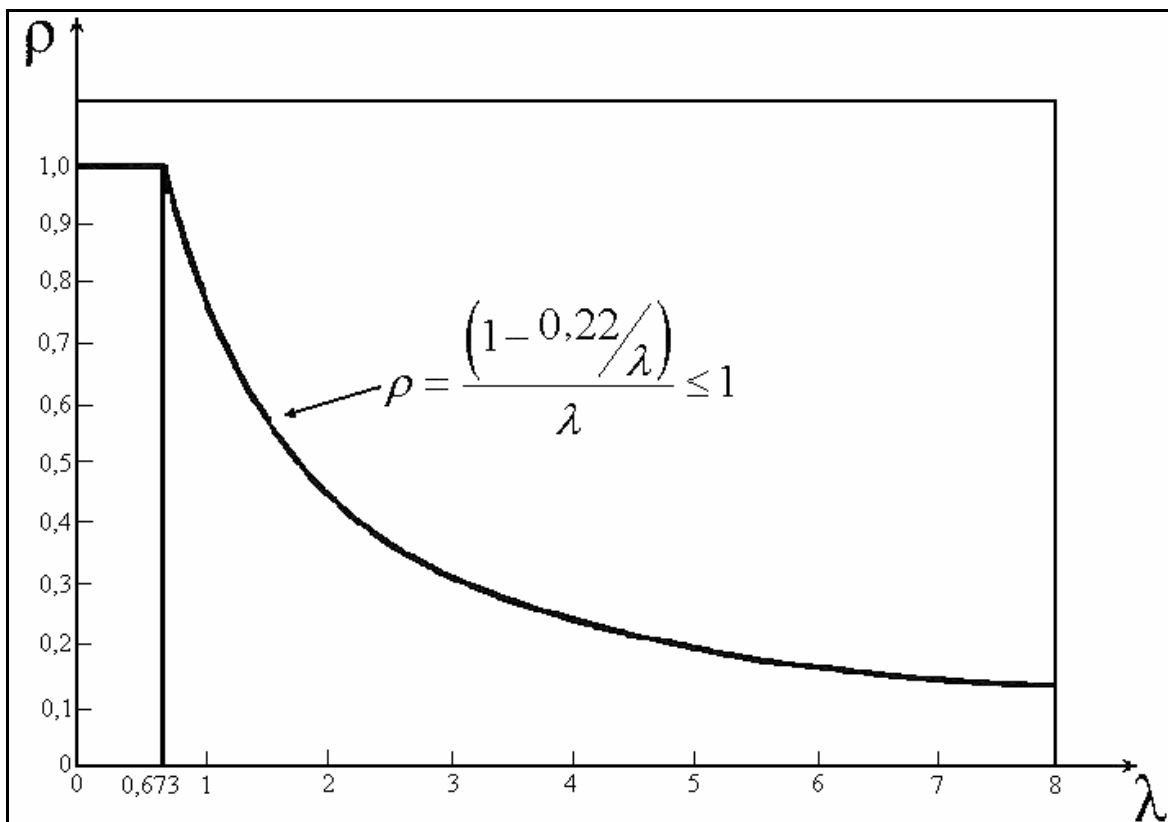


Figura 2-7 – Fator de redução, versus índice de esbeltez, fonte Yu(2000)

Esta última forma, define como se apresentam usualmente as expressões de largura efetiva, nas principais normas modernas.

No gráfico da figura 2-7, pode-se verificar que, para uma esbeltez ($\lambda \leq 0,673$), o fator de redução ρ é igual a 1. No mesmo gráfico, temos uma curva que nos mostra a variação do fator ρ com o aumento da esbeltez, que vem a demonstrar a perda de largura, através da flambagem local de placas.

A partir dos estudos iniciados por von Karman e Winter, em 1946 foi criada a primeira norma de cálculo para perfis conformados a frio, chamada de “*Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members*”, que foi publicada pelo “*American Iron and Steel Institute (AISI)*”. Uma abordagem mais detalhada sobre a evolução das

normas de cálculo para perfis formados a frio, pode ser obtida em bibliografias especializadas, como Yu (2000).

2.3.3 Colapso por flambagem distorcional

A flambagem distorcional, ocorre quando a barra é submetida à compressão ou flexão e, sua seção se deforma, como pode ser visto na Figura 2-8, onde é possível observar a interação no modo de flambagem entre duas placas que formam o perfil, provocando o colapso. Esse modo de flambagem, apresenta-se em seções de barras que possuem enrijecedores de borda ou intermediários.

O cálculo da flambagem distorcional é complexo de ser realizado analiticamente. Ela está sendo incluída nas normas técnicas há pouco tempo, tendo assim, várias normas de cálculo para perfis conformados a frio, que ainda não levam em conta esse modo de flambagem diretamente; entre elas a AISI (1996).

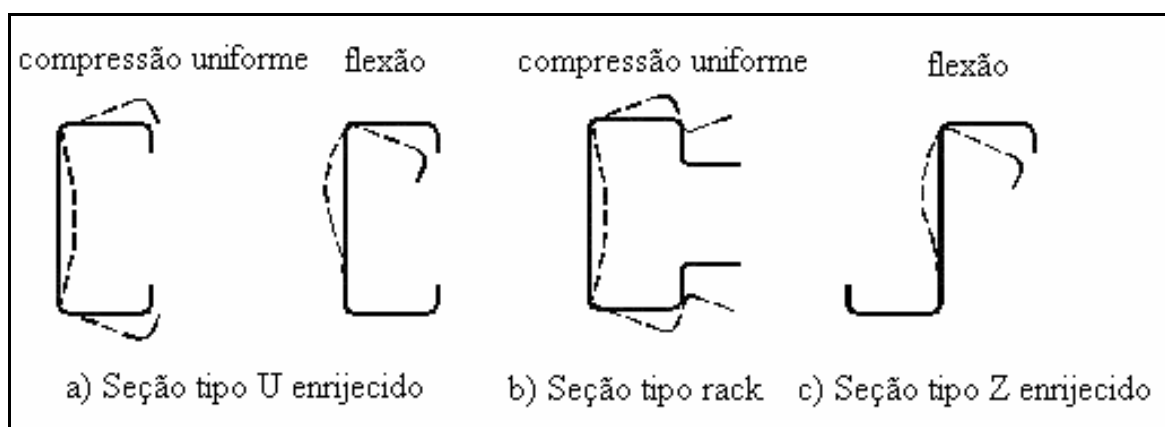


Figura 2-8 – Seções com flambagem distorcional

A norma NBR 14762 (2001), em seu anexo “D”, apresenta expressões para determinar cargas críticas devido a esta forma de colapso, para as formas de perfis mais comuns.

2.3.4 Colapso plástico

No dimensionamento, em regime elástico de seções sujeitas à flexão, adotamos como referência, o início da plastificação do material, que ocorre na extremidade da seção. O momento limite é aquele que produz uma tensão igual à tensão de escoamento.

No entanto, o momento que corresponde ao início da plastificação (M_y), não representa a capacidade máxima da seção. Quando os valores de momento são maiores que M_y , as fibras interiores da seção também entram em escoamento, até ser atingida a plastificação completa da seção.

Na figura 2-9, é apresentado um diagrama de momento, versus rotação, para um perfil “I”, sujeito a cargas crescentes. Quando o momento fletor M_y é ultrapassado, dá-se o início do escoamento da seção (índice b). Com o aumento da carga, ocorre a plastificação das fibras internas, aumentando a resistência da seção (índice c). O momento máximo que esta seção pode absorver (M_p), corresponde ao escoamento total da seção (índice d). Ultrapassando esse valor, temos o rompimento da mesma (índice e). Assim sendo, a diferença entre M_p e M_y , constitui uma reserva de segurança da seção.

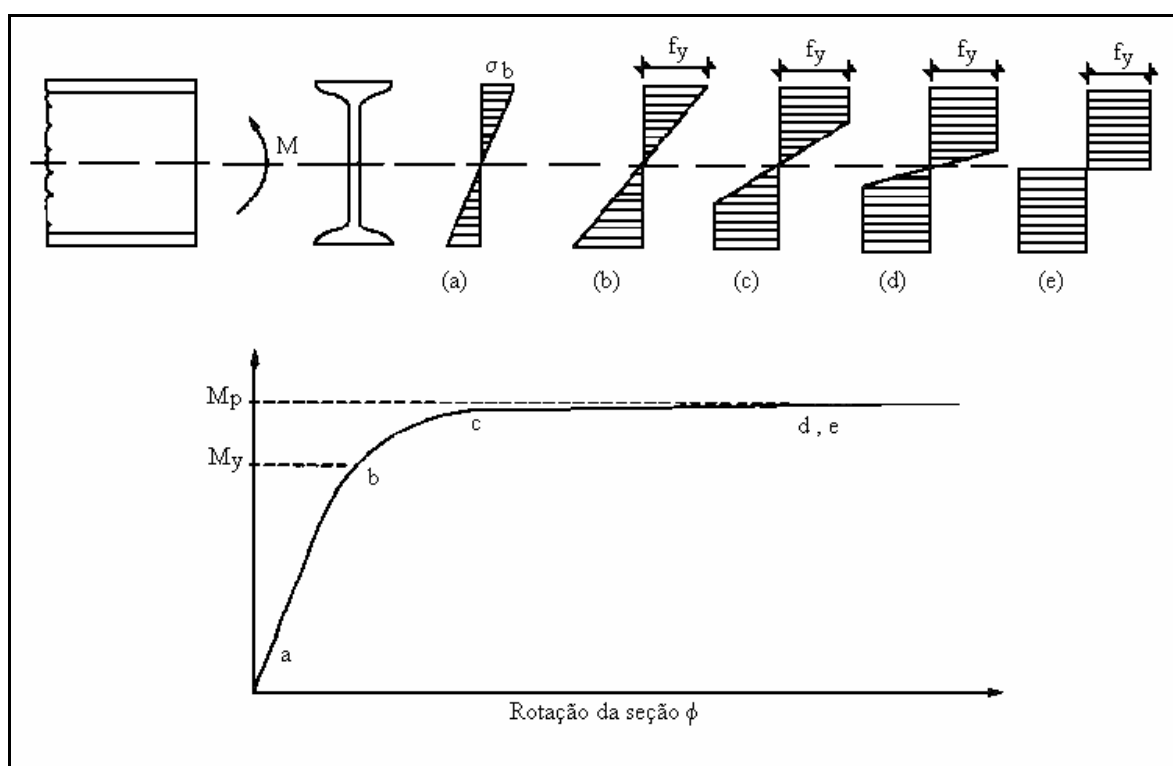


Figura 2-9 – Plastificação de uma seção “I” na flexão, fonte Pfeil (2000)

Quando atingimos o momento resistente plástico M_p , a seção continua a deformar-se, sem provocar um aumento do momento resistente. Se consideramos que o material é elastoplástico perfeito, como verificamos na figura 2-9 (do índice c ao d), surge a rótula plástica (rotação crescente com momento resistente constante).

No entanto, a formação de rótulas plásticas depende da ductilidade do material e da resistência à flambagem, aços com $F_y \leq 400$ MPa, apresentam um patamar de escoamento com extensão suficiente para a formação de rótulas plásticas.

O ganho de resistência, no dimensionamento pelo método plástico, é obtido, dividindo-se o módulo da seção W pelo módulo resistente plástico, conforme apresentado na equação (2.34), para uma seção canal.

$$M_p = f_y Z \quad (2.32)$$

$$M_y = f_y W \quad (2.33)$$

$$\frac{Z}{W} = \frac{\frac{b_s d^3 - (b_s - t) h^3}{b_s d}}{b_s t (d - t) + \frac{t (d - 2t)^2}{4}} \cong 1,15 \quad (2.34)$$

onde:

Z = Módulo resistente plástico;

W = Módulo elástico da seção;

M_p = Momento plástico;

M_y = Momento em torno do eixo Y;

b_s = Mesa da seção tipo canal;

h = Alma da seção

d = Medida externa da mesa da seção canal.

Para o cálculo do módulo resistente plástico, para outros tipos de seções, é preciso consultar bibliografias especializadas, entre elas, pode-se citar Pfeil (2000).

É importante salientar que, quando o perfil tem relações $\frac{W}{t}$ elevadas, a qual torna o mesmo susceptível à flambagem local e ou distorcional, devido a cargas normais, faz

com que a relação Z/W seja muito próxima de 1,0. Em geral, em perfis de chapa dobrada a forma de colapso está associada à instabilidade da seção.

Cabe salientar que, a norma NBR 14762 (2001), não permite considerar a reserva plástica da seção.

2.3.5 Colapso por Flambagem Global

a) Flambagem por Flexão

A flambagem por flexão, também é conhecida como flambagem de Euler. Considerando-se uma coluna ideal, antes do carregamento, com material homogêneo e com suas extremidades articuladas, sobre a qual é aplicada uma carga P , sobre o centróide da mesma, como pode ser visto na figura 2-10.

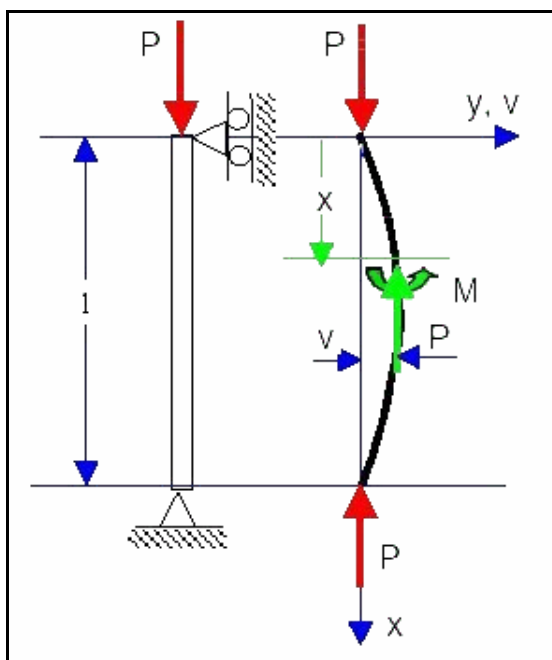


Figura 2-10 – Viga de Euler

Da equação de equilíbrio estático do trecho superior da coluna, tem-se:

$$\sum M=0 \quad , \quad Pv+M=0 \quad (2.35)$$

$$M=-Pv$$

Substituindo a equação de momento fletor, na equação diferencial da curva elástica, obtém-se:

$$\frac{d^2v}{dx^2} = \frac{M}{EI} = -\frac{Pv}{EI} \quad (2.36)$$

Sendo o valor da carga crítica, dado pela expressão:

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{L^2} \quad (2.37)$$

Onde k é um coeficiente que leva em conta as condições de vinculação da barra, L é o comprimento do elemento de barra e, I é o momento de inércia em torno do eixo correspondente.

A carga P_{cr} , também é denominada de carga de Euler (N_E), em homenagem ao matemático suíço Leonhard Euler (1707 - 1783).

É correto em dimensionamento, considerar que a força normal aplicada tem uma pequena excentricidade inicial (e_0 ou δ_0). Neste caso, a equação diferencial a ser resolvida é diferente da estabelecida na (2.36).

Para tensões normais abaixo do limite de proporcionalidade do aço, em regime elástico, demonstra-se que uma barra submetida à uma carga P , aplicada com uma excentricidade e_0 do baricentro, o deslocamento amplificado pela ação da carga axial é:

$$\delta_t = \frac{e_0}{1 - \frac{P}{P_{cr}}} \quad (2.38)$$

Pode-se observar que, quando P se aproxima de P_{cr} , a flecha δ_t tende para infinito, ou seja, a peça entra em colapso.

Para obter-se a tensão crítica, ou tensão de flambagem (σ_{fl}), dividimos a carga crítica pela área A_g da seção bruta da peça.

$$\sigma_{fl} = f_{cr} = \frac{P_{cr}}{A_g} = \frac{\pi^2 EI}{A_g l^2} = \frac{\pi^2 E}{(l/r)^2} \quad (2.39)$$

Onde:

l/r = Índice de esbeltez da peça;

l = Comprimento da peça;

r = Raio de giração da seção, em relação ao eixo de flambagem $r = \sqrt{I/A_g}$.

Para valores de l/r elevados, peças muito esbeltas, a flambagem é atingida na fase elástica do diagrama tensão deformação do aço. Neste caso, a tensão calculada em (2.39), é a tensão de colapso.

Para valores baixos de l/r , peças pouco esbeltas, a equação (2.39) ultrapassa o limite de elasticidade e não é válida. Com isso, a flambagem se processa em regime inelástico.

O valor da carga crítica de flambagem é influenciado por deformações iniciais da peça e, por tensões internas residuais, provenientes dos processos de fabricação dos perfis.

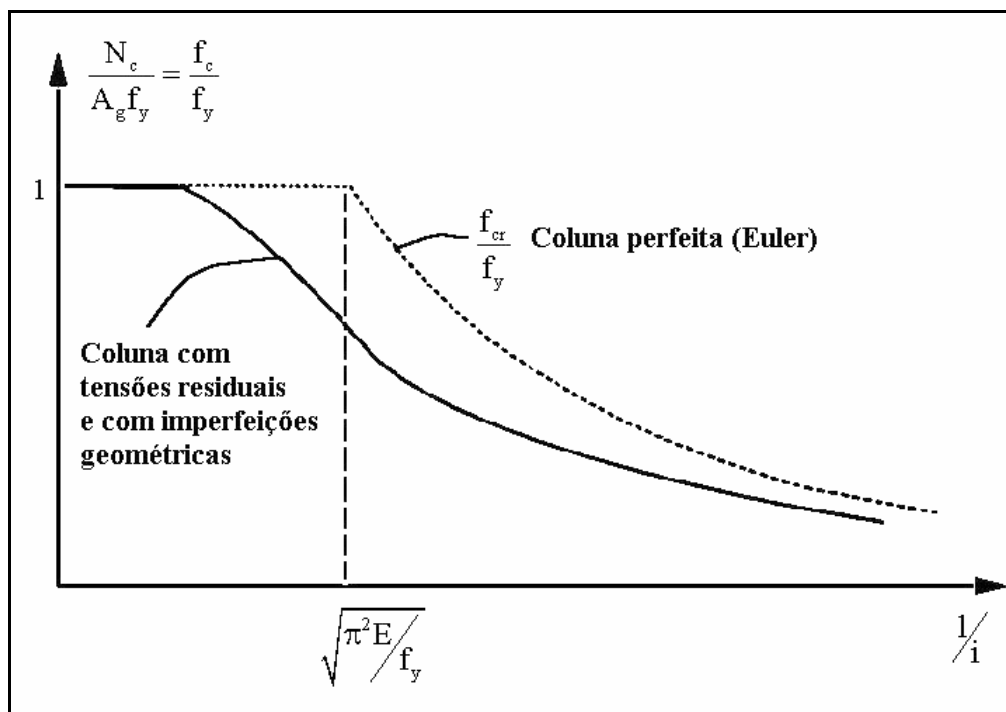


Figura 2-11 – Variação de resistência de uma coluna comprimida, em função do índice de esbeltez

Onde:

N_c = Carga última;

f_c = Tensão nominal última.

b) Flambagem por flexo-torção e por torção

Na flambagem por flexo-torção, a peça quando comprimida sofre flambagem por flexão, em torno do eixo principal e, torção em torno do centro de corte.

Esse modo de flambagem é crítico em perfil com seção aberta, já que, neste caso, a rigidez torsional dos perfis é muito baixa.

Para perfis esbeltos, podemos afirmar que quando estes forem monossimétricos, o modo de flambagem poderá ser por flexão (flambagem de Euler) ou por torção. Em perfis sem simetria, o modo de flambagem por compressão obrigatoriamente será por flexo-torção. Existem bibliografias que tratam este assunto com maior riqueza de detalhes, como Yu (2000).

c) Interação entre compressão e flexão

No caso em que as peças são submetidas a um valor considerável de momento fletor, não há expressões fechadas que levem em conta a interação entre o momento fletor, o esforço normal de compressão e a plasticidade. Calculam-se de forma separada os esforços limites, o esforço normal e o momento fletor. Verifica-se sua interação, utilizando expressões semi-empíricas de interação, equações (2.40) e (2.41), as quais foram ajustadas através de ensaios.

$$\frac{N_{c,Sd}}{N_{c,Rd}} + \frac{C_{mx} M_{x,Sd}}{\left(1 - \frac{N_{c,Sd}}{N_{ex}}\right) M_{x,Rd}} + \frac{C_{my} M_{y,Sd}}{\left(1 - \frac{N_{c,Sd}}{N_{ey}}\right) M_{y,Rd}} \leq 1,0 \quad (2.40)$$

e

$$\frac{N_{c,Sd}}{N_{0,Rd}} + \frac{M_{x,Sd}}{M_{x,Rd}} + \frac{M_{y,Sd}}{M_{y,Rd}} \leq 1,0 \quad (2.41)$$

Quando $\frac{N_{c,Sd}}{N_{c,Rd}} \leq 0,15$, as equações (2.40) e (2.41), podem ser substituídas pela equação (2.42).

$$\frac{N_{c,Sd}}{N_{c,Rd}} + \frac{M_{x,Sd}}{M_{x,Rd}} + \frac{M_{y,Sd}}{M_{y,Rd}} \leq 1,0 \quad (2.42)$$

onde:

$N_{c,Sd}$ = Força normal de compressão solicitante de cálculo;

$M_{x,Sd}$ e $M_{y,Sd}$ = Momentos fletores solicitantes de cálculo, em relação aos eixos X e Y, respectivamente;

$N_{c,Rd}$ = Força normal de compressão resistente de cálculo;

$N_{0,Rd}$ = Força normal de compressão resistente de cálculo, considerando $\rho=1,0$;

$M_{x,Rd}$ e $M_{y,Rd}$ = Momentos fletores resistentes de cálculo, em relação aos eixos X e Y, respectivamente, calculados com $C_b=1,0$;

N_{ex} e N_{ey} = Forças normais de flambagem elástica, em relação aos eixos X e Y, respectivamente;

C_{mx} e C_{my} = Coeficientes de equivalência de momento na flexão composta, em relação aos eixos X e Y, respectivamente.

Quando a carga axial atua com excentricidade de maior importância do que as devidas a defeitos construtivos, o dimensionamento, faz-se levando em conta o momento fletor e a força normal, verificando a flambagem sob efeito das duas solicitações.

2.3.6 – Colapso por flambagem lateral por torção

Quando uma viga é sujeita à flexão sobre o eixo de maior inércia, pode ocorrer a flambagem lateral (perpendicular ao plano das cargas) e uma torção. Devido a este fenômeno, é denominada de flambagem lateral por flexo-torção, ver figura 2-12.

Essa flambagem lateral com torção, ocorre quando, na flexão, as fibras submetidas à compressão, flambam.

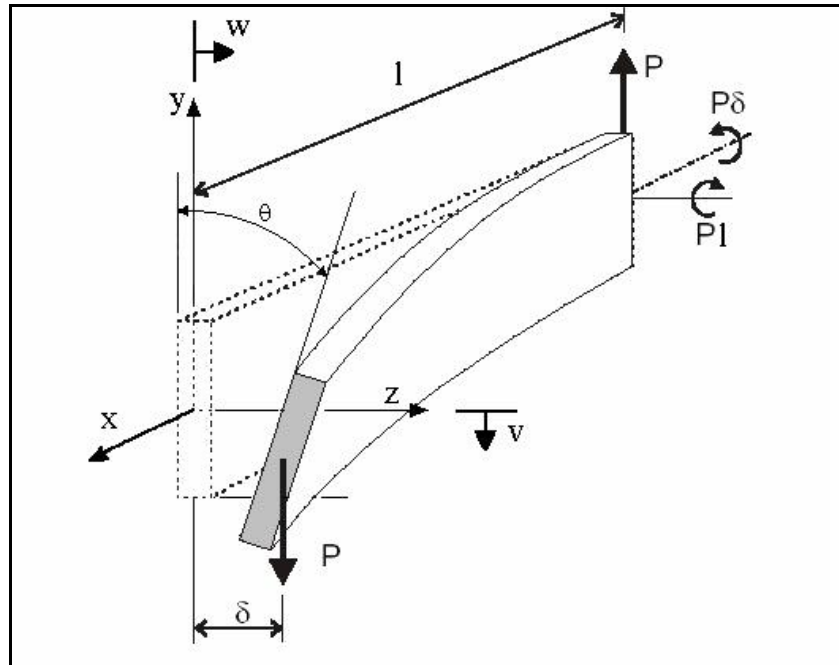


Figura 2-12 – Flambagem lateral por flexo-torção

Considerando que a viga deforma, pouco antes de perder o equilíbrio, as equações diferenciais que descrevem este fenômeno são:

$$EI_z \frac{d^2v}{dx^2} = M_z \quad (2.43)$$

$$EI_y \frac{d^2w}{dx^2} = M_y \quad (2.44)$$

$$GJ \frac{d\theta}{dx} = M_x \quad \text{Para o caso de torção uniforme} \quad (2.45)$$

$$GC_w \frac{d\theta^3}{dx^3} = M_x \quad \text{Para o caso de torção não uniforme}$$

O momento crítico de flambagem, pode ser calculado pela seguinte equação:

$$M_{cro} = \frac{\frac{\pi}{l} \sqrt{GJ EI_y \left(1 + \frac{EC_w \pi^2}{GJ l^2} \right)}}{\sqrt{\left(1 - \frac{EI_y}{EI_z} \right) \left(1 - \frac{GJ}{EI_z} \left(1 + \frac{EC_w \pi^2}{GJ l^2} \right) \right)}} \quad (2.46)$$

Sendo M_x o momento em torno do eixo X, G o módulo de elasticidade transversal do aço, I_z momento de inércia em torno do eixo Z e, J momento torsor.

É possível transformar a equação (2.46), para outras condições de contorno e outros tipos de carregamento, ver Yu (2000).

Pode-se desconsiderar a influência da deflexão no plano de carga, pois muitas vezes, as vigas possuem contra-flechas e as mesmas inibem a influência da deflexão no plano principal na flambagem lateral.

Em geral, a rigidez ao empenamento, também pode ser desconsiderada, ficando então a equação (2.46) da seguinte maneira:

$$M_{cro} = \frac{\pi}{l} \sqrt{GJ EI_y \left(1 + \frac{EC_w \pi^2}{GJ l^2} \right)} \quad (2.47)$$

As parcelas da equação devidas ao empenamento, são inversamente proporcionais ao comprimento da viga, ou seja, quanto maior a viga, menor a influência do empenamento. Por essa razão, não é crítico, levar em conta o empenamento em vigas longas na análise da flambagem lateral.

Por outro lado, a deflexão no plano, depende muito das condições de contorno às quais, muitas vezes, são difíceis de determinar. Em função destas considerações, a equação (2.46) fica como segue:

$$M_{cro} = C_b \frac{\pi}{kl} \sqrt{GJ EI_y} \quad (2.48)$$

Onde C_b é um coeficiente adimensional, que leva em conta as condições de contorno da viga.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A revisão bibliográfica será dividida em duas partes. Na primeira, será apresentado um resumo dos trabalhos mais recentes na área de chapa dobrada. Também será apresentada a tendência de novas linhas de pesquisas. A segunda parte, trata dos métodos de análise e dimensionamento utilizados na atualidade, apresentando as principais de normas utilizadas em chapa dobrada, o método dos elementos finitos e, o método direto.

Para citar os trabalhos relevantes na área de chapa dobrada, um dos mais importantes é o livro editado por Yu Wei-Wen, professor Ph.D. da Universidade de Missouri-Rolla, dos Estados Unidos de título “*Cold-Formed Steel Design*” de 2000, que por muitos, é considerado como sendo a bibliografia mais completa da área. Este professor, igualmente é responsável pelo centro de estudos deste tipo de estrutura metálica, sediado na mesma universidade.

Outro trabalho, de grande importância é o livro “*Cold-Formed Steel Structures to the AISI Specification*” de 2000, de Gregory Hancock et alli. Os estudos realizados por Schafer e Peköz, 1998, constituem um grande avanço no dimensionamento de peças submetidas à compressão e/ou flexão. Este novo método já vem sendo incorporado às novas normas de dimensionamento.

Atualmente, as pesquisas na área de chapa dobrada, se concentram principalmente em três frentes distintas, conforme Davies (2000):

a) a primeira visa desenvolver tecnologia que possibilite formas mais complexas, com uma tensão de rendimento maior, de modo a permitir que este tipo de seção represente a aplicação de alta tecnologia na construção civil. O trabalho desenvolvido por Bambach (1998), apresenta um estudo de perfis com seções C e Z com enrijecedores adicionais, e é um expoente deste tipo de trabalhos.

b) outra frente procura desenvolver aplicações práticas para este tipo de perfis. Com o aumento da demanda, torna-se necessário o desenvolvimento paralelo de normas de cálculo. As seções tendem a serem mais enrijecidas (com seções capazes de absorver maiores esforços), o que implica na necessidade de um tratamento (cálculo) mais sofisticado da flambagem local e distorcional, assim como da interação entre ambas. O que

pode ser encontrado em bibliografias como Sivakumaran (1998), Hancock (2001) e Yu (2001).

c) a última frente de pesquisa procura simplificar os modelos de projeto, para que as seções possam ser analisadas como um todo. Neste caso, pode-se citar grande quantidade de artigos que tratam da implementação de um novo método de análise que permite a combinação de soluções de flambagem elástica linear, obtidas de forma analítica e numérica e, expressões semi-empíricas que permitem, a partir das primeiras, obter a tensão última de cálculo. Dentro desta forma de trabalho, podem ser citados os trabalhos de Hancock e Schafer.

3.1 Dimensionamento aplicando normas de cálculo

Na continuação é apresentado o método de dimensionamento relacionado com as normas AISI, EUROCODE, NBR, que se fundamentam na aplicação de expressões analíticas, calculadas com bases teórico-clássicas da mecânica dos sólidos, ajustadas, muitas vezes, por meio de ensaios experimentais.

3.1.1 Norma AISI

AISI é a sigla do Instituto Americano do Ferro e do Aço (*American Iron and Steel Institute*), que desenvolve normas de cálculo, à serem utilizadas nos Estados Unidos da América. Este instituto está sediado na Universidade de Missouri-Rolla e, e está sob a direção do professor Ph. D. Wei-Wen Yu.

Esta norma possui uma versão para o cálculo utilizando os estados limites e, outra, para a utilização das tensões admissíveis. A primeira versão desta norma data de 1946. Neste trabalho utiliza-se a AISI/96.

3.1.2 NBR 14762

A NBR 14762, “Dimensionamento de Estruturas de Aço Constituídas por Perfis Formados a Frio”, foi desenvolvida pela Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT) e, está baseada no método dos estados limites. Estabelece os princípios gerais para o dimensionamento de perfis formados a frio, com espessura máxima igual a 8mm.

Esta norma foi elaborada tendo em vista a maior compatibilidade possível com as normas brasileiras voltadas ao projeto de estruturas, como por exemplo a NBR 8800 e a NBR 8681 (ações e segurança nas estruturas). A norma base adotada foi a norma americana AISI/96, o EUROCODE 3/93 - parte 1.3 e, a norma Australiana AS/NZS 4600/96.

Uma das características fundamentais desta norma é que ela não restringe sua utilização a estruturas civis, permitindo sua utilização para qualquer tipo de estrutura, como estrutura de veículos, desde que sejam verificados os tipos de solicitações especiais a que a estrutura está submetida; por exemplo, cargas dinâmicas ou fadiga.

3.1.3 Eurocode 3 - Parte 1.3

A norma EUROCODE 3 - Parte 1.3, faz parte de um conjunto de normas desenvolvidas pelo *European Committee for Standardization* (CEN) e, visa unificar as normas utilizadas em toda a União Européia.

3.2 Descrição da estrutura das normas utilizadas

Neste sub-capítulo é feita uma apresentação das expressões utilizadas pelas três normas estudadas. Esta apresentação é feita na forma de tabela, para facilitar o comparativo entre estas.

Tabela 3-1 – Cálculo da flambagem local

NBR 14762	AISI	EUROCODE 3
$b = b_{ef} \rightarrow \lambda_p \leq 0,673 \quad (3.1)$ $\text{se } \lambda_p > 0,673 \quad (3.2)$ $b_{ef} = \frac{b \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_p} \right)}{\lambda_p} \leq b \quad (3.3)$	$b_{efa} = b \rightarrow \lambda_{pa} \leq 0,673 \quad (3.4)$ $b_{efa} = \rho b \rightarrow \lambda_{pa} > 0,673 \quad (3.5)$ $\rho = \frac{\left(1 - \frac{0,22}{\lambda_{pa}} \right)}{\lambda_{pa}} \quad (3.6)$	$b_{efe} = \rho b \quad (3.7)$ <p>Quando $\rightarrow \lambda_{pe} \leq 0,673$ (3.8)</p> $\rho = 1$ <p>Quando $\rightarrow \lambda_{pe} > 0,673$</p> $\rho = \frac{\left(1 - \frac{0,22}{\lambda_{pe}} \right)}{\lambda_{pe}} \quad (3.9)$
$\lambda_p = \frac{\frac{b}{t}}{0,95 \left(k \frac{E}{\sigma} \right)^{0,5}} \quad (3.10)$	$\lambda_{pa} = \frac{1,052}{\sqrt{k}} \left(\frac{b}{t} \right) \sqrt{\frac{f}{E}} \quad (3.11)$	$\lambda_{pe} = 1,052 \left(\frac{b}{t} \right) \sqrt{\frac{f_{yb}}{Ek}} \quad (3.12)$

Tabela 3-2 – Notações utilizadas no cálculo da flambagem local

NBR 14762	AISI	EUROCODE 3
<p>λ_p = Índice de esbeltez;</p> <p>k = Coeficiente de flambagem local, conforme tabelas 4 e 5 da NBR;</p> <p>σ = tensão normal.</p>	<p>b_{efa} = largura efetiva do elemento;</p> <p>b = largura bruta do elemento;</p> <p>k = coeficiente de flambagem local;</p> <p>f = resistência ao escoamento.</p>	<p>b_{efe} = largura efetiva do elemento;</p> <p>b = largura bruta do elemento;</p> <p>k = coeficiente de flambagem local, tabela 4.1 da norma;</p> <p>f_{yb} = resistência ao escoamento.</p>

Tabela 3-3 – Cálculo da flambagem distorcional

NBR 14762	AISI	EUROCODE 3
$M_{Rd} = \frac{M_{dist}}{\gamma} \rightarrow \gamma=1,1 \quad (3.13)$ $M_{dist} = w_c f_y (1 - 0,25 \lambda_{dist}^2) \rightarrow \text{se } \lambda_{dist} < 1,414 \quad (3.14)$ $M_{dist} = \frac{w_c f_y}{\lambda_{dist}^2} \rightarrow \text{se } \lambda_{dist} \geq 1,414$ $\lambda_{dist} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{dist}}} \quad (3.15)$ <p>Onde:</p> <p>w_c é o módulo de resistência elástico da seção bruta em relação à fibra comprimida;</p> <p>σ_{dist} é a tensão convencional de flambagem elástica por distorção, calculada pela teoria da estabilidade elástica ou conforme anexo D da norma.</p>	<p>Esta versão da norma não prevê este modo de flambagem.</p>	<p>Esta versão da norma não prevê este modo de flambagem.</p>

Tabela 3-4 – Cálculo da flambagem global por flexo-compressão, devido ao esforço normal

NBR 14762	AISI	EUROCODE 3
$N_{c,Rd} = \frac{\rho A_{ef} f_y}{\gamma_{M1}} \quad (3.16)$	$P_n = A_e F_n \quad (3.17)$	$N_{b,Rd} = \frac{\chi A_{eff} f_y}{\gamma_{M1}} \cong \frac{\chi \beta_A A_g f_y}{\gamma_{M1}} \quad (3.18)$
$\rho = \frac{1}{\beta + (\beta^2 - \lambda_0^2)^{0,5}} \leq 1,0 \quad (3.19)$	$F_n = f_y \left(1 - \frac{f_y}{4F_c} \right) \rightarrow \text{para } F_c > \frac{f_y}{2} \quad (3.24)$	$\beta_A = \frac{A_{eff}}{A_g} \quad (3.29)$
$\beta = 0,5 [1 + \alpha(\lambda_0 - 0,2) + \lambda_0^2] \quad (3.20)$	$F_n = F_c \rightarrow \text{para } F_c \leq \frac{f_y}{2} \quad (3.25)$	$\chi = \frac{1}{\phi + (\phi^2 - \bar{\lambda}^2)^{0,5}} \quad (3.30)$
$\lambda_0 = \left(\frac{A_{ef} f_y}{N_e} \right)^{0,5} * \quad (3.21)$	$F_c = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{kl}{r} \right)^2} * \quad (3.26)$	$\phi = 0,5 [1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] \quad (3.31)$
$N_{ey} = \frac{\pi^2 EI_y}{(k_y l_y)^2} \quad (3.22)$	$F_c = \frac{1}{2\beta} \left[(\sigma_{ex} + \sigma_t) - \sqrt{(\sigma_{ex} + \sigma_t)^2 - 4\beta \sigma_{ex} \sigma_t} \right] ** \quad (3.27)$	$\lambda_1 = \pi \left(\frac{E}{f_y} \right)^{0,5} \quad (3.32)$
$N_{ext} = \frac{N_{ex} + N_{et}}{2 \left[1 - \left(\frac{x_0}{r_0} \right)^2 \right]} \left[1 - \sqrt{1 - \frac{4N_{ex} N_{et} \left[1 - \left(\frac{x_0}{r_0} \right)^2 \right]}{(N_{ex} + N_{et})^2}} \right] \quad (3.23)$	$F_c = \frac{\sigma_t \sigma_{ex}}{\sigma_t + \sigma_{ex}} *** \quad (3.28)$	$\bar{\lambda} = \left(\frac{f_{yb}}{\sigma_{cr}} \right) [\beta_A]^{0,5} ** \quad (3.33)$ <p>$\sigma_{cr} = \sigma_{cr,TF} \text{ mas } \sigma_{cr} \leq \sigma_{cr,T}$</p>

Continuação

NBR 14762	AISI	EUROCODE 3
$N_{ex} = \frac{\pi^2 EI_x}{(k_x l_x)^2} \quad (3.34)$	$\beta = 1 - \left(\frac{x_o}{r_o} \right)^2 \quad (3.37)$	$\sigma_{cr,T} = \frac{1}{A_g r_o^2} \left[GI_t + \frac{\pi^2 EC_w}{l_T^2} \right] \quad (3.40)$
$N_{et} = \frac{1}{r_o^2} \left[\frac{\pi^2 EC_w}{k_t l_t} + GI_t \right] \quad (3.35)$	$\sigma_{ex} = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{k_x l_x}{r_x} \right)^2} \quad (3.38)$	$\sigma_{cr,TF} = \frac{1}{2\beta} \left[(\sigma_{cr,y} + \sigma_{cr,T}) - \sqrt{(\sigma_{cr,y} + \sigma_{cr,T})^2 - 4\beta \sigma_{cr,y} \sigma_{cr,T}} \right] \quad (3.41)$
$r_o = \sqrt{r_x^2 + r_y^2 + x_o^2 + y_o^2} \quad (3.36)$	$\sigma_t = \frac{1}{A_g r_o^2} \left[GI_t + \frac{\pi^2 EC_w}{(k_t l_t)^2} \right] \quad (3.39)$	$\sigma_{cr,y} = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{l_y}{r_y} \right)^2} \quad (3.42)$
		$\beta = 1 - \left(\frac{y_o}{r_o} \right)^2 \quad (3.43)$

Tabela 3-5 – Notações utilizadas no cálculo da flambagem global, devido ao esforço normal

NBR 14762	AISI	EUROCODE 3
<p>N_e *) força normal de flambagem elástica, sendo usado o menor valor entre as equações (3.22) e (3.23), para perfis monossimétricos. Para outros tipos de perfil, deve-se consultar a norma;</p> <p>N_{ey} - força normal de flambagem elástica por flexão em relação ao eixo Y;</p> <p>N_{ext} - força normal de flambagem elástica por flexo-torção;</p> <p>N_{et} – força normal de flambagem elástica à torção;</p> <p>N_{ex} - força normal de flambagem elástica por flexão em relação ao eixo Y;</p>	<p>A_e – área efetiva, calculada pela norma AISI;</p> <p>F_n – Tensão nominal de flambagem;</p> <p>F_e – tensão de flambagem elástica, de acordo com o tipo de sollicitação;</p> <p>F_e^* – Seções não sujeitas a flambagem por torção ou flexo-torção;</p> <p>F_e^{**} – Seções de dupla ou simples simetria, sujeitas a flambagem por torção ou flexo-torção;</p> <p>F_e^{***} – Uma alternativa de cálculo, do lado da segurança.</p>	<p>A_{eff} – Área efetiva da seção</p> <p>χ – Fator de redução da resistência devido a flambagem;</p> <p>β_A – Fator de redução;</p> <p>$\bar{\lambda}$ - Índice de esbeltez reduzido.</p> <p>$\bar{\lambda}^*$ – Flambagem por flexão na compressão</p> <p>$\bar{\lambda}^{**}$ – Flambagem por flexo-torção</p> <p>$\sigma_{cr,T}$ – Tensão crítica elástica à flambagem torsional;</p> <p>$\sigma_{cr,TF}$ – Tensão crítica elástica à flambagem flexo-torsional.</p> <p>l_T – Comprimento de flambagem à torção;</p> <p>l_y – Comprimento de flambagem à flexão no eixo Y.</p>

Tabela 3-6 – Cálculo da flambagem lateral

NBR 14762	AISI	EUROCODE 3
$M_{RD} = \frac{W_{ef} f_y}{\gamma} * \quad (3.44)$	$M_n = S_e f_y \quad (3.50)$	$M_{b,RD} = \frac{\chi W_{eff} f_{yb}}{\gamma_{M1}} \quad (3.59)$
$M_{RD} = \frac{\rho_{FLT} W_{ef} f_y}{\gamma} ** \quad (3.45)$	$S_e = \frac{I_{x,ef}}{Y_{cg,ef}} \quad (3.51)$	$\chi = 1,0 \rightarrow \text{para } \bar{\lambda} \leq 0,4 \quad (3.60)$
$\rho_{FLT} = 1,0 \rightarrow \text{para } \lambda_o \leq 0,6 \quad (3.46)$	$S_f = \frac{I_x}{Y_{cg}} \quad (3.52)$	$\chi = \frac{1}{\phi + (\phi^2 - \bar{\lambda}^2)^{0,5}} \rightarrow \text{para } \bar{\lambda} > 0,4$
$\rho_{FLT} = 1,11(1 - 0,278\lambda_o^2) \rightarrow \text{para } 0,6 < \lambda_o < 1,336$	$M_n = S_e \frac{M_c}{S_f} \quad (3.53)$	$\phi = 0,5 [1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] \quad (3.61)$
$\rho_{FLT} = \frac{1}{\lambda_o^2} \rightarrow \text{para } \lambda_o \geq 1,336$	$M_c = M_y \left(1 - \frac{M_y}{4M_e} \right) \rightarrow \text{para } M_e > 0,5M_y \quad (3.54)$	$\bar{\lambda} = \left(\frac{f_y W_{eff}}{M_{cr}} \right)^{0,5} \quad (3.62)$
$\lambda_o = \left(\frac{W_c f_y}{M_e} \right)^{0,5} \quad (3.47)$	$M_c = M_e \rightarrow \text{para } M_e \leq 0,5M_y \quad (3.55)$	$\alpha = 0,21 - \text{curva de flambagem tabela 6.1 da norma;}$
$M_e = C_b r_o (N_{ey} Net)^{0,5} \quad (3.48)$	$M_y = S_f f_y \quad (3.56)$	
$C_b = \frac{12,5M_{max}}{2,5M_{max} + 3M_A + 4M_B + 3M_C} \quad (3.49)$	$M_e = C_b r_o A \sqrt{\sigma_{ey} \sigma_t} \quad (3.57)$	
	$\sigma_{ey} = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{k_y I_y}{r_y} \right)^2} \quad (3.58)$	

Tabela 3-7 – Notações utilizadas no cálculo da flambagem lateral

NBR 14762	AISI	EUROCODE 3
<p>M_{RD} – O valor de momento fletor resistente de cálculo deve ser tomado como o menor valor entre (3.44) e (3.45);</p> <p>M_{RD}^* – Início do escoamento da seção efetiva;</p> <p>M_{RD}^{**} – Flambagem lateral com torção;</p> <p>W_{ef} – Módulo de resistência elástica da seção efetiva;</p> <p>W_c – Módulo de resistência elástica da seção bruta em relação à fibra comprimida;</p> <p>M_e – Momento fletor de flambagem lateral com torção, em regime elástico. Para seções duplamente simétricas ou monossimétricas sujeita à flexão em torno do eixo de simetria.</p>	<p>M_n – Cálculo da resistência nominal da seção;</p> <p>M_n – Resistência a flambagem lateral;</p> <p>M_e – Momento crítico elástico para flambagem sobre o eixo de simetria;</p> <p>C_b – Para cálculo do lado da segurança pode ser usado com valor unitário.</p> <p>Y_{cg} – Distância do eixo neutro X até a extremidade da fibra comprimida;</p> <p>$I_{x,ef}$ – Momento de inércia da seção efetiva em torno do eixo de simetria X;</p>	<p>M_{cr} – Momento crítico elástico da seção cheia para flambagem lateral com torção sobre o eixo relevante, (anexo B);</p> <p>W_{eff} – Módulo da seção efetiva, se sujeito somente ao momento sobre o eixo relevante.</p>

3.3 Comentários ou observações

Na seqüência, apresentam-se observações das normas expostas:

a) Uma observação importante a ser feita, refere-se ao dimensionamento a flambagem distorcional, utilizando o Anexo D da NBR 14762. Conforme Nagahama (2002), é preciso tomar cuidado neste cálculo, por se tratar de uma simplificação. É recomendado calcular a resistência à distorção pelo método direto, utilizando, no mesmo, análise computacional.

b) As expressões utilizadas nas três normas são similares, sendo possível ilustrar isto, tratando algebricamente a expressão (3.10), chegando a (3.11) e (3.12), que calculam os coeficientes de esbeltez dos elementos da seção para o cálculo da flambagem local, para a NBR 14762, AISI e Eurocode 3, respectivamente.

c) No capítulo 4, onde se apresentam análises à flexão e compressão de um perfil canal não enrijecido, com diversos comprimentos, é possível observar claramente a diferença entre as diferentes normas de cálculo.

d) O coeficiente de equivalência de momento na flexão (C_b), é calculado, para as três normas pela mesma equação (3.49), onde: M_{\max} é o momento máximo, M_A é o momento do primeiro quarto do diagrama, M_B é o momento no centro do diagrama e M_C é o momento correspondente a $\frac{3}{4}$ do diagrama.

e) As normas de chapa dobrada, não abordam questões como a torção de perfis abertos e fadiga, uma vez que, este tipo de perfil não se destina para estes tipos de solicitações

3.4 Outros métodos de dimensionamento

3.4.1 Método das Faixas Finitas (*Finite Strip Method*)

Este método consiste em assumir séries de Fourier para aproximar a solução na direção do comprimento do perfil e, utiliza uma aproximação polinômica (usualmente

utilizada em elementos finitos) na direção transversal. A distribuição dos elementos em um perfil canal, pode ser observado na figura 3-1.

O método das faixas finitas (MFF), permite uma solução eficiente de problemas que tenham uma seção transversal com geometria complexa, mas uma geometria simples ao longo do comprimento. Este método presta-se, principalmente a estudos paramétricos, devido a sua simplicidade na entrada de dados e rapidez no processamento.

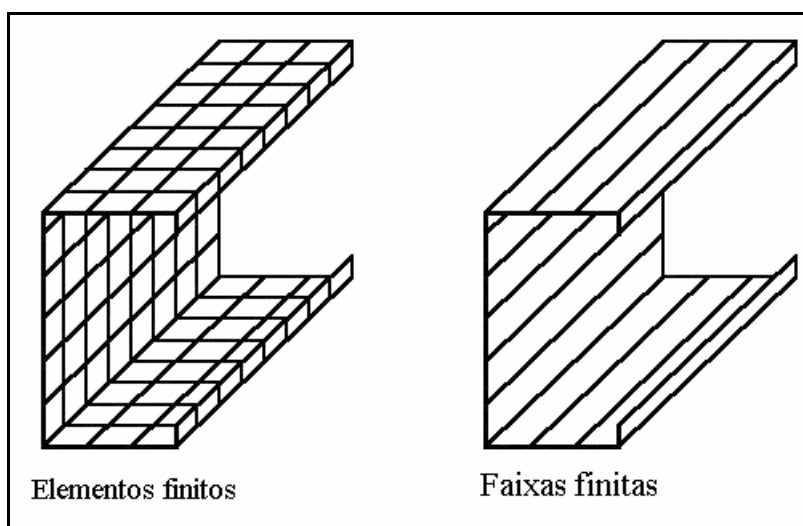


Figura 3-1 – Distribuição dos elementos em um perfil tipo canal

A análise pelo método das faixas finitas, é um conveniente e eficiente caminho para a determinação das tensões de flambagem elástica e seus correspondentes modos.

Ele pode ser utilizado em conjunto com as normas de cálculo, ou do método direto para o dimensionamento de perfis de chapa dobrada.

Uma ótima revisão do método e sua teoria, podem ser encontradas no livro de Cheung (1976). O uso do método das faixas finitas para compreender e prognosticar o comportamento de perfis formados a frio tem sido ampliado e aprimorados por Schafer (1997) e Hancock (2001).

O método das bandas finitas adequado por Schafer e Hancock, para calcular as cargas de flambagem elástica de perfis de chapa dobrada, foi implementado computacionalmente no software CUFSM (2000), que gera, a malha de elemnetos, como se apresenta na figura 3-1, onde pode-se verificar, para a mesma peça, a diferença da malha

de elementos, obtida por este método, com a obtida pelo método dos elementos finitos, evidenciando que a quantidade de elementos utilizados pelo método da bandas finitas é muito reduzido em relação ao número utilizado pelo método dos elementos finitos, o que resulta em um processamento numérico mais rápido.

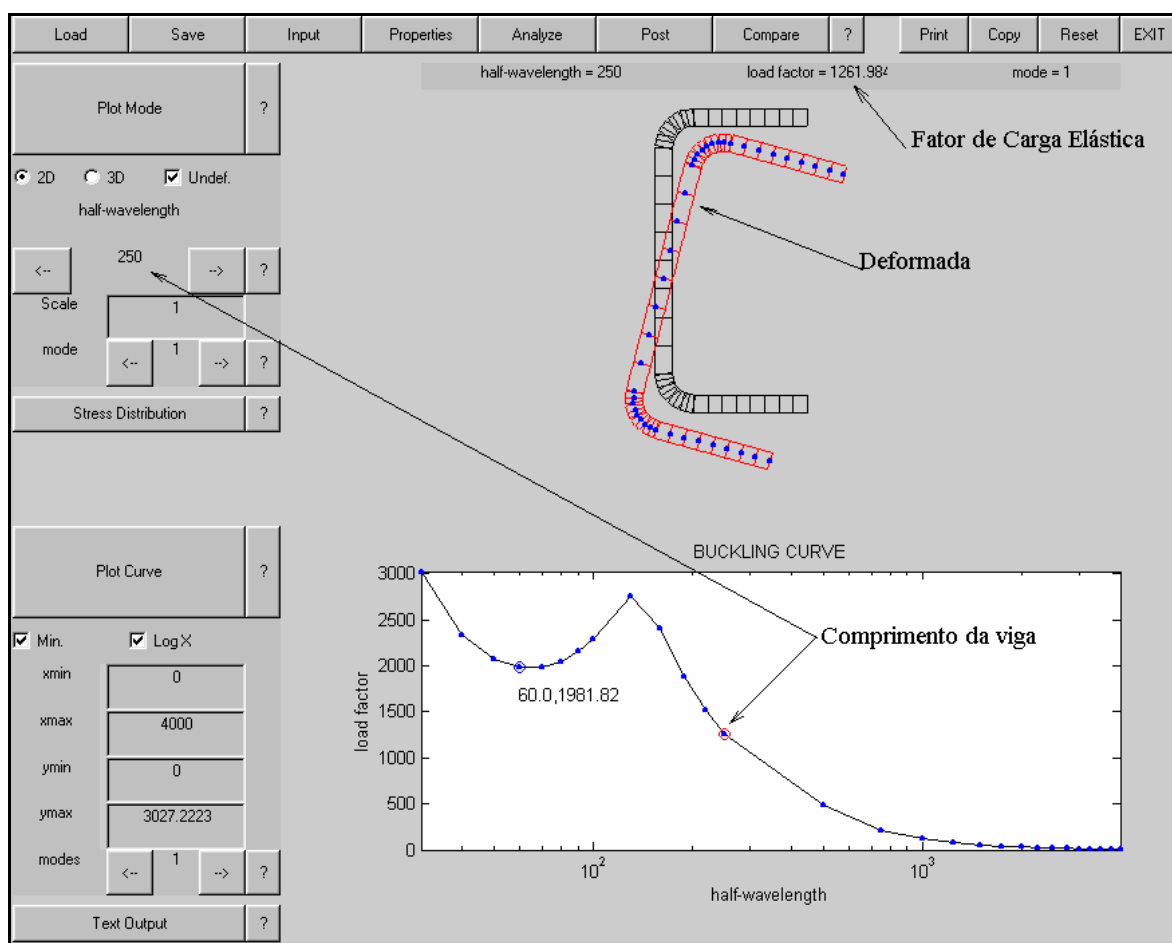


Figura 3-2 – Apresentação do resultado no software CUFSM

A figura 3-2 nos apresenta um exemplo dos resultados fornecidos pelo software *CUFSM*. Nesta figura, pode-se observar que os resultados estão dispostos de forma a facilitar a interpretação dos mesmos. Possibilitando comparar a deformada, com a curva de flambagem e o fator de carga elástica, para cada comprimento analisado. Sendo possível, analisar todos os comprimentos de flambagem, de uma viga, realizando somente uma análise numérica.

As limitações deste método radicam em que a sollicitação na direção do comprimento do elemento analisado, não pode mudar durante a análise.

3.4.2 Método da Resistência direta (Método Direto)

Este método permite obter os valores de tensão, carga ou momento último, a partir de expressões semi-empíricas (obtidas através de expressões teóricas e ensaios), considerando que os valores das tensões, das cargas ou dos momentos críticos elásticos dos modos de flambagens estudados, são conhecidos (local, distorcional e global).

Os métodos atuais, utilizados pelas normas de chapa dobrada para levar em conta a flambagem local e distorcional, devido à ação de compressão e flexão, são baseadas no conceito de largura efetiva, originalmente introduzida por von Karman, como se explica no capítulo 2.

Assim, fica claro que o método da largura efetiva permite calcular a resistência parcial, de cada elemento que forma o perfil, encontrando a resistência total do perfil. Somando a colaboração de cada uma de suas partes, faz com que a determinação da carga última, utilizando este método, seja muito trabalhosa em casos de perfis complexos.

No método da resistência direta, o que se propõe é determinar a capacidade de carga do perfil diretamente, de tal forma que não há necessidade de realizar o cálculo de larguras efetivas, nem é necessário determinar as propriedades geométricas, da seção do perfil (A_{ef} , I_{ef} , etc).

Para o cálculo no método direto utilizam-se curvas similares às utilizadas no método das larguras efetivas. Neste caso, a relação entre a largura efetiva sobre a largura real de cada placa $\frac{b}{w}$ do perfil é substituída. Para o caso de compressão uniforme, pelo quociente entre a carga de colapso de todo o perfil (S_{ef}), dividido pela carga de colapso plástico de todo perfil (S_{pl}) e, λ neste caso, será substituído pelo quociente entre a força de colapso plástico (S_{pl}) dividido pela força de flambagem elástica de todo o perfil (S_{cr}), sendo que esta última, pode ser obtida através de métodos numéricos (método dos elementos finitos, método das faixas finitas, realizando uma análise por autovalores). Então:

$$\lambda_N = \sqrt{\frac{S_{pl}}{S_{cr}}} \quad (3.63)$$

No caso de estar sendo aplicado o momento fletor sobre a viga, a idéia é calcular o fator λ_M , como sendo a raiz do quociente entre o momento de plastificação (M_{pl}) e o momento que produz a flambagem elástica (M_{cr}):

$$\lambda_M = \sqrt{\frac{M_{pl}}{M_{cr}}} \quad (3.64)$$

Desta forma, aplicando estes conceitos diretamente sobre a expressão (2.31), obtemos para o caso da compressão, a equação:

$$\frac{S_{ef}}{S_{pl}} = \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_N}\right) / \lambda_N \quad (3.65)$$

E para o caso da flexão:

$$\frac{M_{ef}}{M_{pl}} = \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_M}\right) / \lambda_M \quad (3.66)$$

Estas duas últimas expressões, podem ser escritas em forma análoga com a equação (2.28), como:

$$\frac{S_{ef}}{S_{pl}} = \left(1 - 0,22 \left(\frac{S_{cr}}{S_{pl}}\right)^{0,5}\right) \left(\frac{S_{cr}}{S_{pl}}\right)^{0,5} \quad (3.67)$$

e

$$\frac{M_{ef}}{M_{pl}} = \left(1 - 0,22 \left(\frac{M_{cr}}{M_{pl}}\right)^{0,5}\right) \left(\frac{M_{cr}}{M_{pl}}\right)^{0,5} \quad (3.68)$$

S_{ef} e M_{ef} serão as forças internas últimas do perfil analisado, para o caso de compressão uniforme e, para o caso de flexão.

Uma exaustiva avaliação experimental, apresentada por Schafer (1997) e Hancock (2001), mostrou ser conveniente alterar levemente os coeficientes das expressões apresentadas, como se mostra a seguir:

- Se a forma de colapso for a flambagem local e, se a solicitação for de compressão, tem-se:

$$S_{ef} = S_{pl} \rightarrow \text{se } \lambda_{IN} \leq 0,776$$

$$S_{ef} = \left(1 - 0,15 \left(\frac{S_{cr}}{S_{pl}} \right)^{0,4} \right) \left(\frac{S_{cr}}{S_{pl}} \right)^{0,4} S_{pl} \rightarrow \text{para } \lambda_{IN} > 0,776 \quad (3.69)$$

- Se a solicitação for de momento fletor, tem-se:

$$M_{ef} = M_{pl} \rightarrow \text{se } \lambda_{IM} \leq 0,776$$

$$M_{ef} = \left(1 - 0,15 \left(\frac{M_{cr}}{M_{pl}} \right)^{0,4} \right) \left(\frac{M_{cr}}{M_{pl}} \right)^{0,4} M_{pl} \rightarrow \text{para } \lambda_{IM} > 0,776 \quad (3.70)$$

onde:

$$\lambda_{IN} = \sqrt{\frac{S_{pl}}{S_{cr}}} \quad \text{e} \quad \lambda_{IM} = \sqrt{\frac{M_{pl}}{M_{cr}}} \quad (3.71)$$

Como é indicado por Hancock (2001), o expoente de 0,4, empregado na equação (3.69) e (3.70), menor que 0,5, empregado nas expressões clássicas de von Karman e Winter, é justificado pelo fato de a seção inteira apresentar uma resistência maior que somando a resistência dos elementos separados

- Se a forma de colapso for de flambagem distorcional, e se a solicitação for de compressão, as expressões da curva de resistência para o método, ficam assim:

$$S_{ef} = S_{pl} \rightarrow \text{se } \lambda_N \leq 0,561$$

$$S_{ef} = \left(1 - 0,25 \left(\frac{S_{cr}}{S_{pl}} \right)^{0,6} \right) \left(\frac{S_{cr}}{S_{pl}} \right)^{0,6} S_{pl} \rightarrow \text{para } \lambda_N > 0,561 \quad (3.72)$$

- Se a solicitação for de momento fletor, tem-se:

$$M_{ef} = M_{pl} \rightarrow \text{se } \lambda_{dM} \leq 0,561$$

$$M_{ef} = \left(1 - 0,25 \left(\frac{M_{cr}}{M_{pl}} \right)^{0,6} \right) \left(\frac{M_{cr}}{M_{pl}} \right)^{0,6} M_{pl} \rightarrow \text{para } \lambda_{dM} > 0,561 \quad (3.73)$$

onde:

$$\lambda_{dN} = \sqrt{\frac{S_{pl}}{S_{crd}}} \quad \text{e} \quad \lambda_{dM} = \sqrt{\frac{M_{pl}}{M_{crd}}} \quad (3.74)$$

O expoente de 0,6, neste caso, consegue explicar melhor a distribuição dos resultados experimentais, como se ilustra na figura 3-3.

Na figura 3-3, são apresentadas as curvas resultantes das expressões antes apresentadas, assim como da curva de Winter, frente a resultados experimentais, para o caso de solicitações de compressão e de flexão.

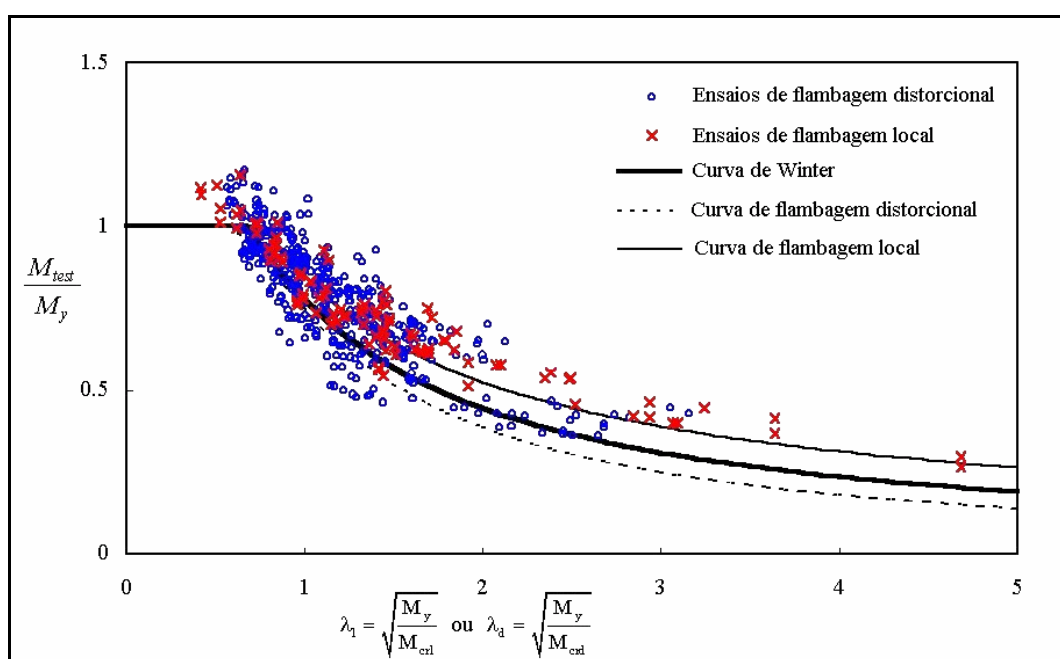


Figura 3-3 – Comparativo de Curvas de flambagem, Hancock (2001)

Se a forma de colapso for flambagem global, no método direto, a solicitação última, é obtida utilizando a metodologia proposta pela norma AISI, considerando a solicitação crítica de flambagem elástica, através de alguma expressão analítica ou através de algum método numérico. A carga última do elemento será a menor das cargas, obtidas das três formas de colapso.

É importante salientar que vários problemas ainda não estão totalmente resolvidos na aplicação deste método. Vários autores, em trabalhos recentes, colocaram objeções ao mesmo. Entre eles é possível destacar Rush e Lindner (2001), os quais realizaram um estudo, mostrando algumas diferenças importantes na aplicação do método direto. Em

trabalhos apresentados no II CICOM (Congresso Internacional de Construção Metálica), entre eles Nagahama et al (2002), se mencionam algumas divergências dos resultados.

Ainda assim, o método direto resulta em uma proposta interessante, uma vez que vem a facilitar o cálculo de perfis de chapa dobrada.

Maiores informações sobre este método podem ser encontradas no site de Schafer, que é: <http://www.ce.jhu.edu/bschafer>.

3.4.3 Aplicação do método dos elementos finitos na análise de estruturas formadas por vigas de perfis conformados a frio.

Limitações das normas técnicas a soluções restritas, a certas condições de contorno ou geométricas, permitem ver o método dos elementos finitos, como uma ferramenta com a qual é possível obter soluções aproximadas, para casos não levados em conta nas normas. Mas por outro lado, para a modelagem de perfis de chapa dobrada utilizando o método dos elementos finitos, é preciso realizar análise não linear física e geométrica.

Vários autores têm trabalhado nesse sentido, como por exemplo Sivakumaran et al (1998). Um aponte nesse sentido foi apresentado por Grigoletti et al (2001).

Entretanto, ainda utilizando modelos não lineares de elementos finitos há problemas difíceis de considerar, por exemplo: a distribuição das tensões residuais devido às dobras das chapas, que formam o perfil e, a influência e quantificação das imperfeições existentes. Esforços nestes tópicos podem ser encontrados em Schafer et al (1998) e Nagahama et al (2002). Como o ganho de resistência que se dá devido ao encruamento do material ser baixo para o caso de perfis de chapa dobrada ele pode ser desconsiderado.

É importante salientar que o método dos elementos finitos também pode ser utilizado para encontrar as cargas de flambagem linear elástica, resolvendo um problema de autovalores, em forma análoga, ao tipo de análise realizado pelo método das bandas finitas. O inconveniente é que a análise resulta mais pesada e, a vantagem é que não se têm limitações, que surgem na análise das bandas finitas, a respeito da liberdade quanto à aplicação das cargas e quanto à aplicação de condições de contorno.

4 APLICAÇÕES

Neste capítulo, apresentam-se os resultados obtidos na análise de estruturas utilizando as ferramentas estudadas, que constituem, nas três normas de cálculo (AISI, NBR e EUROCODE 3), o método direto e os modelos utilizando o método dos elementos finitos.

4.1 Elemento submetido à flexão

4.1.1 Descrição do modelo teórico utilizado para flexão

O modelo teórico utilizado neste trabalho pode ser visto na figura 4-1, onde é apresentado o modelo de viga com perfil canal, que é considerado rotulado em uma das extremidades e simplesmente apoiado em sua outra extremidade, com momento externo aplicado em seus extremos.

Para utilizar barras com condições de contorno e de carga diferentes das do modelo da figura 4-1, a norma brasileira NBR 14762, utiliza um coeficiente de equivalência de momento na flexão (C_b).

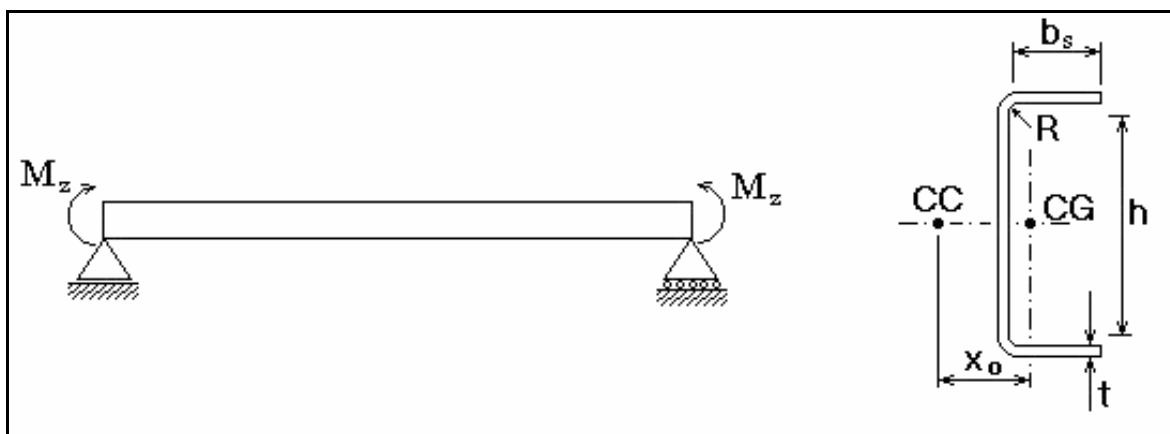


Figura 4-1 – Modelo teórico empregado no cálculo da flambagem por flexão

Considera-se que a carga é aplicada no centro de corte da seção. A seguir, apresenta-se a seqüência de cálculo, conforme cada norma.

4.1.2 Apresentação da seqüência de cálculo

NBR 14762

O momento crítico a ser adotado é o menor valor entre os itens a, b e c a seguir:

a) cálculo do início do escoamento:

$$M_{RD} = \frac{w_{ef} f_y}{\gamma} \quad \gamma=1,1 \quad (4.1)$$

Para facilitar a comparação, é importante salientar que, nos cálculos realizados neste trabalho, foi desconsiderada a aplicação de coeficientes de minoração das resistências.

f_y é a tensão de escoamento, γ o coeficiente de minoração da resistência e, w_{ef} é o módulo resistente da seção efetiva. Para determinar w_{ef} deve-se realizar o cálculo da seção efetiva, para levar em conta a flambagem local. Este cálculo é iniciado considerando a tensão máxima na borda da seção igual à tensão de escoamento, calculada a área efetiva e as novas propriedades geométricas da seção para estas condições.

Calculado o w_{ef} , está-se em condições de saber qual é a tensão atuante na fibra mais afastada. Com esta nova tensão, calcula-se novamente a área efetiva, utilizando o método das larguras efetivas. Este procedimento deve ser continuado, até os valores da largura efetiva convergirem.

b) para a verificação a flambagem lateral com torção, utiliza-se a expressão a seguir:

$$M_{RD} = \frac{\rho_{FLT} w_{ef} f_y}{\gamma} \quad \gamma=1,1 \quad (4.2)$$

ρ_{FLT} é um coeficiente que leva em conta a redução devido à flambagem lateral. Ela é calculada considerando a seção bruta.

$$\begin{aligned}
\rho_{\text{FLT}} &= 1,0 \rightarrow \text{para } \lambda_o \leq 0,6 \\
\rho_{\text{FLT}} &= 1,11(1 - 0,278\lambda_o^2) \rightarrow \text{para } \lambda_o < 0,6 < 1,336 \\
\rho_{\text{FLT}} &= \frac{1}{\lambda_o^2} \rightarrow \text{para } \lambda_o \geq 1,336
\end{aligned} \tag{4.3}$$

Sendo o índice de esbeltez reduzido da barra, calculado pela equação:

$$\lambda_o = \sqrt{\frac{w_c f_y}{M_e}} \tag{4.4}$$

w_c é o módulo de resistência elástico da seção bruta, em relação à fibra comprimida. M_e é o momento fletor de flambagem lateral com torção em regime elástico, já definido.

w_{ef} é o módulo resistente efetivo, calculado considerando, inicialmente, que a fibra mais afastada do eixo neutro, tem uma tensão atuante de $\sigma = \rho_{\text{FLT}} f_y$. A partir daqui, pode-se realizar um processo iterativo para definir o w_{ef} , como já foi indicado no item a.

c) verificação da seção transversal, ao colapso por flambagem distorcional.

Neste caso o valor do momento resistente, é calculado como se indica a seguir:

$$M_{\text{RD}} = \frac{M_{\text{dist}}}{\gamma} \tag{4.5}$$

Onde o momento distorcional é obtido pela seguinte expressão:

$$\begin{aligned}
\lambda_{\text{dist}} < 1,414 &\rightarrow M_{\text{dist}} = w_c f_y (1 - 0,25\lambda_{\text{dist}}^2) \\
\lambda_{\text{dist}} \geq 1,414 &\rightarrow M_{\text{dist}} = \frac{w_c f_y}{\lambda_{\text{dist}}^2}
\end{aligned} \tag{4.6}$$

w_c é o módulo de resistência elástica da seção bruta, em relação às fibras comprimidas. O índice de esbeltez, referente a flambagem por distorção, é calculado utilizando a equação a seguir:

$$\lambda_{\text{dist}} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{\text{dist}}}} \tag{4.7}$$

σ_{dist} é a tensão convencional de flambagem elástica por distorção, calculada pela teoria da estabilidade elástica, ou utilizando expressões analíticas, que se encontram no anexo D da norma, ou ainda, pode ser obtido utilizando algum método numérico.

- d) outras verificações que devem ser realizadas:
- Verificação ao esforço cortante (ao escoamento da alma e à flambagem da alma);
 - Verificação da ação de cargas concentradas;
 - Verificação da combinação de momento fletor e força cortante.

AISI

- a) cálculo do início do escoamento da seção:

$$M_n = S_e f_y \quad (4.8)$$

S_e é o módulo elástico da seção efetiva, calculado considerando a tensão no extremo comprimido igual a f_y .

- b) cálculo da resistência à flambagem lateral com torção:

$$M_n = S_c \frac{M_c}{S_f} \quad (4.9)$$

S_f é o módulo elástico da seção bruta, em relação ao extremo das fibras comprimidas. S_c é o módulo elástico da seção efetiva, calculado considerando a tensão no extremo das fibras comprimidas como sendo $\frac{M_c}{S_f}$ e, M_c é o momento crítico, calculado como segue:

$$\begin{aligned} M_c &= M_y \rightarrow \text{se } M_e \geq 2,78M_y \\ M_c &= \frac{10}{9} M_y \left(1 - \frac{10M_y}{36M_e} \right) \rightarrow \text{se } 2,78M_y > M_e > 0,56M_y \\ M_c &= M_e \rightarrow \text{se } M_e \leq 0,56M_y \end{aligned} \quad (4.10)$$

$M_y = S_f f_y$ é o momento resistente da seção e, M_e momento crítico elástico, definido, para a viga em estudo, pela seguinte equação:

$$M_e = C_b r_o A_g \sqrt{\sigma_{ey} \sigma_t} \quad (4.11)$$

r_o é o raio de giração da seção; A_g é a área bruta da seção; C_b é o coeficiente de equivalência de momentos, calculado conforme (3.49); σ_{ey} é a tensão crítica elástica da seção em torno do eixo Y, calculado pela equação (4.12); e σ_t é a tensão crítica elástica de torção, calculada pela equação (4.13).

$$\sigma_{ey} = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{K_y L_y}{r_y} \right)^2} \quad (4.12)$$

$$\sigma_t = \frac{1}{A_g r_o^2} \left[GJ + \frac{\pi^2 E C_w}{(K_t L_t)^2} \right] \quad (4.13)$$

$K_y L_y$ e $K_t L_t$ são os comprimentos efetivos de flambagem, em torno do eixo Y e torsor, respectivamente; G é o módulo de elasticidade transversal do aço; J é a constante de torção de Saint Venant e, r_y é o raio de giração da seção bruta, em relação ao eixo Y.

EUROCODE 3 - Parte 1:3

a) cálculo do início do escoamento:

$$M_{c,Rd} = \frac{f_y W_{eff}}{\gamma} \rightarrow \gamma = 1,1 \quad (4.14)$$

w_{eff} é o módulo elástico da seção efetiva.

b) Cálculo da resistência à flambagem lateral com torção:

$$M_{b,Rd} = \frac{\chi_{LT} W_{eff} f_{yb}}{\gamma_{M1}} \rightarrow \gamma_{M1} = 1,1 \quad (4.15)$$

f_{yb} é a tensão básica de escoamento.

$$\chi_{LT}=1 \rightarrow \text{se } \bar{\lambda}_{LT} \leq 0,4$$

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + \sqrt{\phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}} \rightarrow \text{se } \bar{\lambda}_{LT} > 0,4 \quad (4.16)$$

$$\phi_{LT} = 0,5 \left[1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0,2) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right] \rightarrow \alpha_{LT} = 0,21 \quad (4.17)$$

$$\lambda_{LT} = \sqrt{\frac{f_y W_{eff}}{M_{cr}}} \quad (4.18)$$

M_{cr} é o momento crítico elástico da seção bruta, que pode ser encontrado no anexo F da norma.

Método Direto

No método direto, realiza-se primeiro o cálculo do momento crítico elástico, devido aos três modos de flambagem possíveis (local, distorcional e global). O cálculo deles pode ser realizado de forma analítica, via elementos finitos ou utilizando o método das bandas finitas modificado por Hancock e Schafer.

Com estes valores e, utilizando as expressões apresentadas no capítulo 3, é possível calcular os três valores resistentes de momentos, sendo o menor valor, considerado como limite.

Cabe salientar que este método necessita de alguns ajustes, todavia, ele tem demonstrado a tendência de permitir, no dimensionamento segundo normas de cálculo, utilizar métodos numéricos, que fornecem valores intermediários e que facilitam enormemente os cálculos.

Este método, já foi implementado na última norma australiana de chapa dobrada AS/NZS 4600.

Método dos elementos finitos

Para as análises realizadas empregando elementos finitos, foi utilizado o software ANSYS, instalado no CESUP (Centro Nacional de Super Computação). As análises executadas foram as seguintes:

- análise de flambagem elástica:

Foram calculadas as cargas críticas elásticas, realizando o cálculo do primeiro autovalor (associação com o valor da carga crítica e do primeiro autovetor associado ao modo de flambagem). É de suma importância, conhecer sempre a forma e o valor do segundo e terceiro modos de flambagem, pois, os mesmos podem estar muito próximos do primeiro e, frente à pequena excentricidade, eles podem tornar-se críticos.

Para realizar os cálculos foi utilizado o software ANSYS, empregando elementos finitos de casca semi-espessa de 4 nós, aplicando o método de integração por subespaços para o cálculo dos autovalores. As principais características do elemento utilizado podem ser vistas no ANEXO D.

- análise não linear física e geométrica:

Foi realizada uma análise não linear física e geométrica, utilizando elementos finitos de casca (utilizando o software ANSYS), na qual foi aplicada uma carga, em forma incremental, empregando o método de Newton-Raphson, para garantir o equilíbrio em cada incremento.

Neste tipo de análise, é necessário introduzir uma pequena excentricidade na carga ou na geometria. Maiores estudos sobre a sensibilidade dos resultados com esta perturbação são necessários.

Outro problema a ser levado em conta, é a aplicação da carga, que foi aplicada no centro de corte da seção, o que necessitou um dispositivo especial. Este é formado por uma área adicional, que é fixada na extremidade do perfil e a qual possui um nó que se encontra localizado no centro de corte da seção do perfil e, no qual é aplicada a carga, como pode ser visto na figura 4-2.

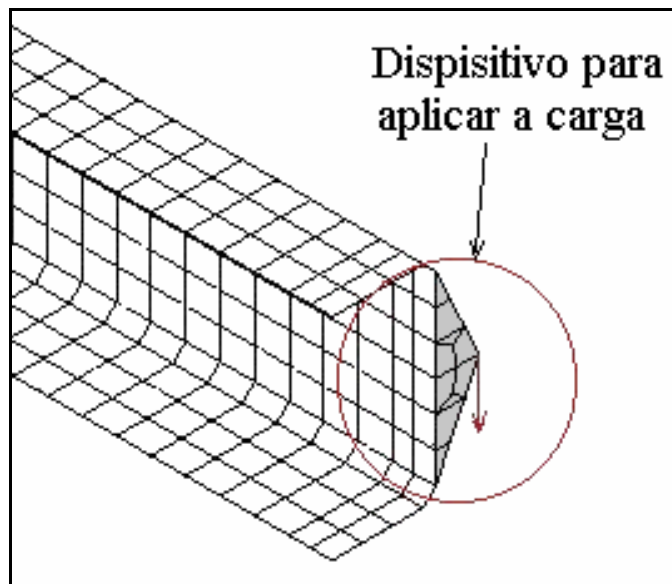


Figura 4-2 – Dispositivo para aplicação da carga na flexão

4.2 Elemento submetido à compressão centrada

4.2.1 Descrição do modelo teórico utilizado par compressão

O modelo teórico utilizado neste trabalho, pode ser visto na figura 4-3, que representa o modelo de viga com perfil tipo canal, que é considerado rotulado em uma das extremidades e com movimento restringido na direção ortogonal à da viga em sua outra extremidade, tendo movimento livre na direção paralela à viga.

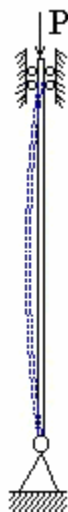


Figura 4-3 – Modelo teórico utilizado na compressão Centrada

Para calcular a resistência à compressão centrada, com outras condições de contorno, é necessário recorrer à bibliografia especializada, para a obtenção do fator de comprimento de flambagem, denominado de fator k , entre as quais podemos citar Yu (2000).

NBR 14762

a) cálculo da força limite de compressão:

$$N_{c,Rd} = \frac{\rho A_{ef} f_y}{\gamma} \rightarrow \gamma = 1,1 \quad (4.19)$$

ρ é o fator de redução associado à flambagem, calculado considerando a área bruta da seção. Este pode ser calculado pela equação (3.19), ou ser definido através da tabela 8 da NBR 14762. A_{ef} é a área efetiva, calculada utilizando o conceito de largura efetiva e considerando uma tensão atuante de $\sigma = f_y \rho$. Neste caso, não é preciso realizar iterações no processo de cálculo da A_{ef} .

Para calcular o valor de ρ , é necessário definir a carga elástica de flambagem global, devido à aplicação de forças normais. Esta flambagem poderá ser por:

- flexão;

- flexo-torção ou;
- torção.

AISI

a) cálculo da carga limite de compressão:

$$P_n = A_e F_n \quad (4.20)$$

A_e é a área efetiva da seção e, F_n é a tensão nominal de flambagem, calculada como segue:

$$\begin{aligned} F_n &= (0.658^{\lambda_c^2}) f_y \rightarrow \text{se } \lambda_c \leq 1,5 \\ F_n &= \left(\frac{0.877}{\lambda_c^2} \right) f_y \rightarrow \text{se } \lambda_c > 1,5 \end{aligned} \quad (4.21)$$

$$\lambda_c = \sqrt{\frac{f_y}{F_e}} \quad (4.22)$$

F_e é a tensão elástica de flambagem, calculada para a viga em estudo, como segue (para outros casos a norma também traz a formulação):

$$F_e = \frac{1}{2\beta} \left[(\sigma_{ex} + \sigma_t) - \sqrt{(\sigma_{ex} + \sigma_t)^2 - 4\beta\sigma_{ex}\sigma_t} \right] \quad (4.23)$$

$$\beta = 1 - \left(\frac{x_o}{r_o} \right)^2 \quad (4.24)$$

$$\sigma_{ex} = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{K_x L_x}{r_x} \right)^2} \quad (4.25)$$

$K_x L_x$ é o comprimento efetivo de flambagem e, r_x é o raio de giração da seção bruta, em relação ao eixo X.

EUROCODE 3 - Parte 1:3

a) cálculo da carga limite de compressão:

$$N_{c,Rd} = \frac{f_{yb} A_{eff}}{\gamma_{M1}} \rightarrow \gamma_{M1} = 1,1 \quad (4.26)$$

b) cálculo da resistência à flambagem global:

$$N_{b,Rd} = \frac{\chi A_{eff} f_y}{\gamma_{M1}} \rightarrow \gamma_{M1} = 1,1 \quad (4.27)$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \rightarrow \text{sendo } \chi \leq 1 \quad (4.28)$$

$$\phi = 0,5 \left[1 + \alpha (\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2 \right] \quad (4.29)$$

α é o fator de imperfeição, que depende da curva de flambagem, que pode ser obtida na tabela 6.2 da norma, para nosso caso $\alpha = 0,49$.

$$\bar{\lambda} = \frac{\lambda}{\lambda_1} \sqrt{\beta_A} \rightarrow \lambda = \frac{L}{i} \rightarrow \lambda_1 = \pi \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (4.30)$$

L é o comprimento de flambagem e, i é o raio de giração em relação ao eixo relevante (L_y ou L_z) e (i_y e i_z), respectivamente.

$$\beta_A = \frac{A_{eff}}{A_g} \quad (4.31)$$

A_g é a área da seção bruta.

É importante salientar, que para facilitar a comparação entre os resultados, nos cálculos realizados, não foi utilizado coeficiente de minoração da resistência.

Método Direto

O cálculo da resistência à flambagem por compressão, utilizando o método direto, é bastante semelhante ao cálculo da resistência à flexão. Calcula-se a carga de flambagem

elástica da peça (local, distorcional ou global) e, posteriormente, substituí-se ditos valores nas expressões apresentadas no capítulo 3 e, a carga normal considerada como limite, será o menor valor das calculadas.

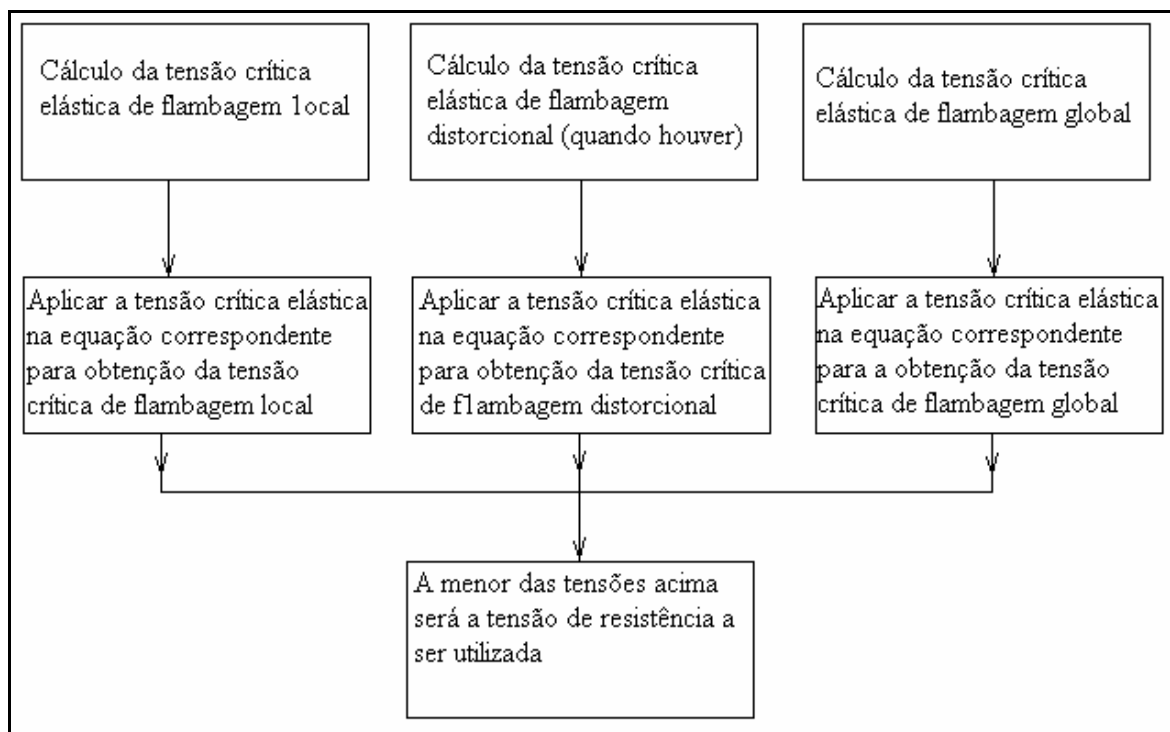


Figura 4-4 – Seqüência de cálculo para o método direto

Método dos elementos finitos

A utilização do método dos elementos finitos, segue a mesma metodologia empregada na análise de viga à flexão, mudando apenas as condições de contorno, a que essa está submetida.

5 ANÁLISE EXPERIMENTAL

Com o intuito de verificar os cálculos realizados, foram ensaiadas duas vigas à flexão, com comprimentos diferentes ($L_1 = 0,40$ m e $L_2 = 1,5$ m), para desta maneira, atingir formas de colapso diferentes.

A seção da viga ensaiada, foi de um perfil canal, com as condições de contorno indicadas na figura 4-1 e, com a seguinte configuração:

Tabela 5-1 – Propriedades da seção

$b_s = 18,95$ mm;	$E = 2,05E11$ N/m ²
$h = 37,9$ mm;	$f_y = 350$ MPa
$t = 2,9$ mm.	$G = 7,89E10$ N/m ²
Raio de dobra = 5 mm	

O objetivo destes ensaios foi determinar a ordem de grandeza dos valores das cargas de colapso, para obter-se valores para comparar com as diferentes análises realizadas. Para obter resultados conclusivos, seria necessário, sem dúvida, uma análise mais cuidadosa, onde, maior número de vigas deveriam ser ensaiadas, para realizar um estudo dos valores encontrados.

Os valores obtidos nesses ensaios, estão graficados na Figura 6-29 e, as propriedades geométricas utilizadas neste perfil, somente são iguais, para as demais análises realizadas, quando indicado

Equipamento utilizado

Para a realizar o ensaio foi utilizada uma prensa de ensaio universal ZD 10 MP, para a qual foram desenvolvidos dispositivos especiais, afim de permitir a utilização desta máquina, uma vez que os ensaios práticos visavam determinar a carga crítica de colapso e determinar o modo de flambagem, como pode ser visto nas figura 5-1 e figura 5-2.



Figura 5-1 – Dispositivo para fixação da viga na máquina

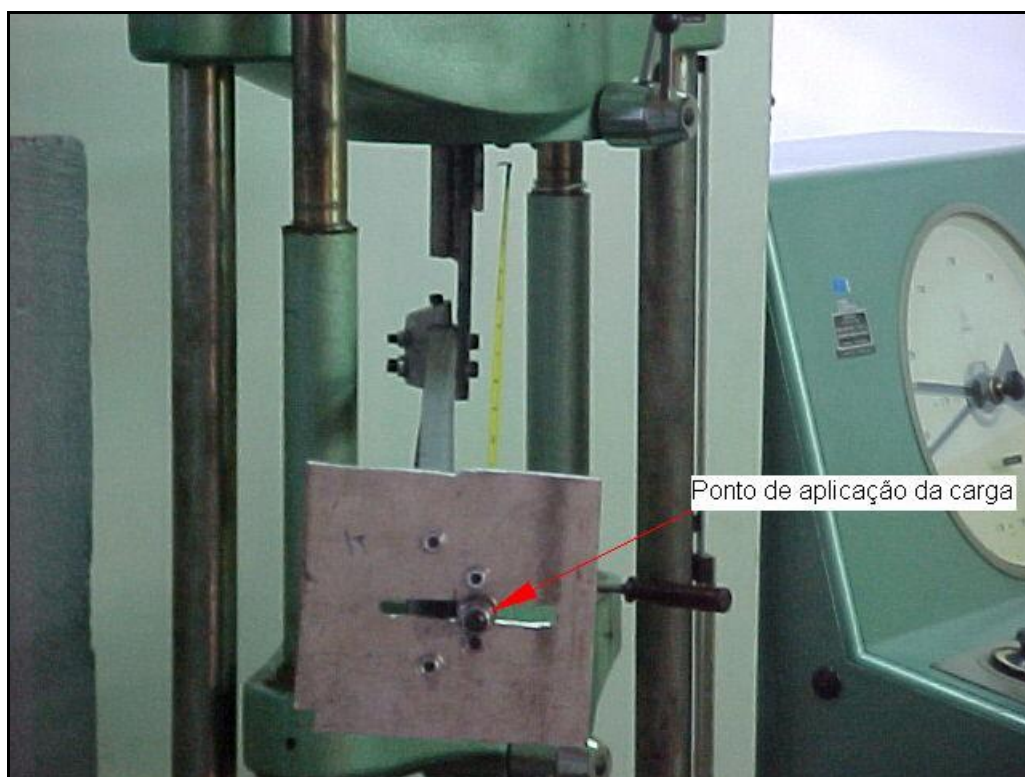


Figura 5-2 – Dispositivo para aplicação da carga no Centro de Cisalhamento

Dos dispositivos desenvolvidos para a realização destes ensaios, um se destinava a engastar o perfil na máquina, de maneira a minimizar a concentração de tensões, como mostrado na figura 5-4. O outro para possibilitar a aplicação da carga no centro de corte do perfil, como visto na figura 5-3, porque o centro de corte se encontra fora da seção do perfil.

O esquema utilizado para a aplicação da carga na viga, consiste em restringir o movimento do parafuso, fixado no dispositivo da figura 5-3 e, com a utilização da máquina de ensaio à tração, na qual a viga está engastada, aplica-se o deslocamento necessário para a flexão da viga, ou seja, é o engaste que se move, e não, a extremidade onde a carga é aplicada.

Para restringir o movimento do parafuso do centro de corte, foi utilizado um cabo de aço, que é preso no piso, através de um chumbador. A fixação do parafuso no centro de corte pode ser vista na figura 5-2.

Para o ensaio da viga curta, foi utilizado um método um pouco diferente daquele utilizado na viga longa. Ao invés de deslocar-se o engaste, foi possível utilizar um dispositivo existente na máquina, que possibilitou aplicar o movimento (carga) na extremidade livre da viga, que pode ser visto na figura 5-1.

Esta viga, teve como modo de flambagem crítica, à flambagem local, no lugar de prender-se o parafuso do centro de corte, com um cabo de aço, foi utilizado um elemento de aço, que aplica a força diretamente no centro de corte.

Dispositivos e esquemas utilizados para montagem dos ensaios experimentais

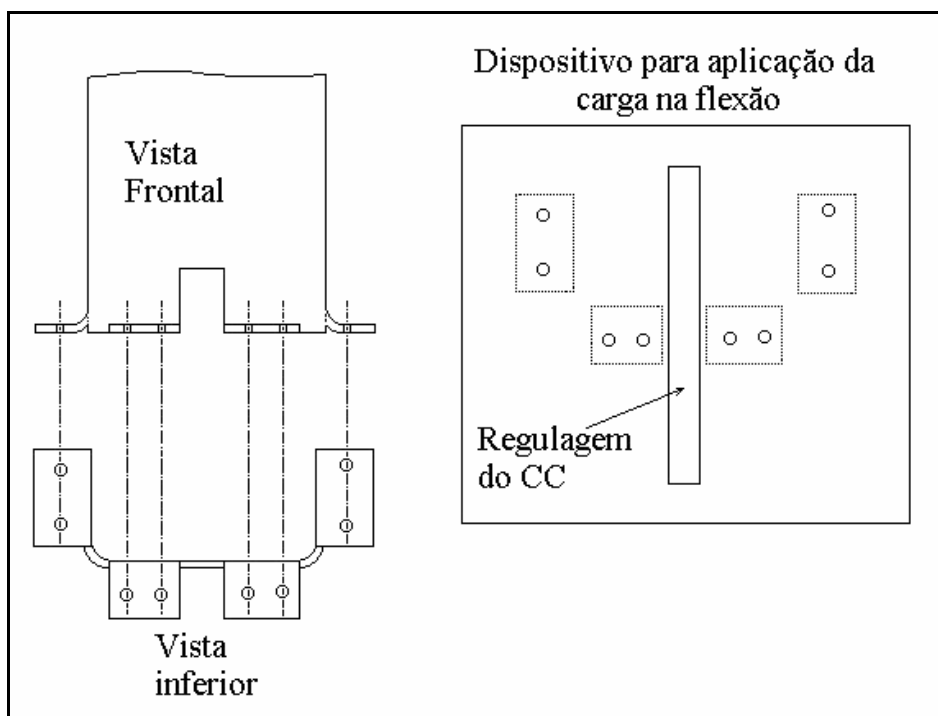


Figura 5-3 – Dispositivo desenvolvido para a aplicação da carga no CC da seção

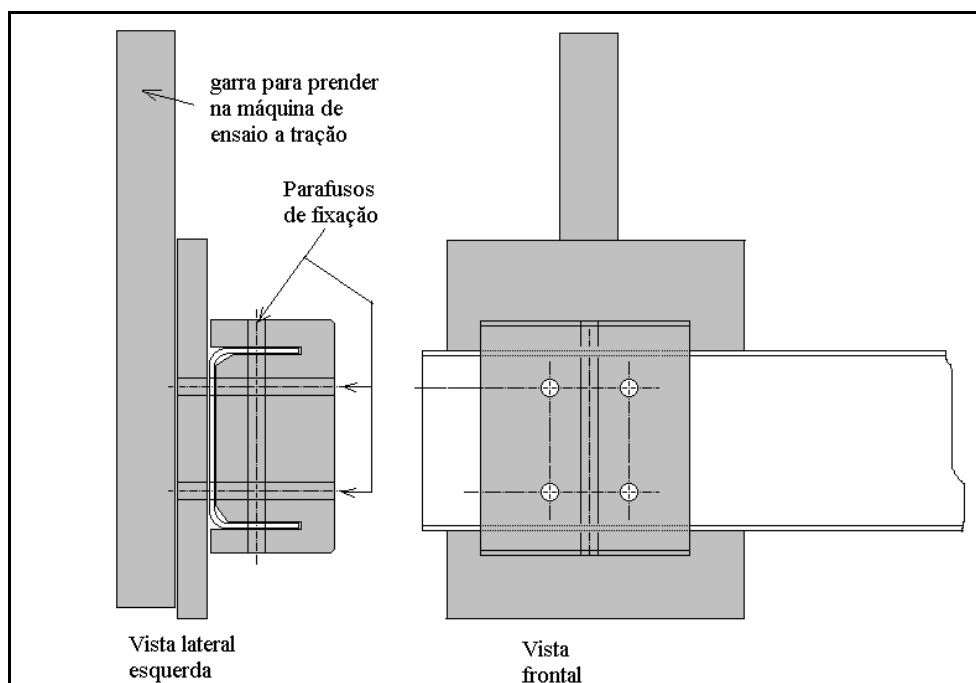


Figura 5-4 – Garra utilizada para engastar a viga na máquina de ensaio à tração

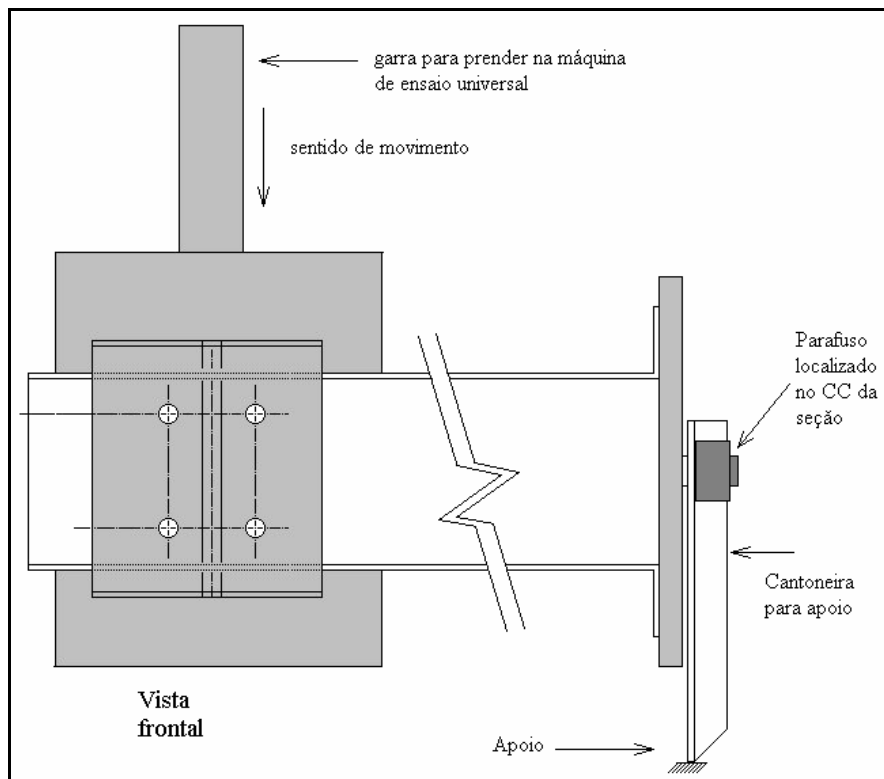


Figura 5-5 – Esquema utilizado no ensaio da viga com 0,4m

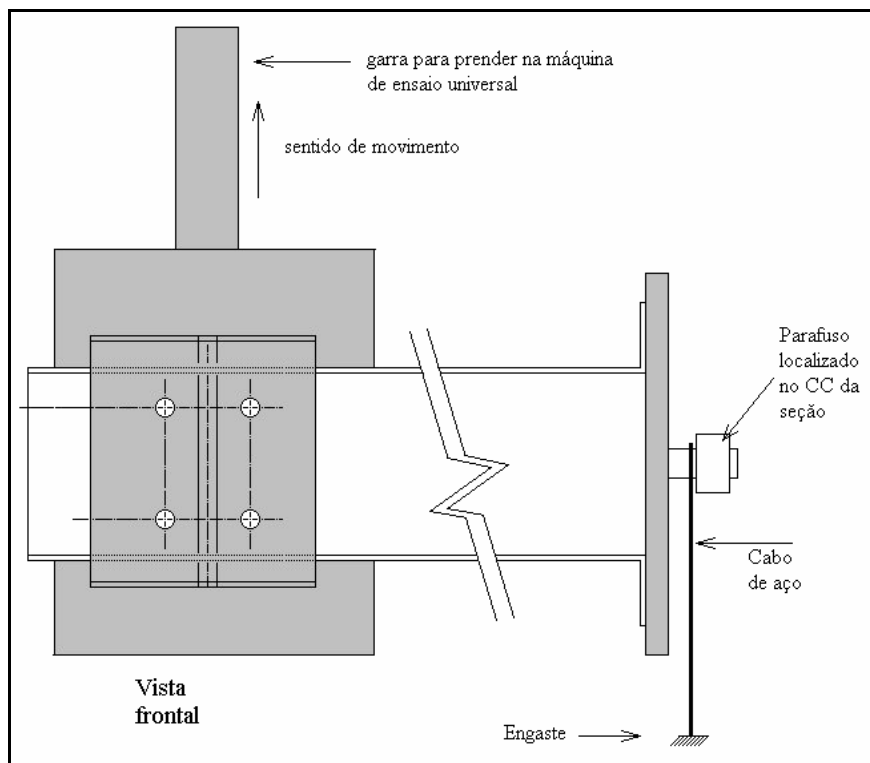


Figura 5-6 – Esquema utilizado no ensaio da viga com 1,5m

Foram utilizadas duas concepções diferentes para realizar os ensaios, devido à limitação da máquina de ensaio universal.

5.1 Resultados obtidos

Foram realizados ensaios de duas vigas em balanço, de comprimentos diferentes, submetidas à ação de uma carga pontual na extremidade livre, sobre o centro de corte.

Os resultados alcançados são apresentados na tabela 5-2 e, pode-se verificar a forma de colapso da viga de 0,4m, na figura 5-7. Todavia, não é possível visualizar o deslocamento, por este ser muito pequeno, uma vez que o modo de flambagem crítico é a flambagem local. Na figura 5-8, tem-se a deformada da flambagem da viga de 1,5m, a qual teve como modo crítico, a flambagem global por flexo-torção.

Tabela 5-2 – Resultados obtidos experimentalmente

Comprimento da viga	Carga última encontrada	Forma de colapso
0,4 m	1158 N	Colapso plástico
1.5 m	1104 N	Colapso plástico, junto com flambagem lateral

Obs.: É importante salientar que, os valores de carga medidos, correspondem à carga de colapso plástico. Isto pode ser explicado pelo fato de que, antes de falhar a viga mais esbelta, teve uma deformação considerável para a qual poder-se-ia considerar que a mesma já estaria fora de serviço.

No próximo capítulo, serão apresentados os valores obtidos experimentalmente, comparados com os obtidos utilizando normas.



Figura 5-7 – Colapso da viga de 0,4m



Figura 5-8 – Colapso da viga de 1,5m

6 COMPARAÇÃO DE DIFERENTES MÉTODOS DE ANÁLISE

Neste capítulo, realiza-se uma comparação entre resultados obtidos, a partir das normas NBR, AISI, EUROCODE 3 e pelo método direto, no qual um perfil tipo canal, será submetido à compressão centrada e à flexão.

6.1 Viga C bi-rótulada, submetida a uma carga axial compressiva

6.1.1 Descrição dos Modelos utilizados

a) Dados Geométricos e Mecânicos

Nesta seção, apresentam-se os resultados obtidos nas análises feitas sobre uma barra de perfil canal, simplesmente apoiada em seus extremos, com carga normal aplicada no seu centro de gravidade.

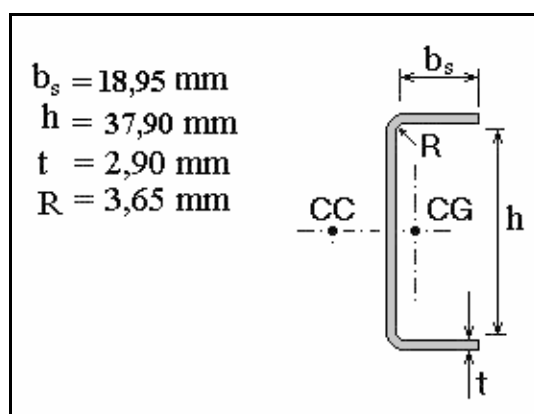


Figura 6-1 – Seção básica utilizada nos estudos

Na figura 4-3, apresenta-se um esquema com a forma de viga e carga aplicada. As dimensões da seção utilizada nos cálculos, são apresentadas na figura 6-1.

A tensão de escoamento utilizada foi de $f_y=350$ MPa e, o módulo de elasticidade do aço $E=205$ GPa.

Neste caso, realiza-se a análise do elemento estrutural, utilizando diversas análises: além das normas (NBR, AISI, Eurocode e do Método Direto), são apresentados também, os resultados empregando o método dos elementos finitos; utilizando análise da carga crítica por autovalores (flambagem elástica); análise elástica através do método das bandas finitas; e levando em conta a não linearidade física e geométrica, empregando elementos finitos.

b) Considerações sobre os modelos de elementos finitos utilizados

Na figura 6-2, apresenta-se um esquema do modelo utilizado, salientando que a carga foi aplicada distribuída. Todavia, pode ser aplicada de forma concentrada, no centro de gravidade da barra. Na figura 6-1, apresentam-se também as dimensões da seção desta barra.

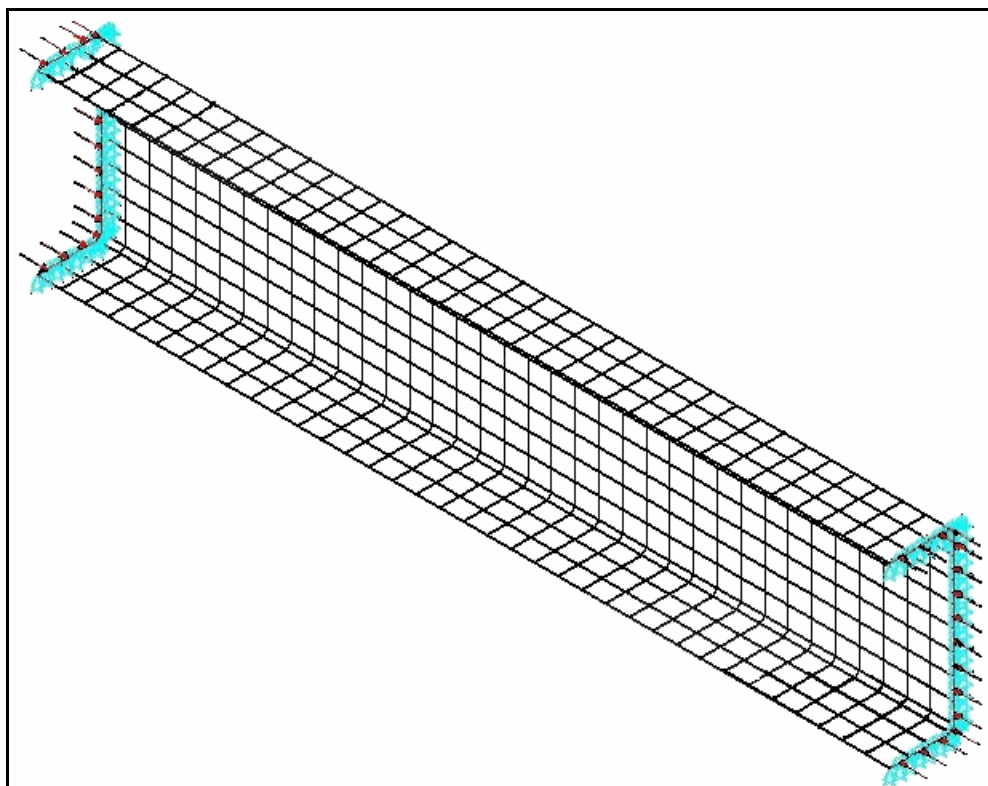


Figura 6-2 – Modelo utilizado na análise por elementos finitos

c) cálculo da carga crítica de flambagem elástica

Foi criado um modelo, como é mostrado na figura 6-2, com elementos de casca fina de quatro nós, que é apresentado no anexo D. O método utilizado para encontrar a carga crítica, foi a integração por sub-espacos.

O tipo de vinculação utilizada, está esquematizada na figura 6-3.

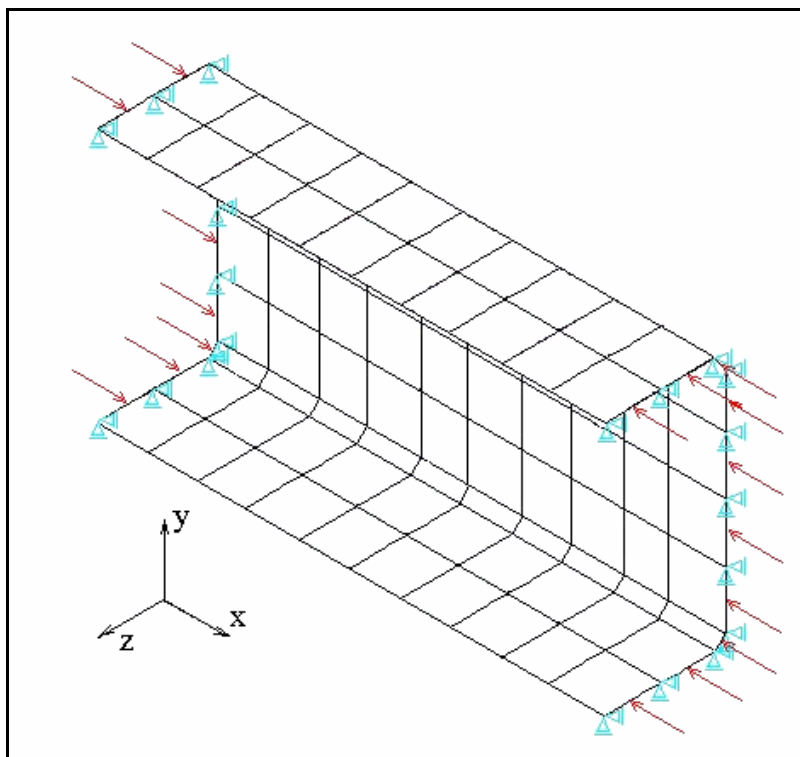


Figura 6-3 – Vinculação utilizada na análise por elementos finitos

A Figura 6-3 apresenta a vinculação utilizada na compressão, que compreende à restrição de deslocamentos para as extremidades do perfil nos eixos Y e Z e, com a restrição de deslocamento de um ponto de uma das extremidades no eixo X, afim de evitar que o perfil se desloque como um todo pelo espaço.

A carga foi aplicada em termos de uma pressão por unidade de comprimento, sobre todo o contorno da seção transversal, de uma magnitude de $P = 1 \text{ N/m}$, de forma que, o

fator de escala que o programa apresenta, após realizar a análise de autovalores, seja diretamente o valor da carga crítica ($P_{crit} = \left[\frac{N}{m} \right]$).

No gráfico da figura 6-4, apresenta-se o estudo de sensibilidade da carga crítica, obtida com a discretização, no qual é possível observar que os valores obtidos através das relações de $\frac{w}{6}$ até $\frac{w}{2}$, são praticamente iguais. Logo, a utilização de uma discretização de elementos igual a $\frac{w}{2}$, fornece resultados dentro dos limites necessários, à utilização de uma malha mais fina, acarreta um maior dispêndio de tempo de processamento.

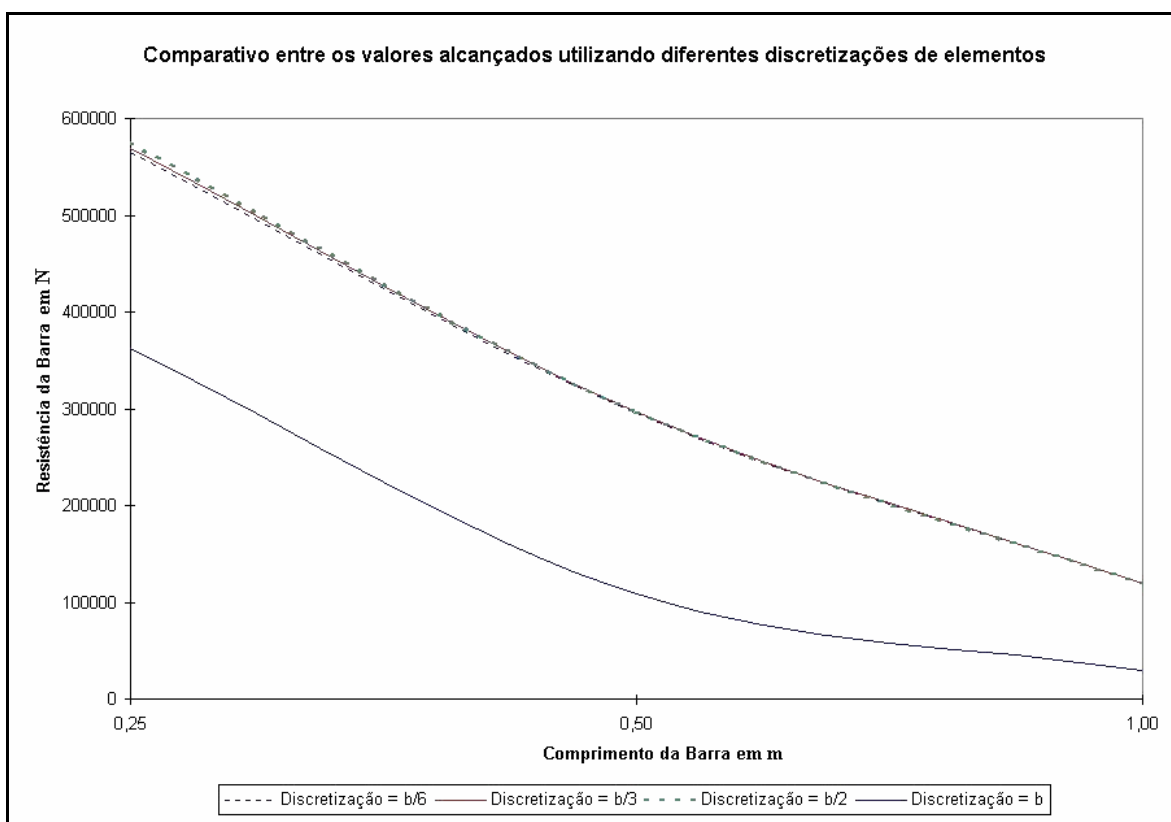


Figura 6-4 – Comparativo de resultados, com diferentes discretizações na compressão de barras

Na figura 6-5 e na figura 6-6 apresentam-se o primeiro e o segundo modo de flambagem, com as respectivas cargas críticas. O segundo modo de flambagem e sua carga crítica são importantes de serem calculados, para verificar se estes estão próximos e para

conhecer qual seria a outra forma de instabilidade da estrutura, se a mais crítica fosse inibida.

Para a aplicação da carga no centro de gravidade, foi adicionado ao elemento um pequeno dispositivo (braço), que permite a aplicação desta carga no CG. A fim de evitar deformações locais no ponto de aplicação da carga concentrada, a extremidade da viga e o dispositivo, possuem uma espessura duas vezes maior que o restante do perfil.

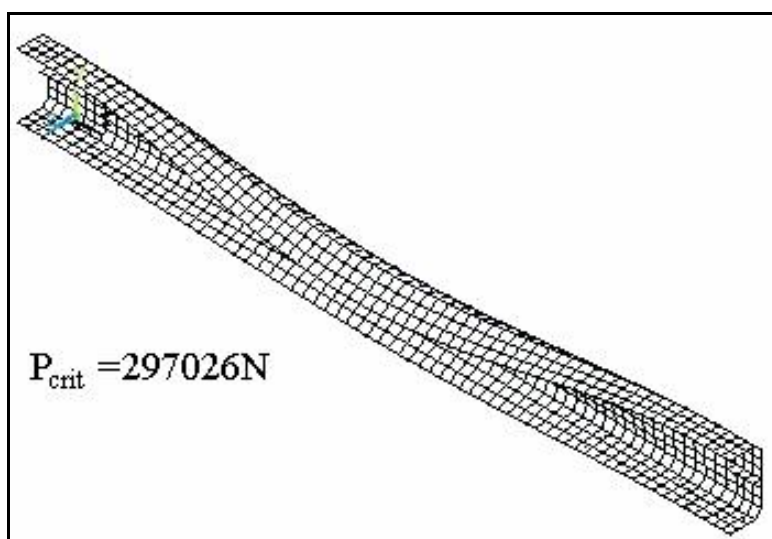


Figura 6-5 – Primeiro modo de flambagem de uma barra de 500 mm na compressão

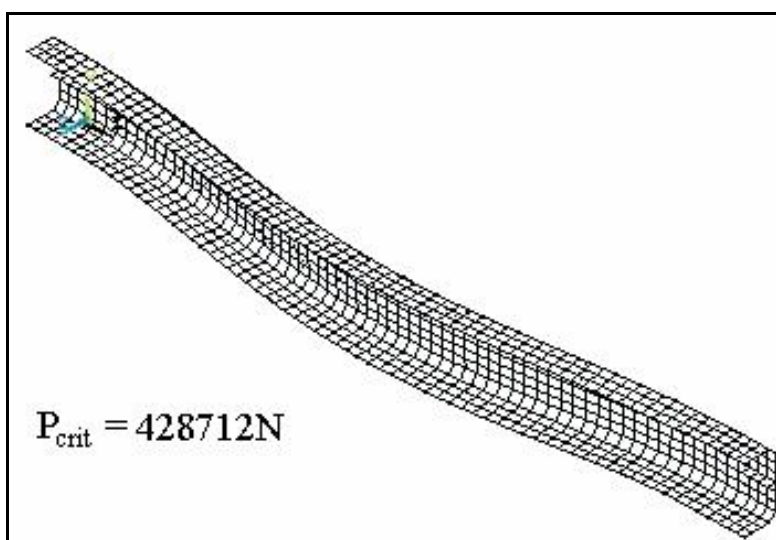


Figura 6-6 – Segundo modo de flambagem de uma barra de 500 mm na compressão

Observando a figura 6-5 e a figura 6-6, pode verificar-se que os dois modos de flambagem são distintos: sendo o primeiro modo de flambagem local e o segundo de flambagem lateral e, como suas cargas críticas possuem uma diferença de mais de 40%.

d) Cálculo da carga de colapso na análise não linear físico e geométrico.

Para realizar este tipo de análise, utilizou-se o sistema de elementos finitos ANSYS, considerando um material elastoplástico, bi-linear, com um pequeno encruamento, dado por um módulo tangente de $E/500$. O esquema de análise empregado, foi o incremental iterativo de Newton-Rapshon, atingindo desta forma o equilíbrio dentro de cada incremento, antes de passar ao passo de carga seguinte. O anexo E apresenta um modelo de entrada de dados para o ANSYS, com os comandos utilizados na análise de elementos finitos, considerando a não linearidade física e geométrica.

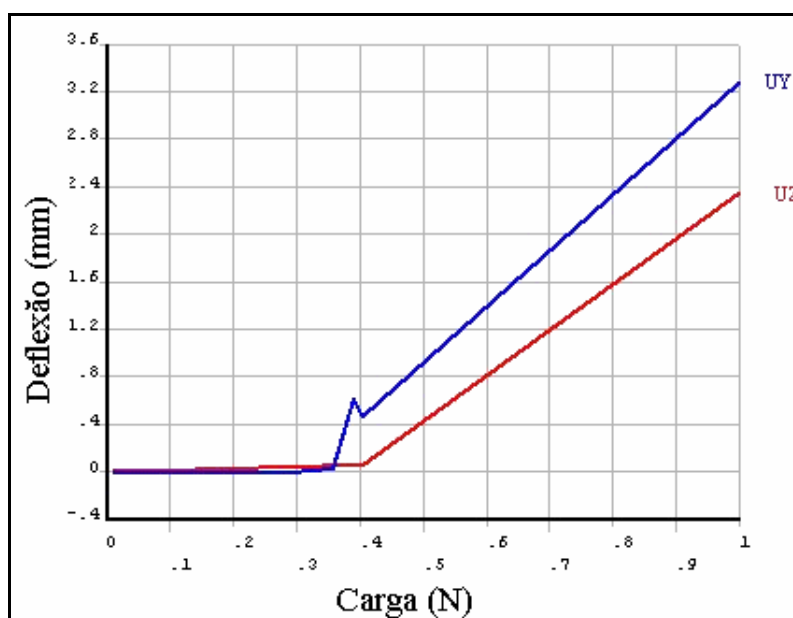


Figura 6-7 – Deflexão versus carga na compressão

Na figura 6-7 apresenta-se a história de carregamentos aplicados, versus o deslocamento na direção y e z (ver na figura 6-3 a orientação dos eixos coordenados) num ponto de controle da viga, (deslocamento transversal no meio do vão). Um pouco antes da

perda de convergência, é possível determinar a carga de colapso. Na figura 6-8 apresenta-se a deformada, junto com as tensões de von Mises, quando é aplicada a carga considerada como carga de colapso, para um comprimento de viga de 0,25m.

Na figura 6-8, é possível evidenciar que o colapso ocorreu por flambagem local das mesas, sendo que as regiões centrais das mesmas atingiram a plastificação.

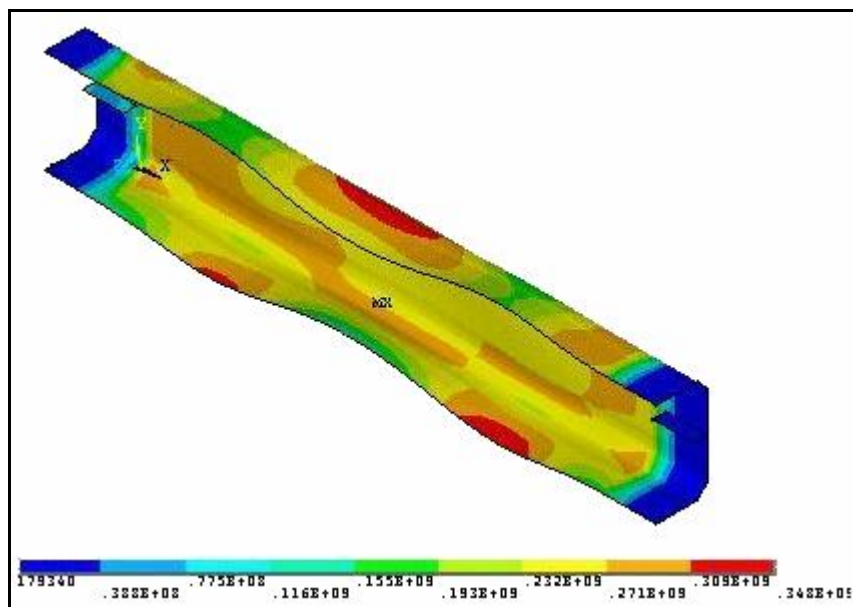


Figura 6-8 – Deformada com as tensões de von Mises, na compressão centrada

É importante observar que para induzir a instabilidade neste tipo de análise, foi aplicada uma pequena excentricidade. A discretização utilizada para realizar a análise de flambagem elástica, foi a considerada apta, para realizar esta análise.

A excentricidade inicial é importante, porque na medida em que esta é aumentada, a resistência do perfil é reduzida, por esse motivo, a excentricidade deve ser mínima, porém, o suficiente para provocar uma pequena perturbação.

Cabe salientar que a análise não linear física e geométrica é complexa e, neste caso, não teve por objetivo esgotar as suas possibilidades. Muitos pontos, poderiam ser melhor estudados, entre eles:

- outras formas de modelar a excentricidade inicial da barra;
- a introdução de tensões residuais;

- uma modelagem, mais correta, da relação constitutiva não linear do material.

Estudos sobre estes temas podem ser encontrados em Schafer e Peköz (1997).

e) Considerações sobre o modelo de bandas finitas utilizado

Para realizar a análise, utilizou-se um programa de bandas finitas (faixas finitas), com o qual puderam ser calculadas as cargas críticas de flambagem elástica. Este sistema, CUFSM, permite desenhar a forma de seção transversal, definir o tipo de solicitação à qual a seção está submetida. Neste caso, é compressão, então, o diagrama de tensões é igual ao indicado na figura 6-9.

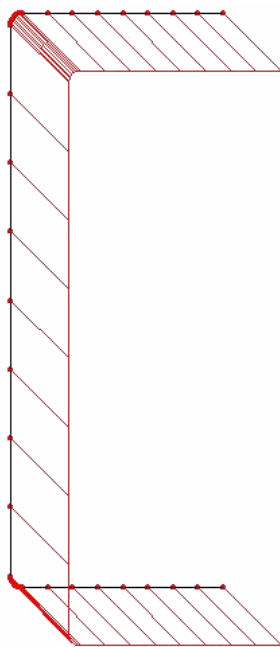


Figura 6-9 – Diagrama de tensões gerado pelo sistema CUFSM, na compressão

O programa calcula os modos de flambagem e as cargas críticas, para diferentes comprimentos, fornecendo os resultados em um gráfico do tipo apresentado na figura 6-10, onde no eixo das abscissas apresenta-se o comprimento de flambagem e, no eixo das ordenadas, o fator de carga (se a carga aplicada for unitária, o fator de carga é diretamente a carga crítica).

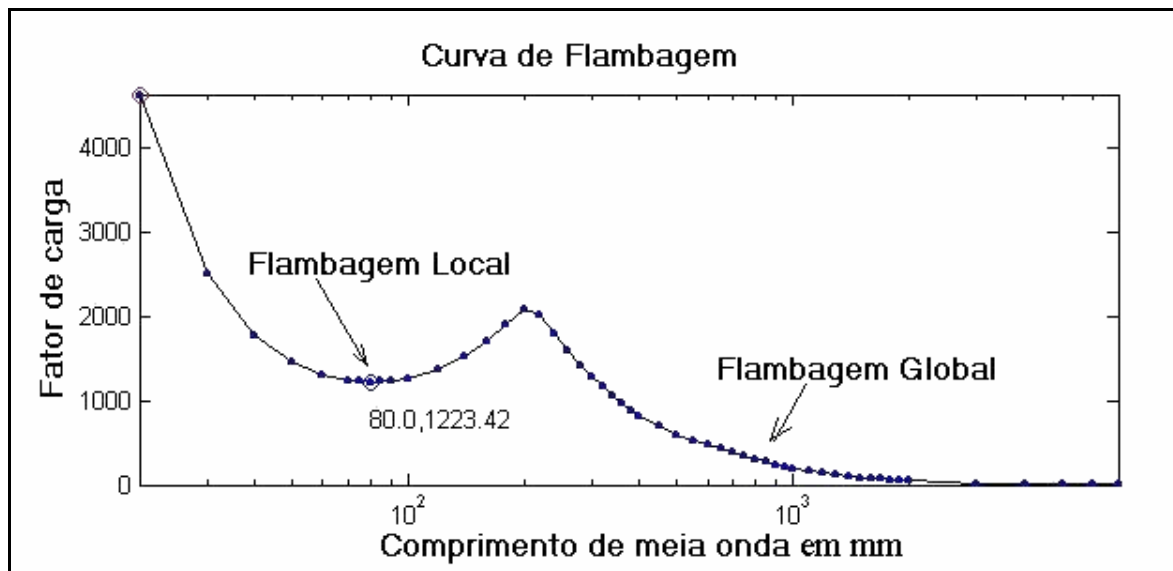


Figura 6-10 – Curva de flambagem fornecida pelo sistema CUFMS, na compressão

É possível observar que este gráfico possui mínimos, indicando o comprimento de flambagem da viga em análise. A carga e o modo de flambagem, do elemento estudado, é o menor valor de fator de carga, dentro do comprimento de flambagem analisado.

A figura 6-11 apresenta a curva de flambagem e, as deformadas em 3D, fornecidas pelo sistema CUSFM, na compressão de um perfil canal, com as dimensões da seção indicada na figura 6-1 e para os comprimentos de 0,10m, 0,25m e 0,50m. Estes comprimentos de viga, foram escolhidos para podermos representar três modos diferentes de flambagem, como indicado na figura 6-11 a, b e c.

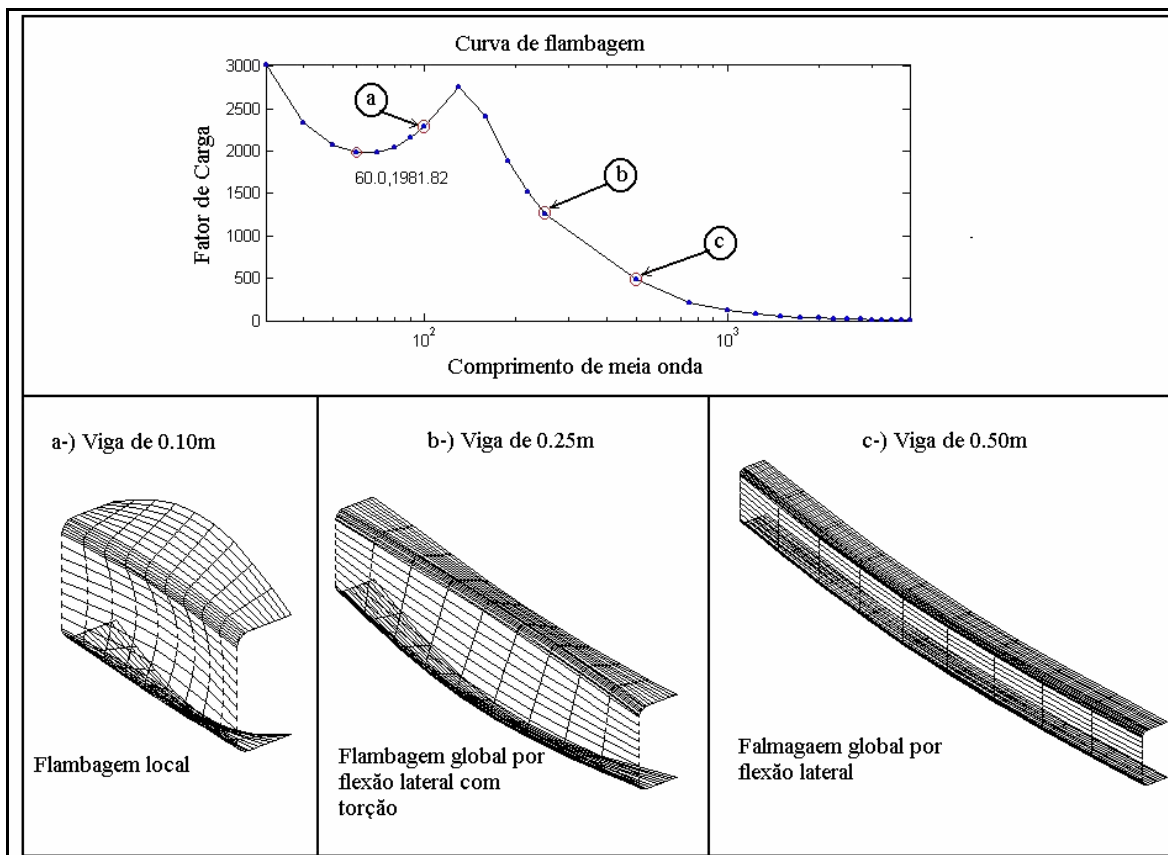


Figura 6-11 – Deformadas fornecidas pelo sistema CUFSM, para diversos valores na compressão

Os resultados obtidos por este método, são equivalentes aos obtidos utilizando o método dos elementos finitos, com análise de flambagem elástica. A vantagem do método, para a aplicação realizada, é que resulta num programa enxuto, dedicado e de fácil utilização, ainda para pessoas que não tenham conhecimento aprofundado do método. Nesse sentido, o método dos elementos finitos, para um usuário inexperiente, apresenta muitas fontes potenciais de erro.

A desvantagem que se considera, é que certas restrições referidas a tipos de carregamento e tipos de vinculação, não podem ser aplicadas, como é o exemplo de uma viga em balanço, sendo necessário neste caso, utilizar outro modelo de viga que possua a mesma resistência final.

Apresentação dos resultados

Na seqüência apresentam-se os resultados obtidos na análise da viga submetida à compressão pelos diversos métodos e normas mencionados.

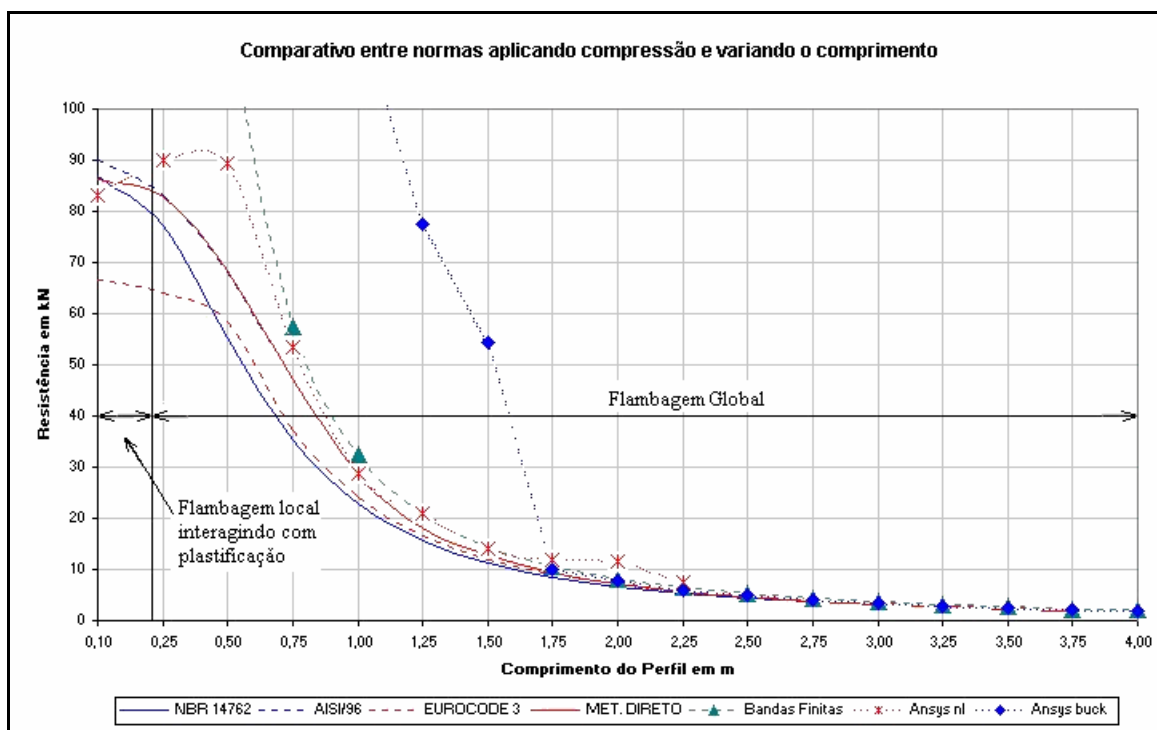


Figura 6-12 – Comparativo entre métodos de cálculo na compressão e variando o comprimento

Na figura 6-12 e na tabela 6-1 apresentam-se os resultados de resistência obtidos, sem considerar o coeficiente de minoração de resistência. Para as diversas análises realizadas, segundo as três normas de cálculo apresentadas (NBR 14762, AISI/96 e Eurocode 3/2001); aplicando o método direto; utilizando o método dos elementos finitos (“Ansys nl” são os valores encontrados na simulação numérica, utilizando o método não linear físico e geométrico e, “Ansys buck” considerando flambagem elástica linear); e pelo método das faixas finitas. Os valores graficados, são o comprimento do elemento, em metros, versus a resistência encontrada, em kN, nos eixos X e Y, respectivamente. Nesta figura, é possível visualizar claramente, como a forma da curva muda, na medida em que os modos de colapso mudam.

Cabe salientar que, a diferença entre os valores obtidos na análise por elementos finitos (utilizando análise de flambagem elástica) e os obtidos pelo método das faixas finitas, deve-se ao fato de o modelo utilizado no primeiro ser simplificado. Foram utilizados chanfros, ao invés de raios de dobra, isso, para facilitar a montagem do modelo.

Tabela 6-1 – Valores encontrados na análise à compressão, em kN

Barra em m	NBR 14762	AISI 1996	EURO-CODE 3	MET. DIRETO	Ansysis não linear	Faixas Finitas*	Ansysis buckling*
0,10	86,90	89,92	66,43	86,26	83,22	525,41	x
0,25	77,10	83,14	64,00	82,72	90,00	335,31	570,00
0,50	55,36	68,22	58,41	68,58	89,48	127,92	297,00
0,75	35,27	47,19	37,25	47,29	53,43	57,48	174,00
1,00	22,81	28,52	24,10	28,39	28,76	32,45	118,90
1,25	15,65	18,25	16,54	18,26	21,00	20,80	77,40
1,50	11,33	12,67	11,98	12,70	14,00	14,46	54,31
1,75	8,56	9,31	9,05	9,33	12,00	10,63	9,95
2,00	6,69	7,13	7,08	7,14	11,70	8,14	7,66
2,25	5,37	5,63	5,68	5,65	7,37	6,43	6,08
2,50	4,40	4,56	4,66	4,58	5,98	5,21	4,94
2,75	3,68	3,77	3,89	3,78	4,96	4,31	4,10
3,00	3,11	3,17	3,29	3,18	4,17	3,62	3,45
3,25	2,67	2,70	2,83	2,71	3,57	3,08	2,95
3,50	2,32	2,33	2,45	2,33	3,07	2,66	2,54
3,75	2,03	2,03	2,15	2,03	2,69	2,32	2,22
4,00	1,79	1,78	1,90	1,79	2,36	2,04	1,95

Obs.: * Regime elástico.

Fazendo um corte no gráfico da figura 6-12, para comprimentos iguais a $L = 1m$ e $L = 2m$ e, normalizando em função da NBR 14762 é possível comparar os resultados entre os quatro métodos, como apresentado na figura 6-13 e figura 6-14.

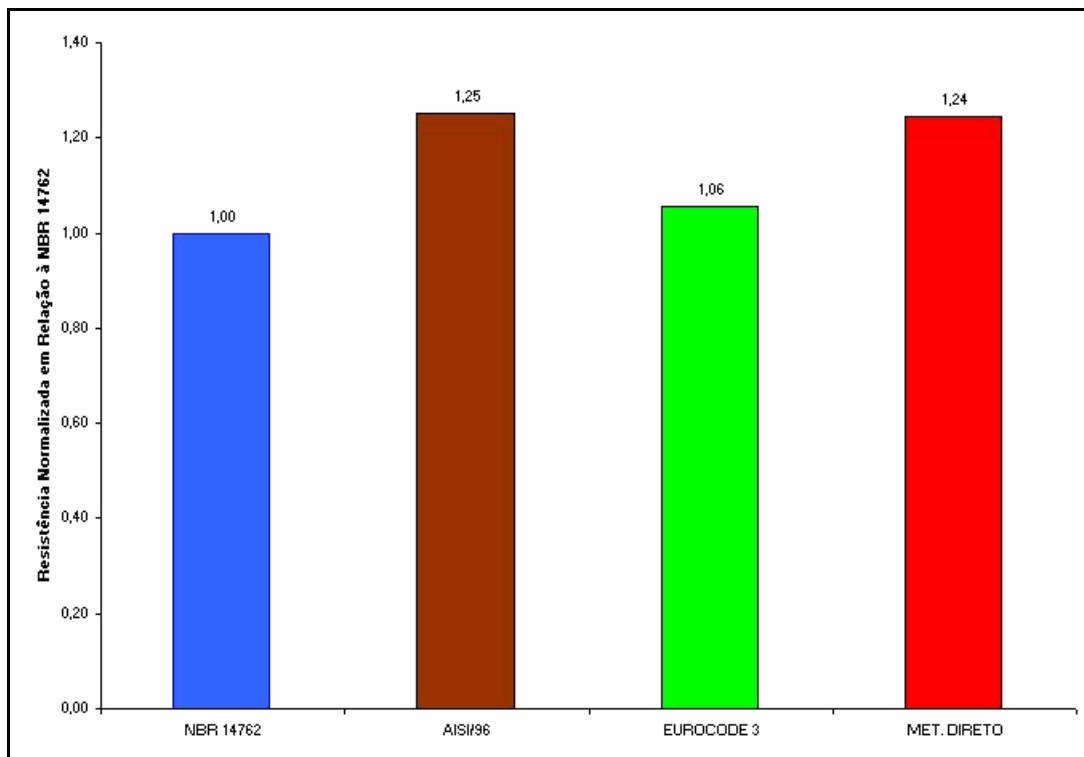


Figura 6-13 – Resistência à compressão para 1m

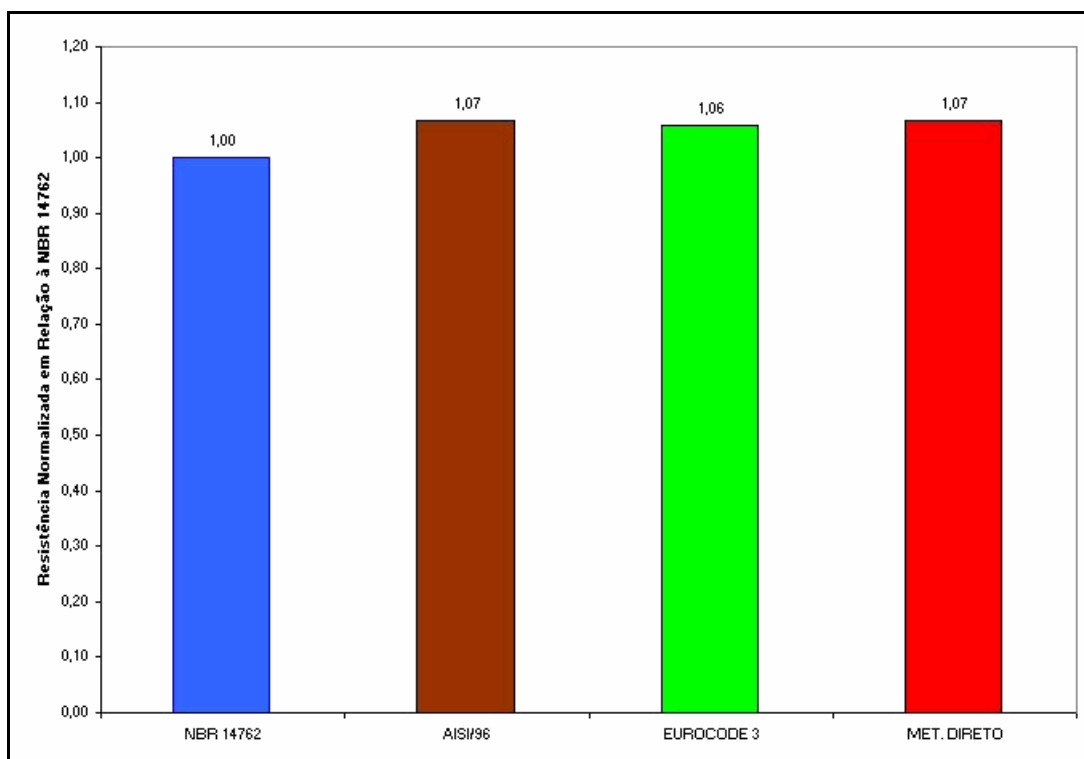


Figura 6-14 – Resistência à compressão para 2m

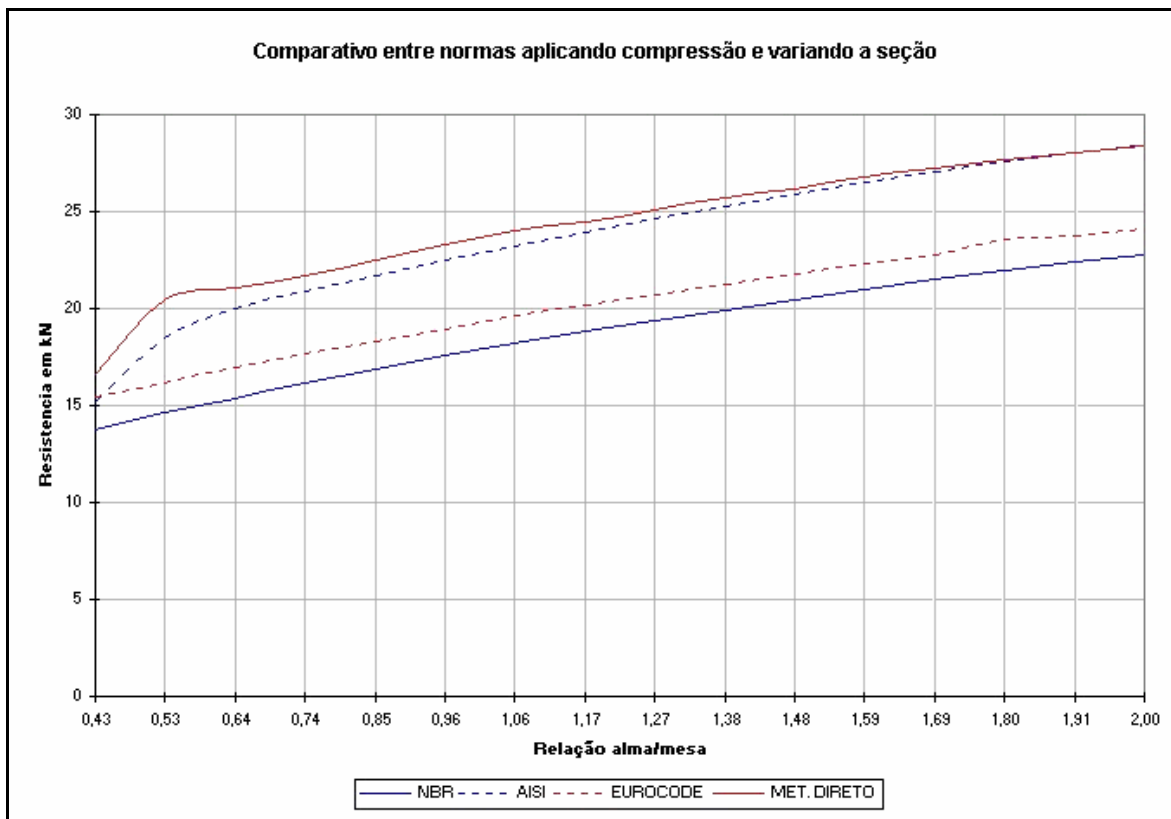


Figura 6-15 – Comparativo entre métodos de cálculo na compressão, variando a seção da barra

Na figura 6-15 apresenta-se a variação do valor de resistência da barra, submetida à compressão centrada, em função de diversas relações $\frac{a}{w}$. Para tanto, definiu-se o comprimento do elemento como sendo de 1m e, utilizou-se estas relações de $\frac{a}{w}$ para realizar uma varredura entre os limites de esbeltez de seção, apontados pela norma NBR 14762.

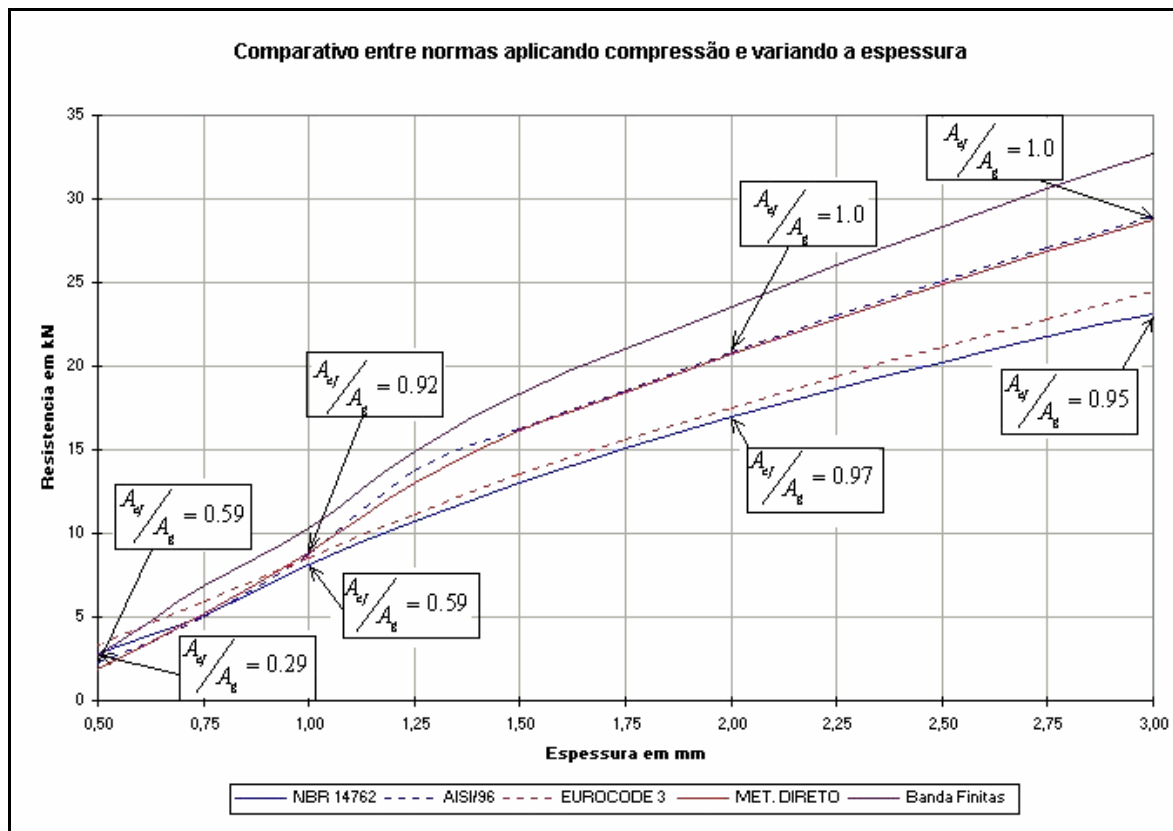


Figura 6-16 – Comparativo entre normas, variando a espessura do elemento

Na figura 6-16 podemos verificar as curvas de resistência de um perfil canal, com as dimensões da alma e das mesas igual ao indicado na figura 6-1 e, com um metro de comprimento, submetido à compressão centrada.

Também, na figura 6-16, podemos verificar a relação entre a área efetiva e a área da seção cheia, para as normas NBR 14762 e AISI/96 (que indica a ocorrência de flambagem local). A diferença do valor da área efetiva entre estas duas normas, ocorre em virtude de na NBR 14762 terem sido utilizadas seis interações no cálculo desta área e, na AISI/96 não foram feitas interações nos cálculos.

6.1.2 Discussão dos Resultados

Observando os resultados obtidos, é possível salientar os seguintes pontos:

Na figura 6-12 pode-se observar que, a forma das curvas obtidas com diversas formas de análise, são similares, mostrando uma dispersão, que vai diminuindo à medida que o comprimento da barra aumenta, a forma de colapso, se torna flambagem lateral (Euler), sendo sua determinação facilitada.

Nas figura 6-13 e figura 6-14 é possível quantificar melhor a dispersão dos resultados, para os comprimentos de 1 e 2 metros.

Na figura 6-12 é possível verificar onde se produzem as mudanças das formas de colapso, entre flambagem local (interagindo com plastificação) e flambagem global, sendo que a flambagem local com plastificação somente ocorre em barras relativamente curtas, com uma forte interação neste caso com o colapso plástico, devido a ter relações $\frac{a}{t}$ e $\frac{w}{t}$ baixas.

Na figura 6-12 também é possível verificar que o Eurocode 3 é mais conservador quanto ao dimensionamento de perfis curtos, especialmente os suscetíveis à flambagem local e colapso plástico.

Na figura 6-15 é possível observar que as soluções obtidas pelos quatro métodos propostos, evidenciando-se também uma dispersão entre os resultados de aproximadamente 20%, também evidencia-se a separação dos resultados obtidos pelo método direto e a AISI por um lado e, o Eurocode 3 e a NBR 14762 pelo outro lado, entre eles a dispersão máxima de (5%). No entanto, essas diferenças somente são válidas, para o comprimento de barra igual a 1 metro. Essa variação, diminui consideravelmente com o aumento do comprimento da barra.

Nas figura 6-13 e figura 6-14 é possível observar a diferença percentual entre as diferentes análises feitas e, como esta diminui com o aumento da barra.

Pode-se concluir que a NBR 14762, para compressão, é mais conservativa que os outros métodos. Em parte, isso deve-se ao fato de nela serem realizadas sucessivas iterações nos cálculos dos comprimentos efetivos, enquanto que na AISI é realizada somente uma iteração.

Comparando as análises de flambagem elástica, é possível salientar que tanto para o modelo de bandas finitas como para o modelo de elementos finitos, os resultados obtidos são semelhantes.

Também é importante indicar que, para todos os tipos de análises realizadas, os resultados convergem, quando a forma de colapso é a flambagem elástica linear.

E por último, indica-se que o método dos elementos finitos não linear físico e geométrico, com todas as suas limitações e simplificações, oportunamente observadas, apresenta resultados perfeitamente compatíveis com os obtidos com as normas de cálculo.

Na figura 6-16 pode-se verificar que as curvas de resistência obtidas pelo método direto e pela norma AISI/96, possuem valores idênticos, sendo os valores obtidos pelo métodos das faixas finitas menos conservadores. Isso, explica-se, pelo fato de estes serem calculados no regime elástico. Ainda nesta figura, verifica-se que as curvas obtidas pela NBR 14762 e pela norma Eurocode 3, também se encontram próximas, porém, com valores mais conservativos, em relação aos demais. Isso se deve, como já foi mencionado, ao fato de nestas normas terem sido aplicadas seis interações no cálculo da área efetiva.

6.2 Viga canal, submetida à flexão com momentos aplicados nas suas extremidades

Neste caso, foi analisado um perfil canal sem enrijecedores, em balanço, com uma carga concentrada aplicada no centro de corte, do extremo livre. Dados da seção transversal podem ser encontrados na figura 6-1 e, um esquema de distribuição da carga e da posição dos apoios na figura 4-1.

6.2.1 Considerações sobre o modelo de elementos finitos

Flambagem elástica

Foram utilizados, o mesmo sistema e o mesmo critério de análise, que no exemplo de compressão centrada.

Para determinar a discretização a ser utilizada, apresenta-se na figura 6-4, o estudo de sensibilidade da malha.

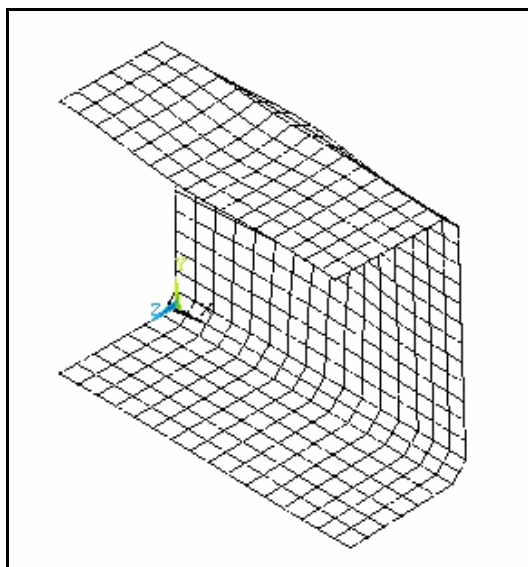


Figura 6-17 – Deformada do primeiro modo de flambagem, momento de 38,35 kNm

Viga de 0,10m

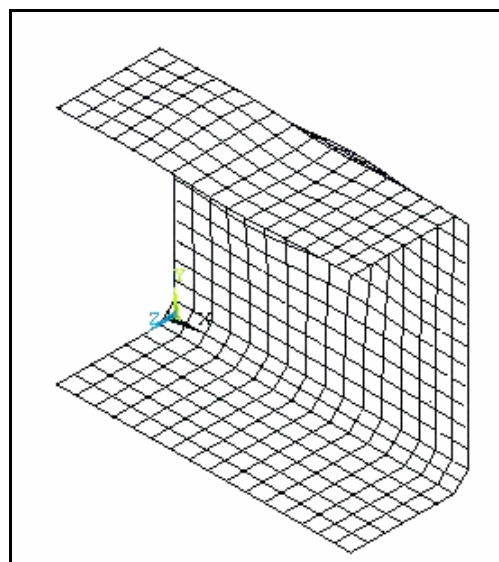


Figura 6-18 – Deformada do segundo modo de flambagem, momento de 40,14 kNm

Viga de 0,10m

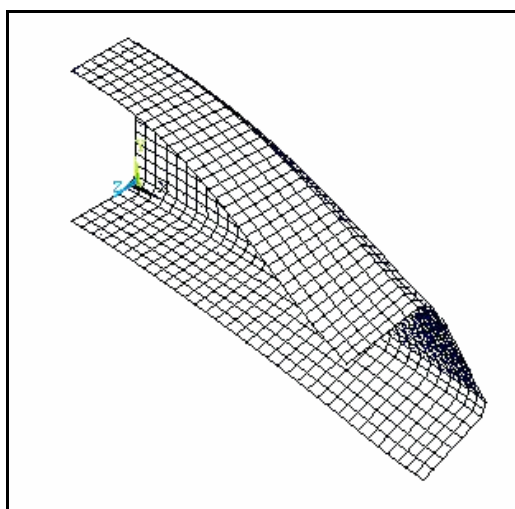


Figura 6-19 – Deformada do primeiro modo de flambagem, momento de 13,46 kNm

Viga de 0,25m

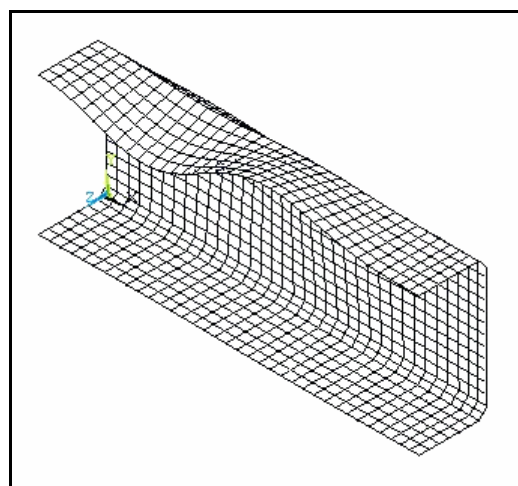


Figura 6-20 – Deformada do segundo modo de flambagem, momento de 26,20 kNm

Viga de 0,25m

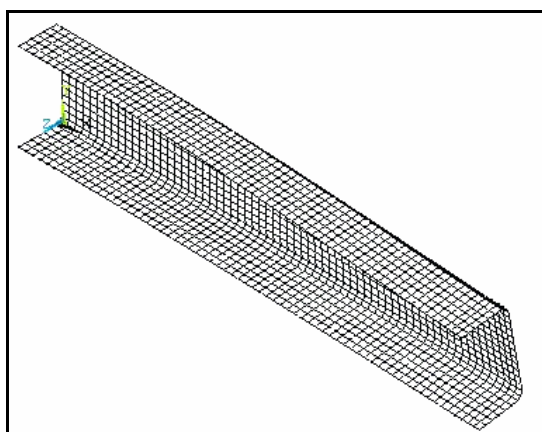


Figura 6-21 – Deformada do primeiro modo de flambagem, momento de 4,61 kNm

Viga de 0,50m

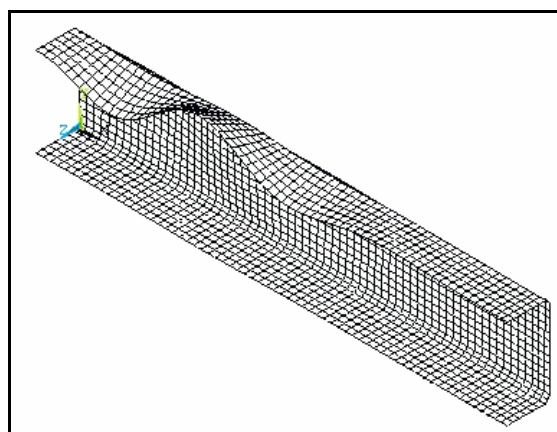


Figura 6-22 – Deformada do segundo modo de flambagem, momento de 14,87 kNm

Viga de 0,50m

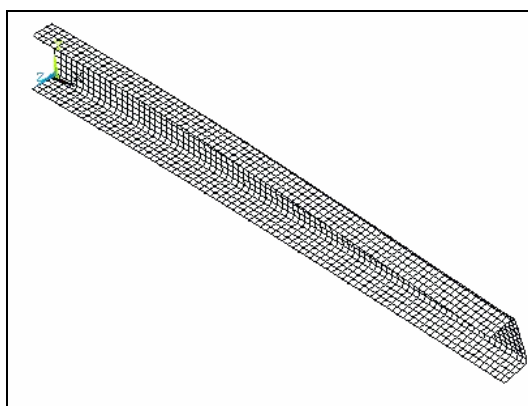


Figura 6-23 – Deformada do primeiro modo de flambagem, momento de 1,75 kNm

Viga de 1,00m

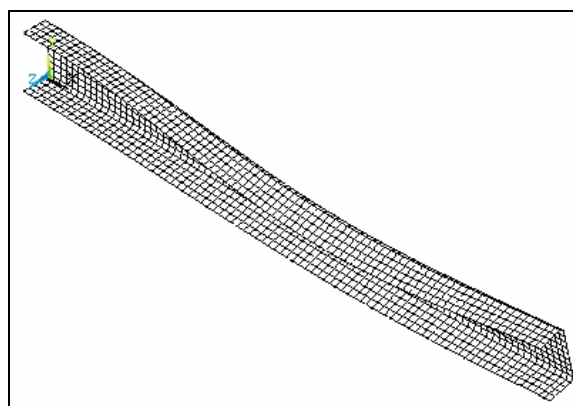


Figura 6-24 – Deformada do segundo modo de flambagem, momento de 7,36 kNm

Viga de 1,00m

Na figura 6-17e na figura 6-24 apresentam-se o primeiro e o segundo modos de flambagem, para vigas submetidas à flexão e, os valores de momento para o qual estas flambam. Também, pode-se visualizar os modos de flambagem. Um comparativo dos valores acima, com os obtidos por outros métodos, pode ser visualizada na figura 6-29.

Sobre a análise não linear física e geométrica

O tipo de análise realizada foi similar ao caso da compressão centrada, a perturbação dada na viga, foi implementada como uma pequena carga aplicada no centro de corte, na direção ortogonal da carga principal. Quanto à discretização, foi utilizada a mesma determinada para o análise da viga submetida à compressão axial.

A análise por elementos finitos, utilizando a não linearidade física e geométrica, na flexão, não apresentou resultados satisfatórios. Pois, o modelo desenvolvido não foi capaz de capturar os modos de flambagem da viga, contudo, este modelo capturou as cargas de plastificação.

Verificou-se que, uma causa provável deste problema, seja a espessura adotada nos ensaios, uma vez que, o modelo de elementos finitos desenvolvido, utiliza elementos de casca. Com a utilização de uma espessura menor, o modelo foi capaz de apresentar resultados mais satisfatórios, o que leva a supor que o problema esteja, pelo menos em parte, na montagem do modelo.

6.2.2 Considerações sobre a aplicação do método das faixas finitas

Para a aplicação do método das bandas finitas, foi considerada a seção de viga canal, sobre a qual foi aplicado um momento em torno do eixo de maior inércia. Pela natureza do método, ele realiza a análise de uma viga simplesmente apoiada, sobre a qual atua um diagrama de momentos constantes.

Na figura 6-25 ilustram-se e comparam-se as expressões para o momento crítico, devido à flambagem lateral, para o caso de uma viga em balanço, com uma carga concentrada aplicada em seu extremo e, o caso de uma viga simplesmente apoiada, submetida a momentos em seus extremos.

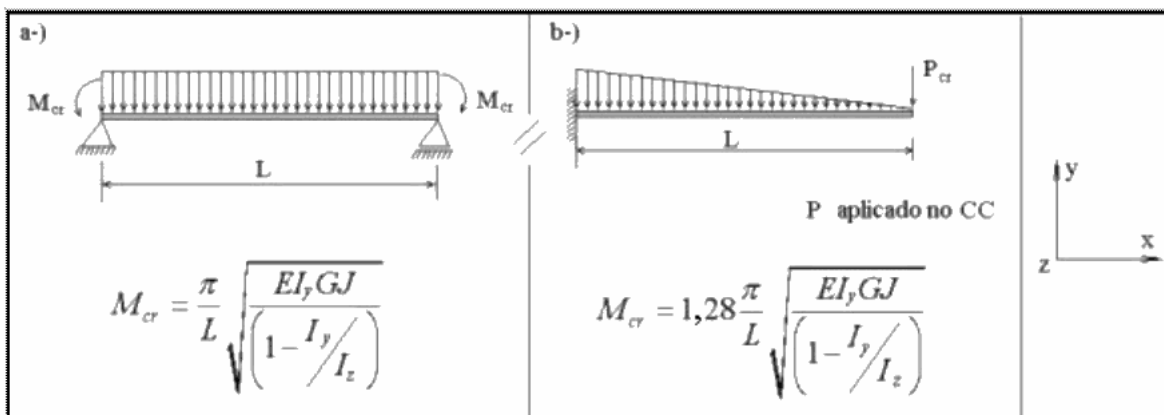


Figura 6-25 – Comparativo de momentos

Onde:

E = Módulo de elasticidade do aço

G = Módulo de elasticidade transversal do aço

J = Módulo torsional da seção

I_z = Momento de inércia no plano de carga

I_y = Momento de inércia perpendicular ao plano de carga

A figura 6-25 apresenta as expressões de momento crítico, devido à flambagem lateral elástica de uma viga canal, para uma viga simplesmente apoiada submetida à flexão pura e, para uma viga em balanço, com carga concentrada em seu extremo.

Comparando as expressões a e b da figura 6-25, é possível corrigir, aumentando em 28%, a expressão de momento crítico obtida pelo programa de bandas finitas, quando o modo de flambagem é global. Se o modo de flambagem é local, não é necessário realizar nenhuma correção, para levar em conta que a viga analisada é engastada livre com uma carga no extremo.

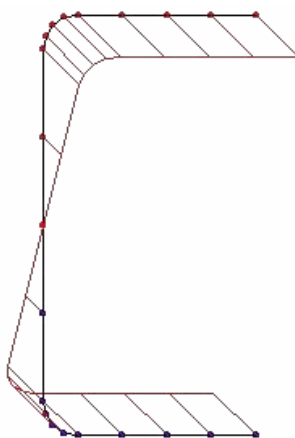


Figura 6-26 – Aplicação de tensão na flexão

Na figura 6-26 apresenta-se a distribuição de tensões realizada pelo programa, para aplicar o diagrama de momentos constantes em todo o comprimento e, na figura 6-27 apresenta-se o gráfico de resultados obtidos, para os diferentes comprimentos analisados e, os modos de flambagem, para os diferentes casos.

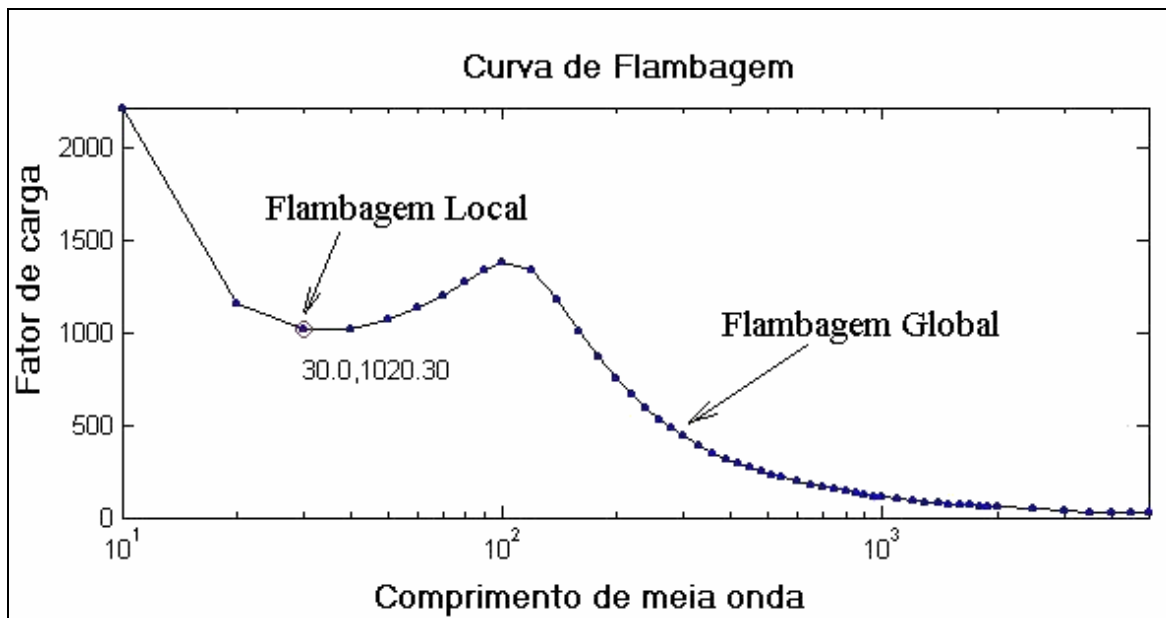


Figura 6-27 – Curva de Flambagem na flexão

A figura 6-28 apresenta uma viga de perfil canal, submetida à flexão, utilizando o modelo de faixas finitas. Comparando esta, com a figura 6-21 pode-se verificar que as cargas, para o primeiro modo de flambagem, possuem valores da mesma ordem e o mesmo

modo crítico de flambagem. Todavia, comparar-se a figura 6-28 com a figura 6-22, pode-se verificar que, apesar de terem o mesmo modo crítico de flambagem, seus valores são de grandezas distintas.

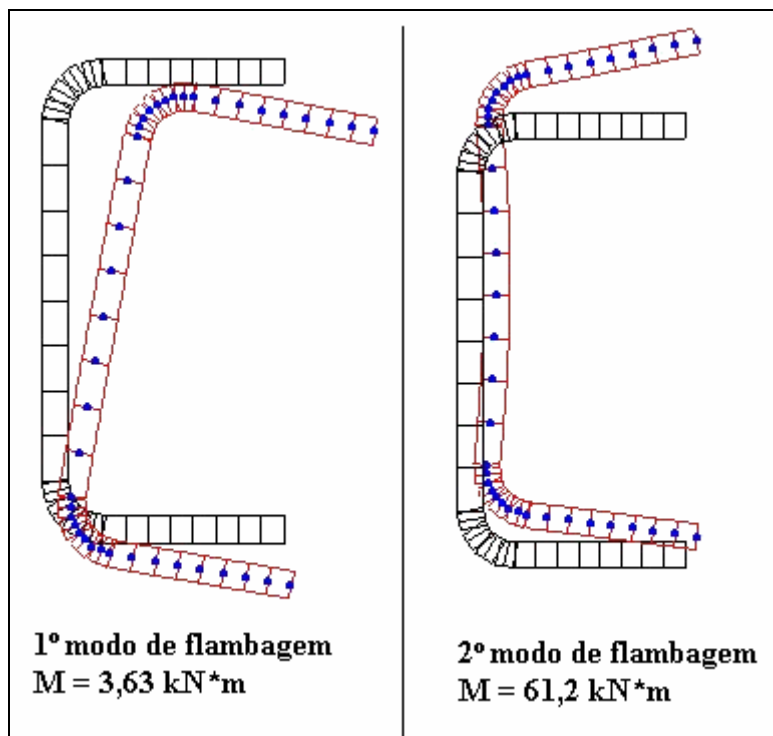


Figura 6-28 – Modos de flambagem utilizando faixas finitas

6.2.3 Apresentação dos resultados obtidos para Flexão

Neste estudo, realizou-se primeiramente a análise da viga em balanço, com carga aplicada no extremo livre, como indicado na figura 4-1 e, com as dimensões indicadas na figura 6-1, com o comprimento variando de 0,10 a 3 metros.

Na figura 6-29 apresentam-se os resultados obtidos com as diversas normas de cálculo; com o método direto; dois valores experimentais; os valores alcançados através de dois tipos de análise por elementos finitos e pelo métodos das faixas finitas, para os diferentes comprimentos de vigas.

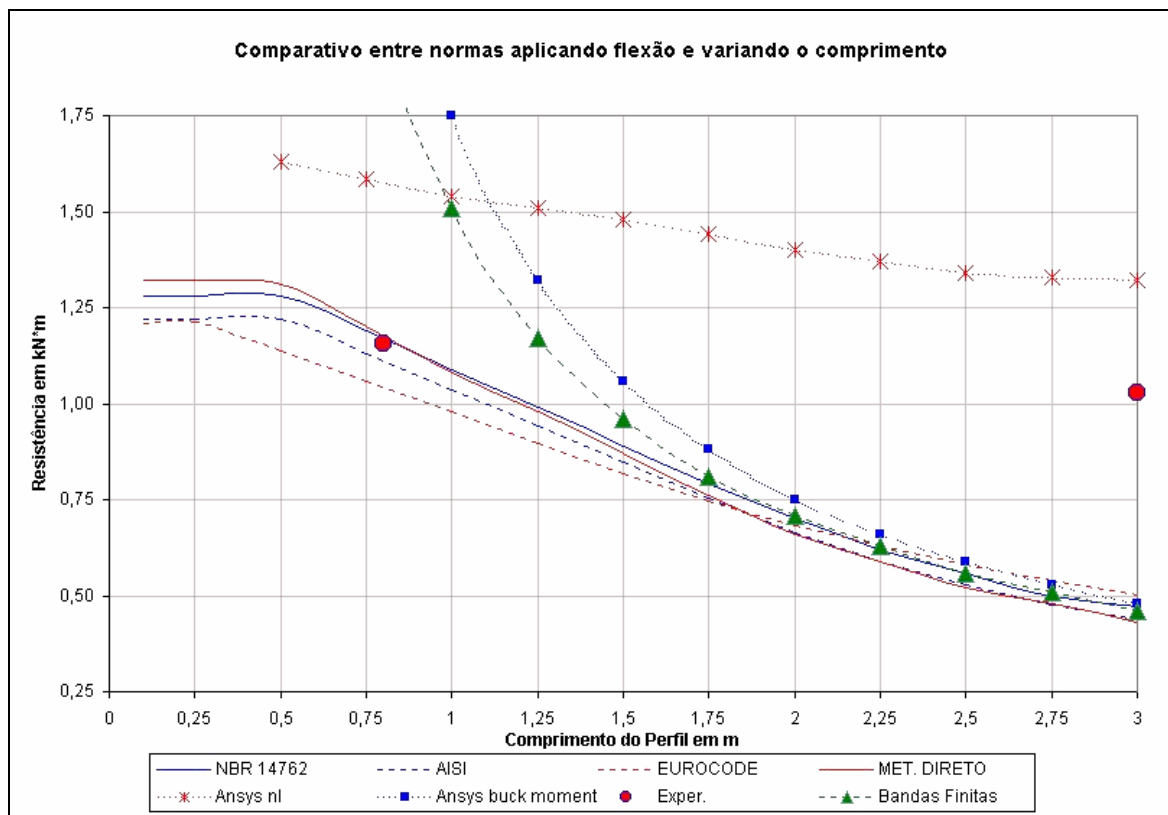


Figura 6-29 – Comparação entre métodos, na flexão, variando o comprimento

A diferença dos valores que se apresentam entre os modelos de faixas finitas e elementos finitos, no regime elástico, deve-se principalmente, ao fato de o modelo utilizado em elementos finitos ser simplificado, utilizando um chanfro, ao invés de um raio de dobra, na modelagem da seção do perfil.

Os pontos vermelhos no gráfico, referem-se aos dois experimentos realizados, já abordados no capítulo 5.

Tabela 6-2 – Resistência versus comprimento, para diversos métodos de cálculo

L	NBR 14762	AISI	Eurocode 3	Método Direto	Ansys nl	Bandas Finitas*	Ansys buckling*
0,10	1,28	1,22	1,21	1,32	x	10,63	38,31
0,25	1,28	1,22	1,21	1,32	x	9,88	13,46
0,50	1,28	1,22	1,14	1,31	1,63	3,63	4,61
0,75	1,19	1,13	1,06	1,20	1,59	2,13	2,58
1,00	1,09	1,03	0,98	1,08	1,54	1,51	1,75
1,25	0,99	0,94	0,90	0,98	1,51	1,17	1,32
1,50	0,89	0,85	0,82	0,87	1,48	0,96	1,06
1,75	0,79	0,76	0,75	0,76	1,44	0,81	0,88
2,00	0,70	0,66	0,68	0,66	1,40	0,71	0,75
2,25	0,62	0,59	0,63	0,59	1,37	0,63	0,66
2,50	0,56	0,53	0,58	0,52	1,34	0,56	0,59
2,75	0,50	0,48	0,54	0,48	1,33	0,51	0,53
3,00	0,47	0,44	0,50	0,43	1,32	0,46	0,48

Obs.: * Regime elástico.

Os mesmos valores apresentados na tabela 6-2 foram graficados na figura 6-29.

Na figura 6-30 e na figura 6-31 apresentam-se gráficos de barras que permitem, para os comprimentos $L = 1\text{m}$ e $L = 2\text{m}$, apresentar a diferença percentual entre todos os métodos utilizados, normalizando os mesmos pelo método da NBR 14762.

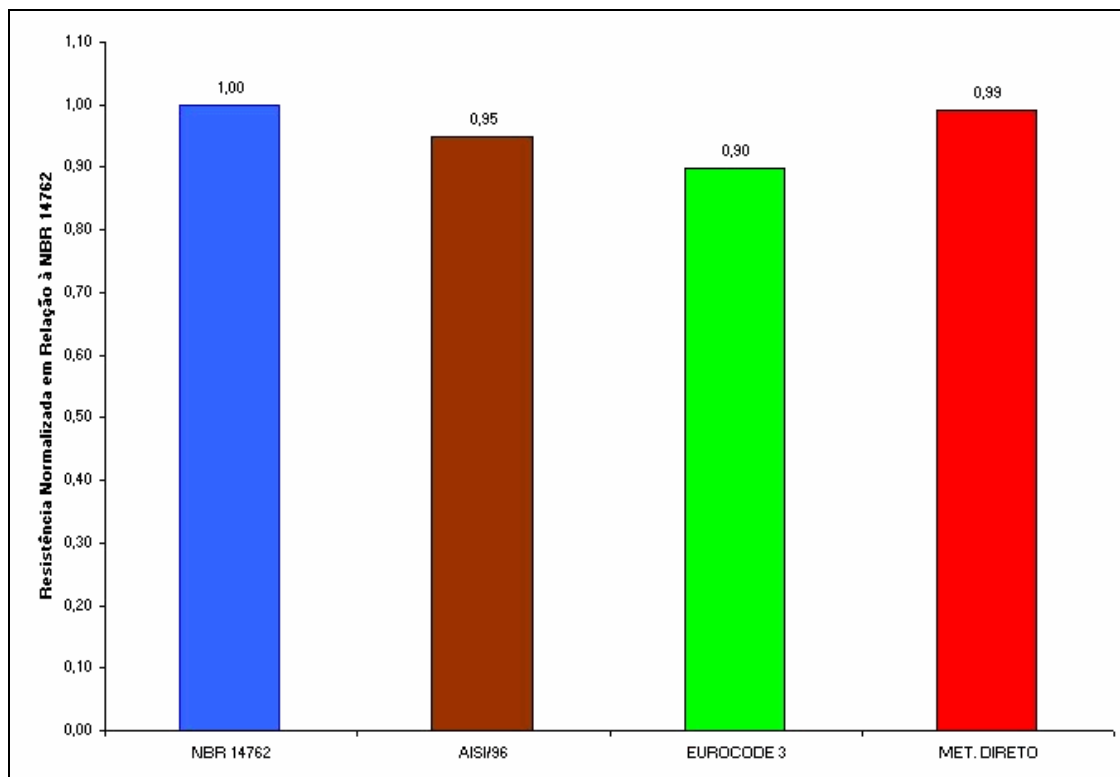


Figura 6-30 – Resistência à flexão para 1m

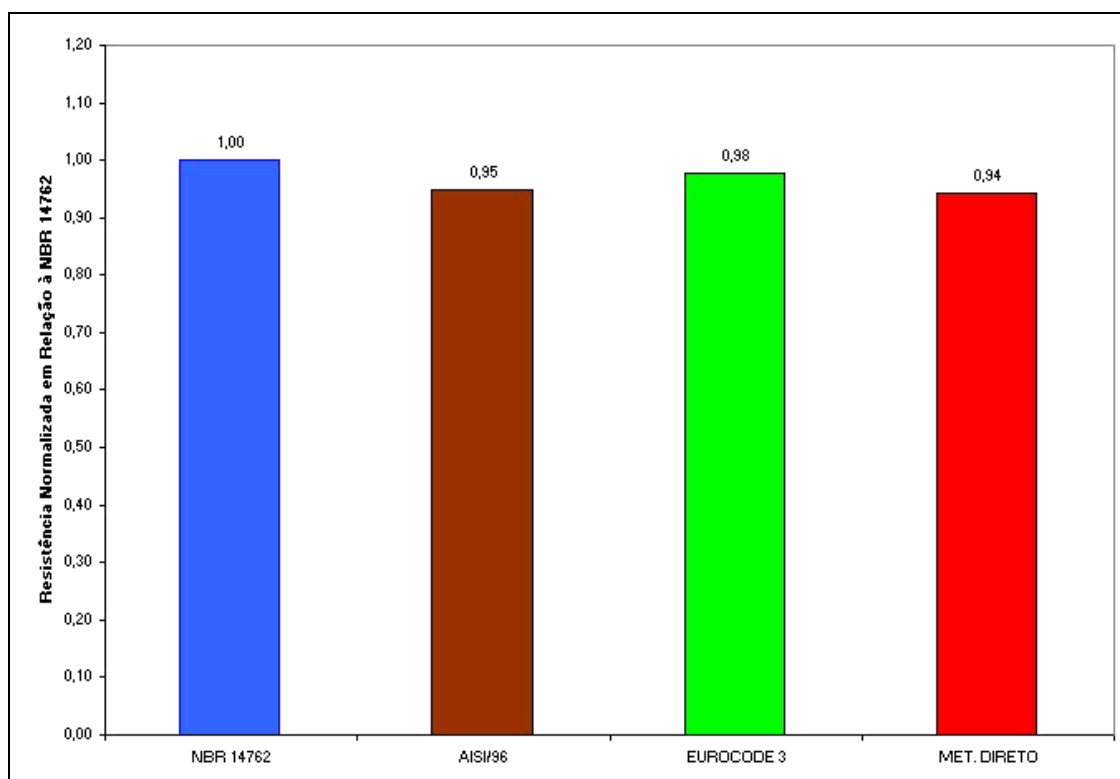


Figura 6-31 – Resistência à flexão para 2m

Na figura 6-32 apresentam-se as diversas análises feitas, variando a relação a/w , considerando um comprimento $L = 1\text{m}$. A relação a/w utilizada, foi a exposta como limites pela NBR 14762, a qual determina que a relação seja $0,4 \leq a/w \leq 2,0$.

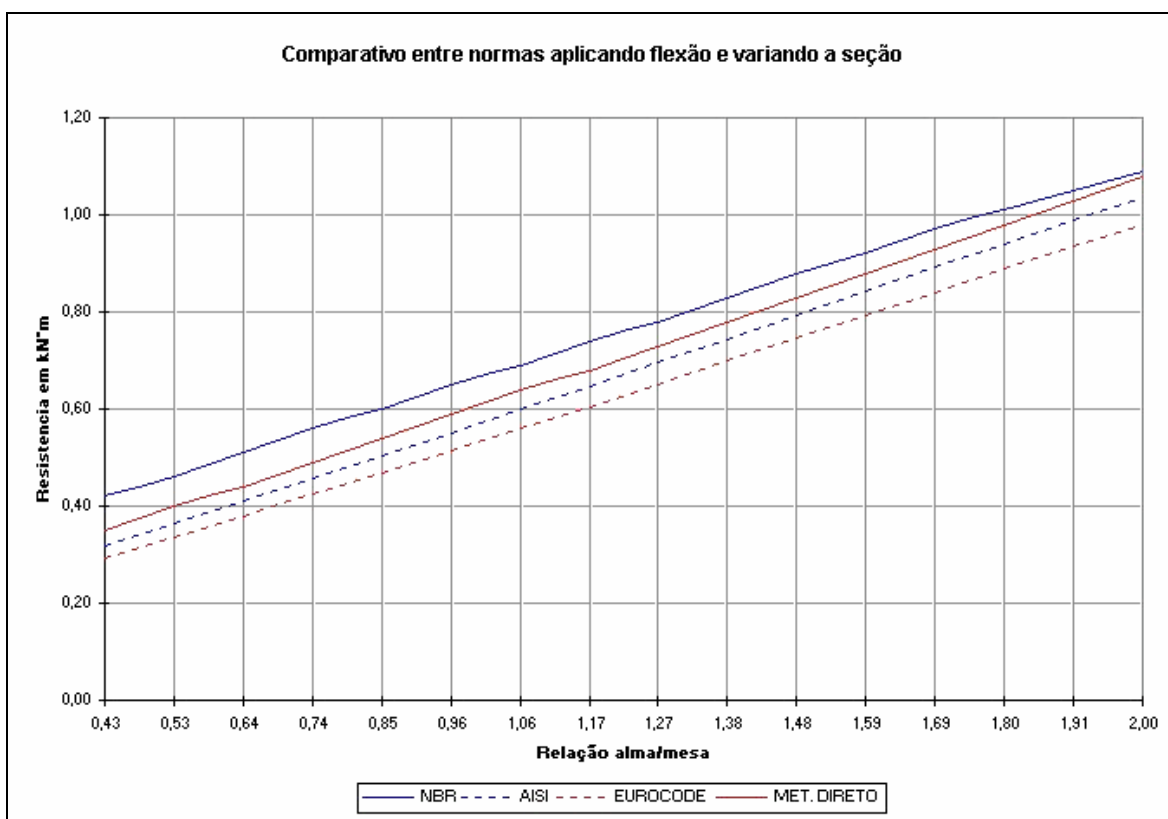


Figura 6-32 – Comparativo entre métodos, na flexão, variando a seção da barra

6.2.4 Discussão dos resultados

Analisando as figuras apresentadas pode-se observar que:

Nas figura 6-29, figura 6-30 e figura 6-31, a dispersão encontrada entre as diversas análises, é de no máxima 15%.

Neste caso, na figura 6-30 e figura 6-31, é possível verificar que os valores tendem a se aproximar, na medida que o comprimento da barra aumenta.

Pode-se observar que, na medida que é aumentado o comprimento do perfil, os valores de resistência obtidos, pelos diferentes tipos de normas e métodos, tendem a aproximar-se uns dos outros. Isso ocorre, porque na medida em que aumenta o comprimento tende a aproximar-se da flambagem elástica. Uma vez que esta é atingida, os valores obtidos pelos diferentes métodos, são bem próximos.

Na figura 6-29 pode-se verificar que o método direto obtém resultados semelhantes à NBR 14762 para comprimentos de viga iguais ou inferiores a 1,25m, sendo que para vigas de maior comprimento, o método direto, fornece valores mais conservativos que esta.

Também, pode-se verificar que para comprimentos maiores que 1,5m o método direto e a AISI obtém a mesma curva de resultados.

Pode-se verificar na figura 6-29 que os valores obtidos, a partir do Eurocode 3, são os mais conservativos para vigas de pequeno comprimento, sendo que para vigas maiores de 2,25m esta torna-se, a menos conservativa dentre as normas.

Verifica-se que, apesar da falta de equipamento adequada para realização de ensaios práticos, os dois valores encontrados são da mesma ordem de grandeza dos obtidos pelas normas

As análises realizadas pelo método dos elementos finitos, não forneceram resultados coerentes, sendo necessário um maior estudo neste sentido.

Na Figura 6-32, pode-se verificar que para uma variação de seção, os resultados são praticamente lineares, uma vez que os valores encontrados entre o método direto e as normas AISI e Eurocode formam três linhas paralelas, sendo que a NBR 14762, que é a menos conservativa, para este comprimento de viga, tende a se aproximar do método direto, à medida em que a relação entre $\frac{a}{w}$ vai aumentando.

7 ESTUDO DA ESTRUTURA DE UMA PRATELEIRA DE ESTOCAGEM DE MATERIAL PESADO

Para aplicação prática dos conceitos e métodos apresentados, foi feita a verificação de dimensionamento de uma estrutura, utilizada como prateleira em um almoxarifado de uma empresa metalúrgica, situada na Grande Porto Alegre. Esta prateleira, apresentou problemas de flambagem lateral em suas vigas transversais, como pode-se observar na figura 7-1, o que motivou a realização desta verificação.

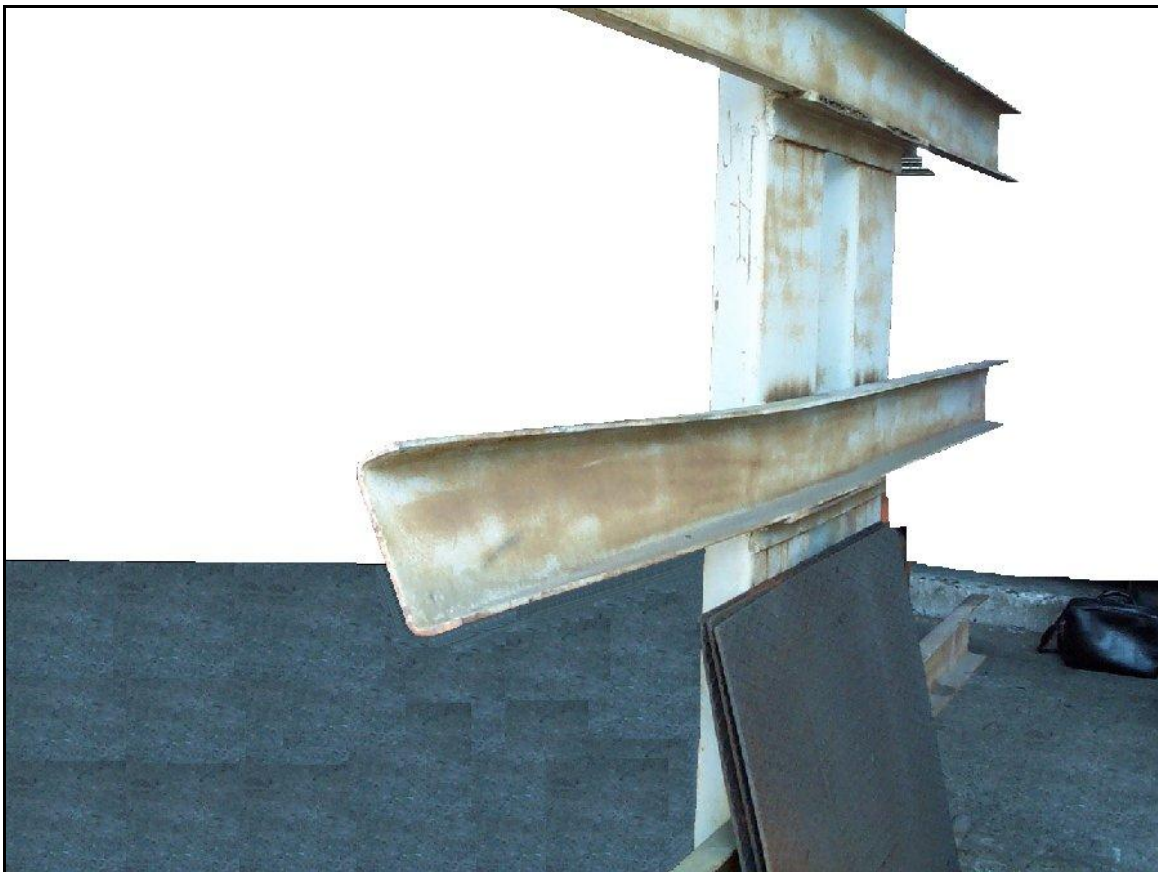


Figura 7-1 – Vista da viga transversal, com flambagem lateral

7.1 Descrição da Estrutura em Análise

7.1.1 Descrição geral

A Estrutura a ser analisada (ver figura 7-2) é uma árvore metálica de 5,075m de altura, formada por um corpo central, constituído por dois perfis canal (250x63,5x6,35mm), ligados por presilhas horizontais até uma altura de 3,43m (o papel das presilhas é cumprido pelas vigas canais transversais, de 150x50x6,35mm), que são chamadas neste trabalho de parte inferior do tronco e, um perfil canal (150x50x6,35mm). O restante da altura (1,65m) chama-se de parte superior do tronco. A parte superior do tronco foi modificada em algumas das árvores (aquelas utilizadas como apoio da cobertura que cobre o depósito), utilizando neste caso, dois perfis de chapa soldados, formando um perfil caixão (150x100x6,35mm), ver chamada 1 na figura 7-3.

Do tronco saem, perpendicularmente à árvore para os dois lados, 10 vigas transversais formadas por perfis canal (150x50x6,35mm).

No sentido transversal da árvore, existem dois perfis L abaixo da décima viga transversal (contando de abaixo para cima) e abaixo da sétima viga transversal, com o objetivo de servir de contraventamento no sentido de menor rigidez da árvore. Na figura 7-2 deste trabalho é apresentada uma vista frontal da estrutura em questão, e da figura 7-3 à figura 7-5 são apresentadas fotografias que ilustram a mesma, sob diversos pontos de vista.

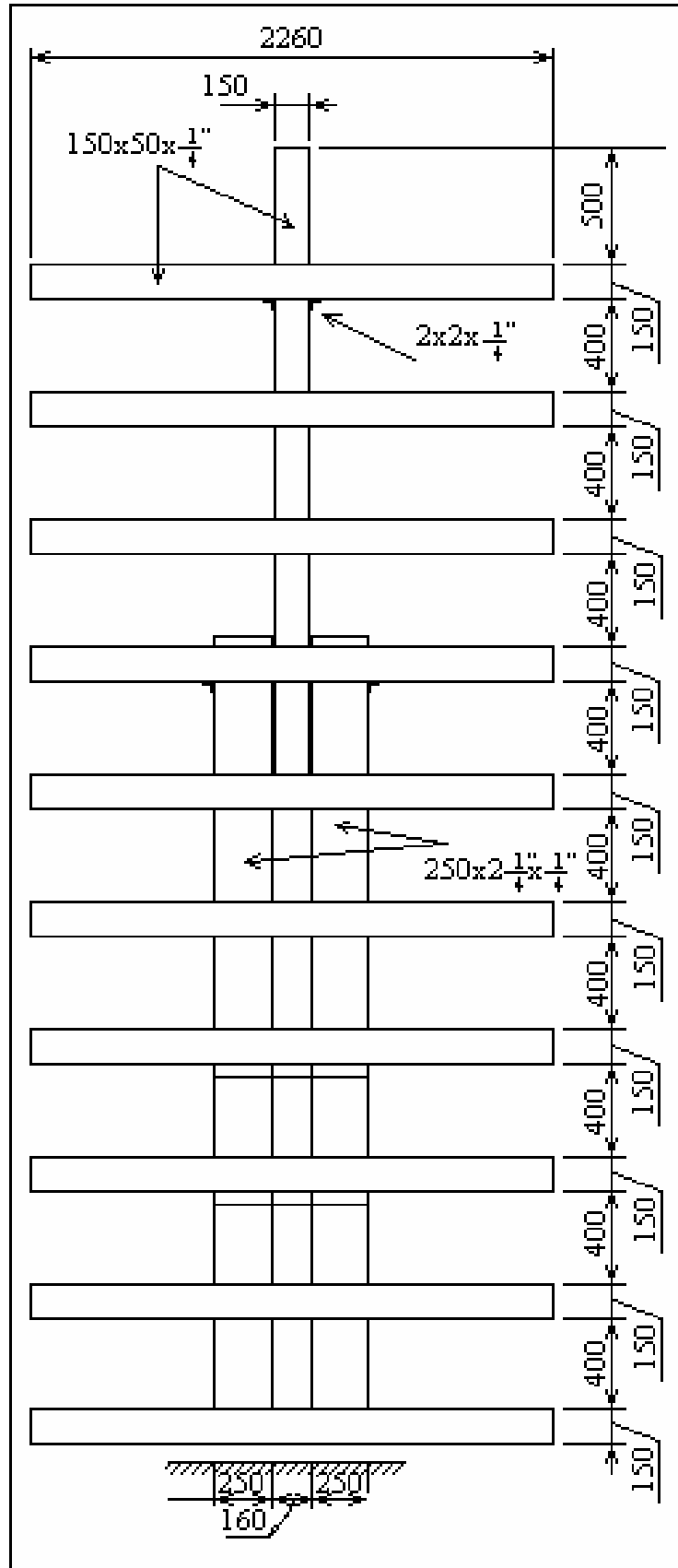


Figura 7-2 – Vista frontal da árvore metálica em análise

7.2 Verificação da capacidade de carga das vigas transversais.

7.2.1 Considerações gerais

São identificados na estrutura, dois tipos de vigas. As utilizadas na parte superior da árvore (viga tipo 1) e as vigas utilizadas na parte inferior da árvore (viga tipo 2). Ambas as vigas se diferenciam pelo seu vão. Aos efeitos da análise serão consideradas as vigas engastadas no tronco da árvore, a 35mm da borda do tronco.

7.2.2 Determinação do carregamento de desenho

Após consultas aos funcionários da empresa onde esta se encontra, foi definida como carga crítica a ser considerada para as vigas, a carga resultante da situação que é descrita a seguir:

Um conjunto de cilindros de aço, tendo este conjunto um diâmetro aproximado de 30 cm, pesando 20650 N (2065 kgf), ver chamada 2 figura 7-5, apoiado em duas vigas transversais. Esta carga é posicionada no extremo da viga transversal, para simular a manobra realizada pela empilhadeira, que apóia a carga na borda, para depois empurrar a mesma, na direção do tronco da árvore.

Em função disto, na figura 7-6 são apresentados os estados de carregamentos, assumidos como críticos, para as vigas tipo 1 e tipo 2.

Não foi incluído coeficiente de impacto na análise da carga de projeto, que deverá ser levado em conta na hora de definir o coeficiente de segurança com que se deseja projetar.



Figura 7-3 – Vista frontal da árvore metálica



Figura 7-4 – Vista geral de todo o depósito



Figura 7-5 – Vista das árvores e das cargas colocadas sobre eles

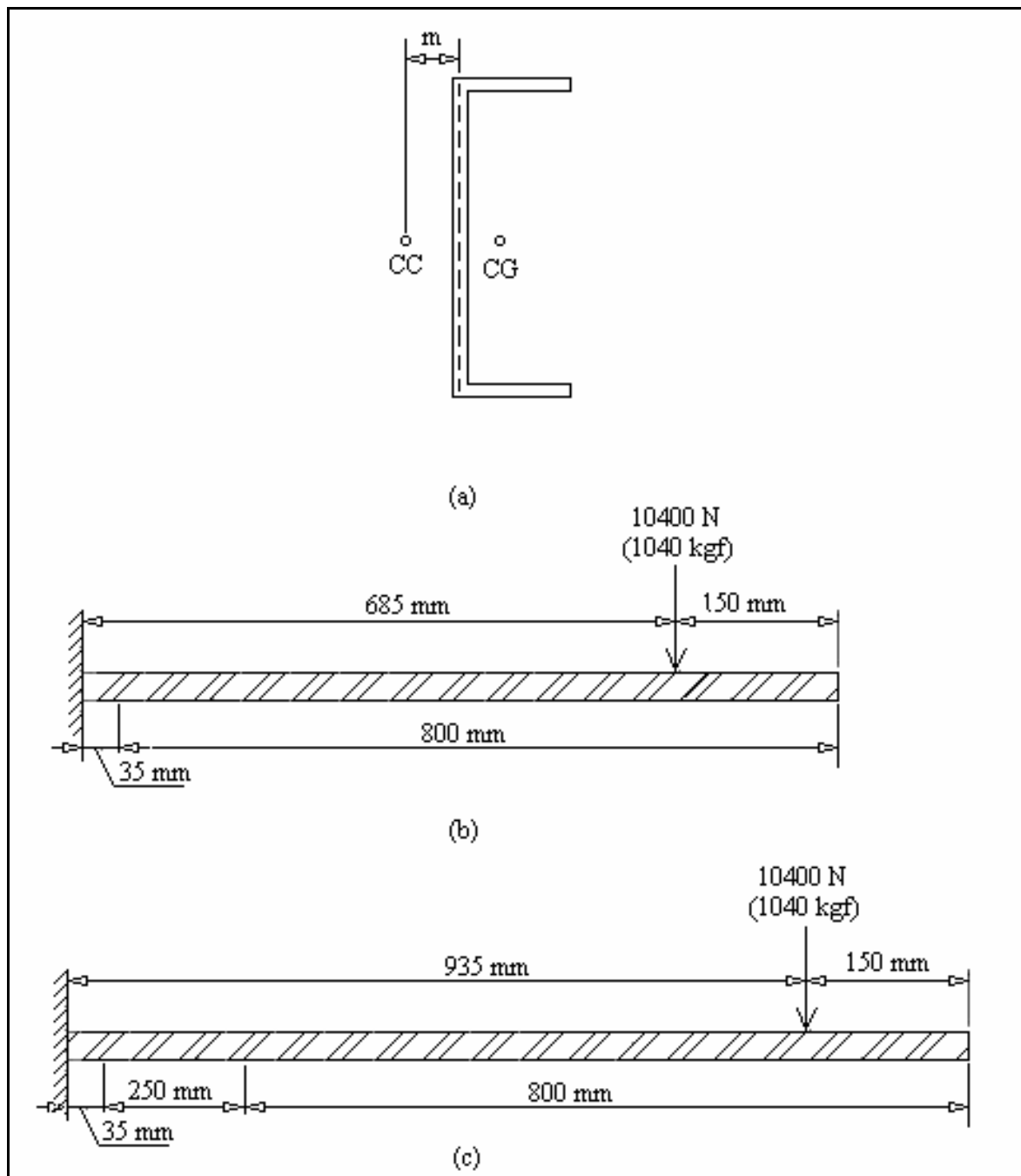


Figura 7-6 – Definição dos carregamentos adotados para a vigas tipo 1 e 2.

Na figura 7-6 no item “a”, tem-se a seção transversal da viga canal analisada, no item “b”, tem-se o esboço da viga tipo 2 e, no “c” tem-se o esboço da viga tipo 1. A seção das vigas transversais é um perfil canal de 150x50x6,35mm.

Na figura a-1, do anexo A, são apresentadas as propriedades geométricas da seção utilizada. Cabe salientar que estas propriedades serão levemente diferentes ao utilizar as normas de chapa dobrada, pois nesse caso, também foi considerada a curvatura nas dobras.

Aplicação das Normas NBR 14762 (2001)

Considerando a viga canal com as dimensões especificadas na figura 2 e, considerando a carga aplicada no centro de corte da seção (ponto CC da figura 7-6.a), foi possível obter, aplicando as normas de cálculo, os resultados apresentados na tabela 7-1.

Tabela 7-1 – Resumo da análise das vigas tipo 1 e 2 da prateleira

Viga	NBR 14762 (2001)	AISI (1996)	Eurocode 3 (2001)	Método Direto	Elementos Finitos
Viga tipo 1 $P_{\text{último}} = \frac{M_{\text{último}}}{L}$	16,37 kNm	16,20 kNm	15,39 kNm	15,99 kNm	19,97 kNm
Viga tipo 2 $P_{\text{último}} = \frac{M_{\text{último}}}{L}$	14,53 kNm	14,36 kNm	13,82 kNm	13,17 kNm	16,32 kNm

Onde L é o vão da viga.

O valor do momento crítico de flambagem elástica obtida com o método das bandas finitas, foi dividido por 1,28 para considerar a distribuição linear de momentos na viga, considerando que o colapso acontece por flambagem lateral por torção (modo de flambagem global).

Análise por elementos finitos

A fim de estudar a sensibilidade do valor da carga última, em relação à excentricidade da mesma, foi utilizado um modelo de elementos finitos não linear físico e geométrico similar ao que foi exposto no capítulo 4.

Na figura 7-7 é apresentado o valor de carga última, obtida, variando a posição da carga, como é mostrado no esquema da seção.

7.2.3 Discussão dos resultados obtidos

É importante salientar alguns pontos sobre os resultados apresentados :

1) Não foi adotado nos cálculos nenhum coeficiente de segurança, para poder determinar a carga de colapso através da análise.

2) As normas de estruturas metálicas permitem calcular a carga última no caso da mesma ser aplicada no centro de corte da seção (ponto CC da figura 7-6.a). (O centro de corte de uma seção é o ponto no qual deve ser aplicada a carga para que a mesma não sofra torção). Para casos onde a carga não esteja aplicada no centro de corte, as normas mandam consultar bibliografia especializada para calcular a carga crítica elástica, como exemplo, pode-se citar, Allen e Bulson (1980), ou aplicar métodos numéricos. Se a carga é aplicada fora do centro de corte, a situação será mais crítica, pois, a carga aplicada, além de produzir flexão, produzirá torção.

No caso analisado, as cargas estão fora do centro de corte. No melhor dos casos, quando a viga não tem nenhuma excentricidade, sendo perfeitamente reta, a carga está aplicada sobre a alma.

Na figura 7-7 são apresentados gráficos onde se mostram os valores de carga limite, obtidos através de modelagem numérica (método dos elementos finitos considerando a não linearidade física e geométrica) para as cargas em diferentes posições.

3) É possível observar nos gráficos da figura 7-7 que o valor da carga crítica é muito susceptível às mudanças na excentricidade. Isto se deve à baixa rigidez à torção deste tipo de seções.

Se este valor é comparado com o valor obtido para a seção caixão de 150x50x6,35 mm (I_t caixão $2,97E6 \text{ mm}^3$) (ver da figura a-2 do anexo A), na seção utilizada, a rigidez torsional está ligada à constante torsional I_t canal = 20513 mm^3 (ver da figura a-1 do anexo A).

A relação entre $(I_t \text{ caixão})/(I_t \text{ canal})$ é igual a 144, o que mostra a vantagem das seções fechadas para absorver esforços de torção.

É importante salientar que o colapso aconteceu numa viga tipo I ($L=0,985\text{m}$), com uma carga aproximada de 10000 N, aplicada, no melhor dos casos, sobre o eixo da alma. No gráfico da figura 7-7.b obtém-se um valor de carga limite de 9500 N.

4) Realizando o cálculo da viga, supondo um perfil caixão de 150x50x6,35 mm, as propriedades da seção são apresentadas na figura a-3 do anexo A.

Os resultados obtidos realizando o cálculo pela NBR 14762 são:

Para viga Tipo I P_{limite} : 31664 N (3166,5 kgf)

Para viga Tipo II P_{limite} : 45532 N (4553,2 kgf)

Avaliou-se também que, mudanças na excentricidade da carga, não produziram mudanças significativas no valor da carga crítica. Isto é devido a maior rigidez à torção da seção tipo caixão.

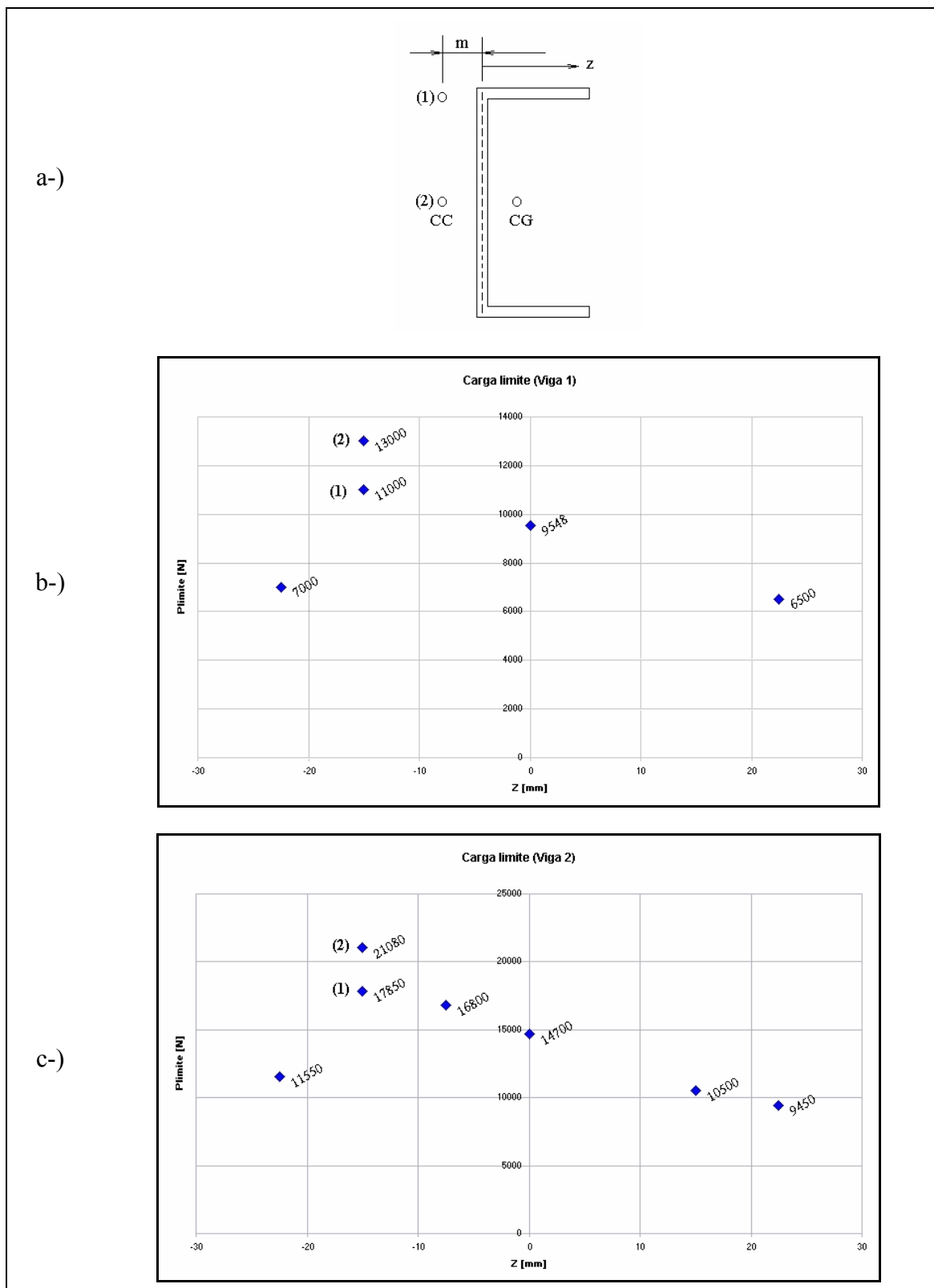


Figura 7-7 – Gráficos carga limite X, excentricidade da carga . Na chamada “a” é exposto o esquema da seção transversal da viga; na chamada “b” resultados para a Viga 1; na “c” os resultados da viga 2. (Nos pontos onde nada foi indicado, a carga foi aplicada na altura da mesa superior da viga).

Finalmente na figura 7-8 apresenta-se uma isometria da viga modelada no ANSYS. Na sua configuração de colapso, junto com um gráfico que vincula a carga aplicada à uma deflexão de um nó da malha, o deslocamento do mesmo, situado no extremo da mesa superior e, na extremidade da viga.

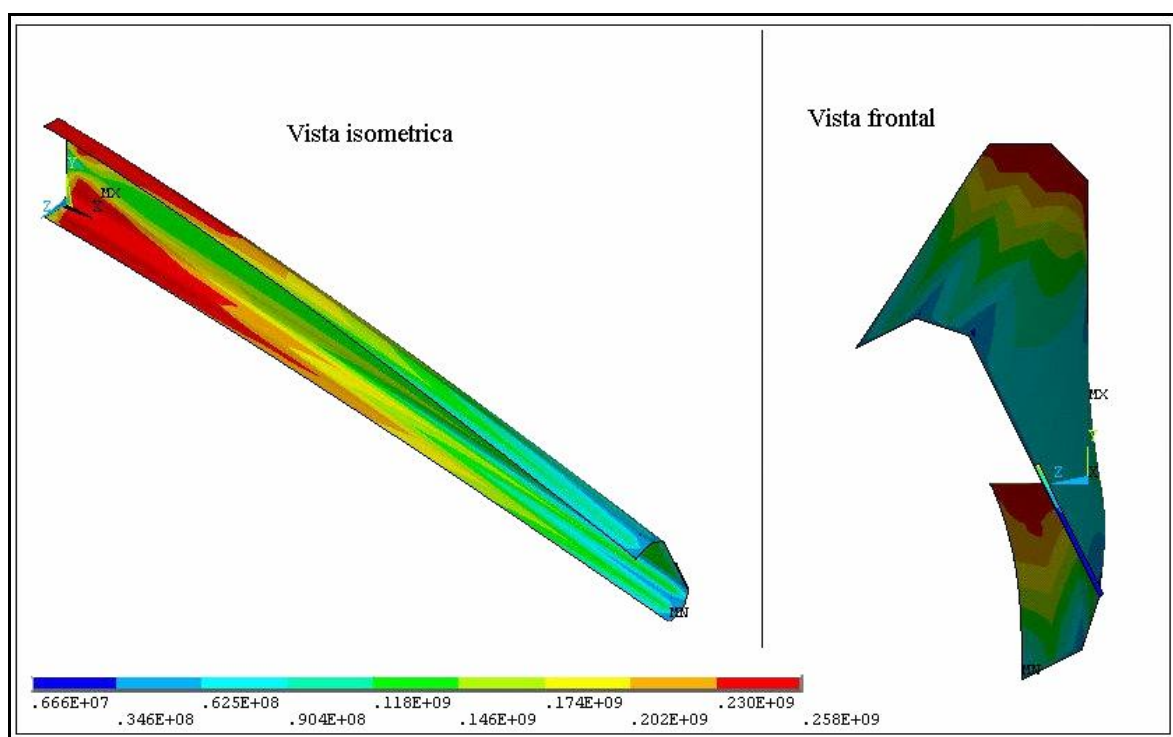


Figura 7-8 – Viga tipo 1 deformada, com as tensões de von Mises

Na figura 7-9 verifica-se o deslocamento de um nó pré-selecionado, como consta acima, nas direções perpendiculares à viga. Observando as figuras figura 7-8 e figura 7-9 nota-se que o modo de flambagem que ocorre para esta viga é a flambagem global por flexão lateral com torção. Isso confirma que a análise numérica está coerente, pois na figura 7-1 observa-se a flambagem ocorrida em uma viga da prateleira.

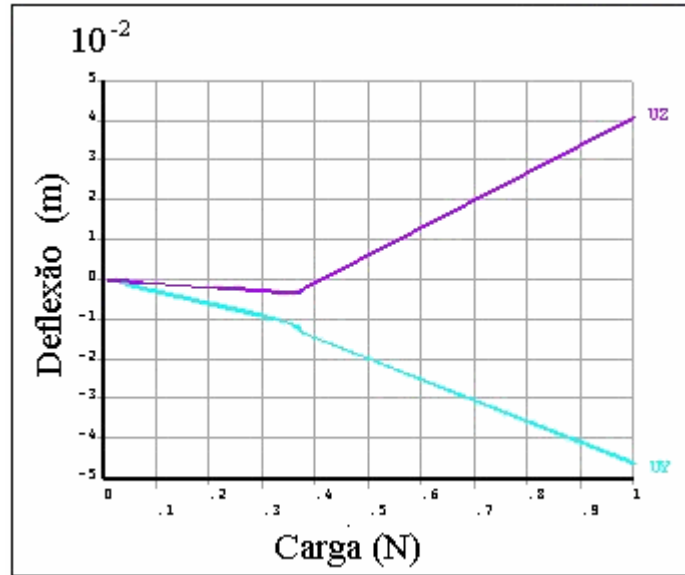


Figura 7-9 – Deflexão da viga da prateleira

8 CONCLUSÕES E CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste trabalho realizou-se uma análise crítica dos principais métodos de dimensionamento para perfis de chapa dobrada. Realizando um comparativo entre os resultados obtidos com as três normas de cálculo e com outros métodos de dimensionamento que estão sendo incorporados paulatinamente na vida dos engenheiros estruturais, foi possível obter as seguintes conclusões:

a) a respeito da comparação entre as normas de cálculo:

Observa-se que as três normas utilizadas neste trabalho possuem formulações semelhantes, obtendo resultados que variam para os casos analisados até 25% na compressão e até 11% na flexão, para os casos estudados. Como pode ser observado na figura 6-12 e na figura 6-32, respectivamente.

Das normas utilizadas, a NBR 14762 é a única que em seu corpo trata da flambagem distorcional em forma direta.

b) a respeito da comparação das normas de cálculo e metodologias não convencionais (método direto ou elementos finitos):

Nota-se que os resultados obtidos pelas normas de cálculo e pelos métodos numéricos, apresentaram valores coerentes para todos os casos estudados, (apresentaram-se distorções na captura do colapso por flambagem global à flexão, utilizando o método dos elementos finitos).

c) sobre o método direto:

Apresentou resultados coerentes com os aplicando as normas de cálculo, sendo desta maneira, uma ferramenta, que poderá simplificar os cálculos de dimensionamento em estruturas formadas com perfis de chapa dobrada.

Este método, constitui uma metodologia de cálculo bastante moderna, a qual utiliza uma iteração entre os métodos numéricos e analíticos, tornando-se, assim, uma ferramenta de cálculo com bastante eficiência e com uma versatilidade e facilidade de uso maior que as apresentadas pelos métodos dos elementos finitos em geral.

d) sobre os diversos tipos de análise utilizando o método dos elementos finitos:

O método dos elementos finitos, utilizando análise de flambagem elástica (*buckling*) apresentou resultados coerentes com os obtidos através do método das faixas finitas, porém, com a necessidade de um processamento computacional mais pesado.

As análises, utilizando a não linearidade física e geométrica, apresentaram bons resultados para perfis submetidos à compressão, apresentando resultados da mesma ordem de grandeza aos obtidos pelas normas de cálculo e pelo método direto. Porém, na análise à flexão, o modelo não foi capaz de capturar a flambagem, uma vez que capturou somente a carga de plastificação destes. Neste ponto, torna-se necessário um estudo mais aprofundado, a fim de obter resultados coerentes.

e) sobre a forma de proceder em casos que não são abrangidos pelas normas

Há casos em que as normas de cálculo não são aplicáveis, sendo para estes casos recomendada a utilização de métodos alternativos. No caso do estudo da prateleira (capítulo 7) tem-se um exemplo, que se enquadra neste problema (carga de flexão aplicada fora do centro de corte). A alternativa usada, foi a análise por elementos finitos.

f) considerações finais.

A utilização dos métodos numéricos vem a contemplar a necessidade de preencher lacunas nos projetos de estruturas que não são previstas pelas normas de cálculo e também como um meio de se projetar estruturas mais complexas e, servir de comparativo para os cálculos obtidos pelas normas.

Os resultados experimentais obtidos foram da mesma ordem de grandeza dos obtidos pela simulação numérica por elementos finitos, sendo que a carga obtida para a viga mais esbelta foi a carga de plastificação, uma vez que na realização do ensaio foi considerada carga crítica a de colapso total da mesma.

g) sugestões para continuação de estudos:

- Elaborar um modelo numérico que capture a flambagem, utilizando a não linearidade física e geométrica;
- Realizar uma análise experimental completa (com varredura em todas as variáveis).

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AARS – Associação do Aço no Rio Grande do Sul, www.aars.com.br.

ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas - **Dimensionamento de Estruturas de Aço Constituídas por Perfis Formados a Frio – Procedimento** – NBR-14762, ed 2001.

AISI - American Iron and Steel Institute - **Specification for Design of Cold-Formed Steel Structural Members**, Washington, D.C., 1996.

AISI - American Iron and Steel Institute - **Finite Strip Analysis and the Beginnings of the Direct Strength Method**, Toronto, July 2000.

AISI - American Iron and Steel Institute - **Cold-Formed Steel Design Manual**, Washington, D.C., 1996.

AISI - American Iron and Steel Institute - **Design Guide for Cold-Formed Steel Trusses**, Washington (1995).

Allen H.G., Bulson P.S., **Background to Buckling**, McGraw-Hill Book Company (UK) Limited, 1980.

Bambach M. R., Merrick J. T., Hancock G. J., **Distortional Buckling Formulae for Thin Walled Channel and Z-Sections With Return Lips**, 14th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri, 1998.

Batista E.M., Inoue H., Ribeiro F.L.B., Nagahama K.J., **Análise da estabilidade de perfis de paredes finas: Faixas finitas e MEF**, II CICOM, São Paulo, 2002.

Beer F.P., Johnston E. R., **Resistência dos Materiais**, McGraw-Hill, São Paulo, SP, 1982.

Boresi, A.P., Chong K P, **Advanced Mechanics of Materials**, Wiley, 1987.

BS 7910, Guide On Methods For Assessing The Acceptability Of Flaws In Fusion Welded Structures, British Standard, 1999.

Cheung, Y.K. **Finite Strip Method in Structural Analysis**, Oxford, Pergamon Press, 1976.

Davies J.M., **Recent research advances in cold-formed steel structures**. Journal of Constructional Steel Research. Manchester School of Engineering, University of Manchester, (2000).

Dym, C. L. e Shames I. H., **Energy and Finite Element Methods in Structural Mechanics**, McGraw-Hill, 1996.

EUROCODE 3 - European Committee of Standardization - **Design of Steel Structures – Part 1-3: General Rules Supplementary Rules for Cold-Formed Thin Gauge Members and Sheeting**, ENV 1993-1-3: 1996/AC. Oct. 1997.

Grigoletti G., Souto A. K., Angst A., Iturrioz I., **Estudo de Perfis de Chapa Dobrada de Aço Submetidos à Compressão Axial. Comparação de Diversas Formas de Análise**. Jornadas Sul-Americanas de Engenharia Estrutural. 2002.

Hancock G. J., Murray, T. M., Ellifritt, D. S., **Cold-Formed Steel Structures to the AISI Specification** (Civil and Environmental Engineering), Portland, OR, Book News, Inc., august, 2001.

Malvern, L., **Introduction to the Mechanics of Continuous Media**, Englewood Cliffs, N.J, Prentice-Hall, 1969.

Nagahama K.J., Batista E.M., **Análise Computacional da Estabilidade de Perfis de Seção Aberta**, II CICOM, São Paulo, 2002.

Nagahama K., Camotim D., Batista E., **Flambagem, Pós-flambagem e Interação Local de Perfis de Aço Formados a Frio: Utilização do MEF**, II Congresso Internacional da Construção Metálica – II CICOM, São Paulo, SP, 2002.

Pfeil, Walter e Michéle, **Estruturas de Aço Dimensionamento Prático**, 3^a ed., livros Técnicos e Científicos Editora S.A., Rio de Janeiro, Junho, 1982

Pfeil, Walter e Michéle, **Estruturas de Aço Dimensionamento Prático**, 7^a ed., livros Técnicos e Científicos Editora S.A., Rio de Janeiro, Junho, 2000, 335p.

Queiroz, G., **Elementos das Estruturas de Aço**, 4^a ed., Belo Horizonte, 1993.

Rush A., Lindner J., **Remarks to the direct Strength Method**, Universidade de Berlin, 2001.

Santos L. L., **Sobre a Confiabilidade na Flexão de Vigas Segundo as Normas de Estruturas Metálicas**, dissertação Promec UFRGS, Porto Alegre, 2000.

Schafer, B.W. **Cold-Formed Steel Behavior and Design: Analytical and Numerical Modeling of Elements and Members with Longitudinal Stiffeners**, Ph.D. Dissertation, Cornell University, Ithaca, New York, 1997.

Schafer, B.W. , CUFSM – **Finite Strip Method** – Universidad de Cornell, <http://www.cee.cornell.edu/schafer>.

Schafer, B.W. **Distortional Buckling of Cold-Formed Steel Columns: Final Report**, Sponsored by The American Iron and Steel Institute, Washington, D.C., august, 2000.

Schafer, B.W., and Pekoz, T. **Direct Strength Prediction of Cold-Formed Steel Members Using Numerical Elastic Buckling Solutions**, Thin-Walled Structures: Research and Development (N. E. Shanmugam, J. Y. R. Liew, and V. Thevendran, Eds.) Elsevier, 1998.

Schafer B. W., Pekoz T., **Computational modeling of cold-formed steel: Characterizing geometric imperfections and residual stresses**, Cornell University, EUA, Journal of Constructional Steel Research, 1998.

Schafer B.W., Peköz T., **Computational modeling of cold-formed steel: characterizing geometric imperfections and residual stresses**, School of Civil and Environmental Engineering, Universidad de Cornell, Ithaca NY, Estados Unidos, 1997.

Sivakumaran K. S., Abdel-Rahman Nabil, **A Finite Element Analysis model for the behavior of cold-formed steel members**, McMaster University, Canada, Thin-Walled Structures, 1998.

Timm M. W., **Estudo Crítico da Metodologia de Cálculo para Silos Prismáticos Multicelulares**, dissertação Promec UFRGS, Porto Alegre, 2002.

Timoshenko, S.P., Gere, J.M., **Theory of Elastic Stability**, McGraw Hill, N.Y., 1952.

Timoshenko, S.P., Gere, J.M., **Mecânica dos Sólidos**, editora LTC, 450 pg, Rio de Janeiro, 1989.

Yu, W.W. **Cold-Formed Steel Design**, 3^a ed., John Wiley & Sons, Inc., New York, 2000.

ANEXO A

Propriedades Geométricas das seções estudadas

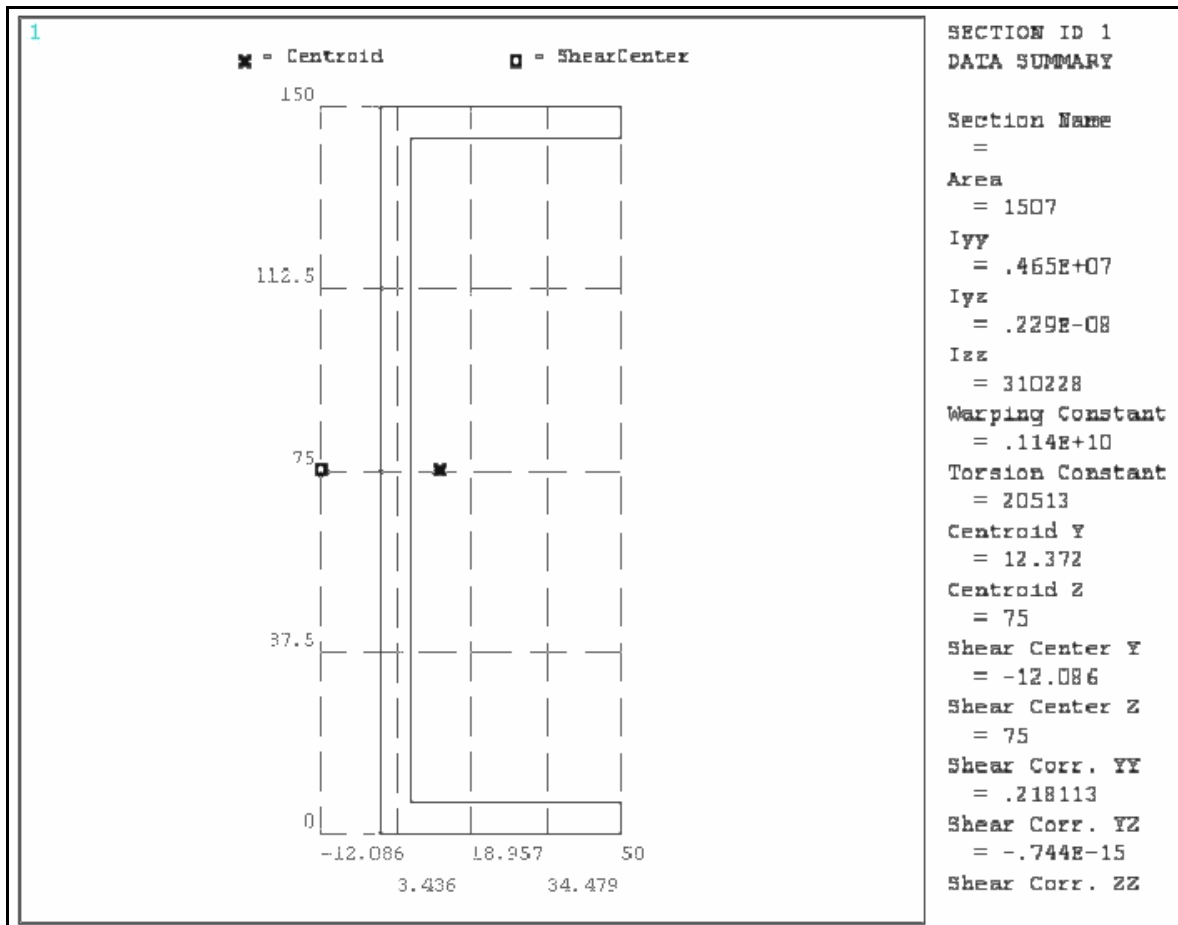


Figura A-1 – Propriedades geométricas do perfil canal 150x50x6,35mm

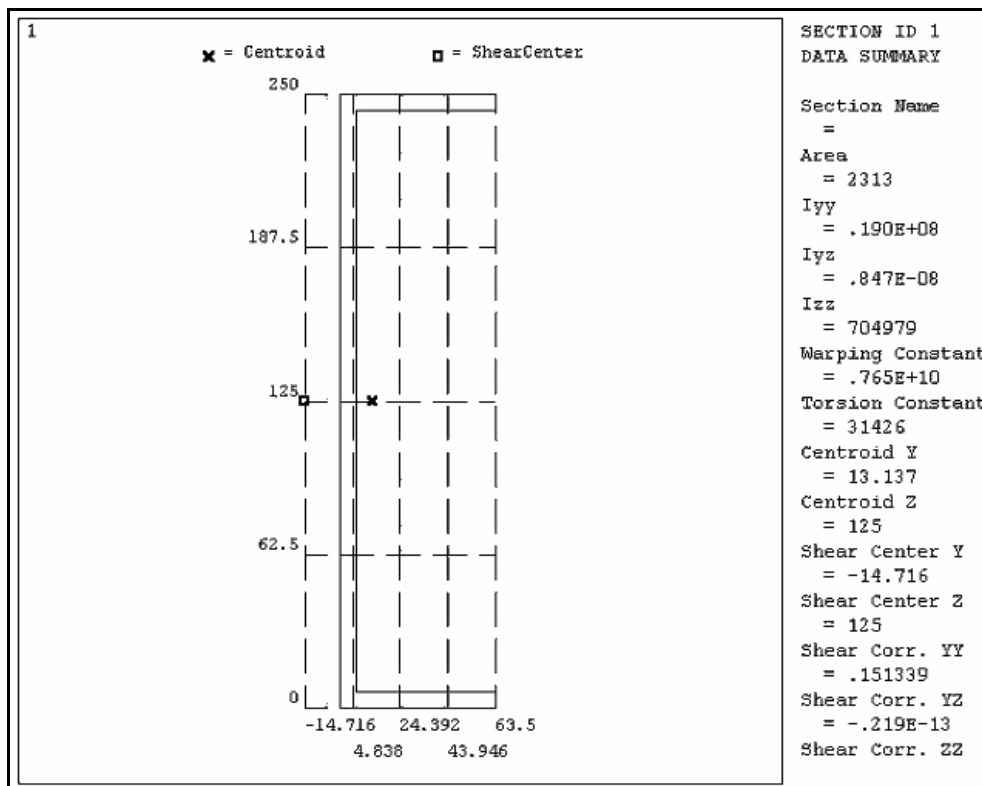


Figura A-2 – Propriedades geométricas do perfil canal 250x63.5x6,35mm

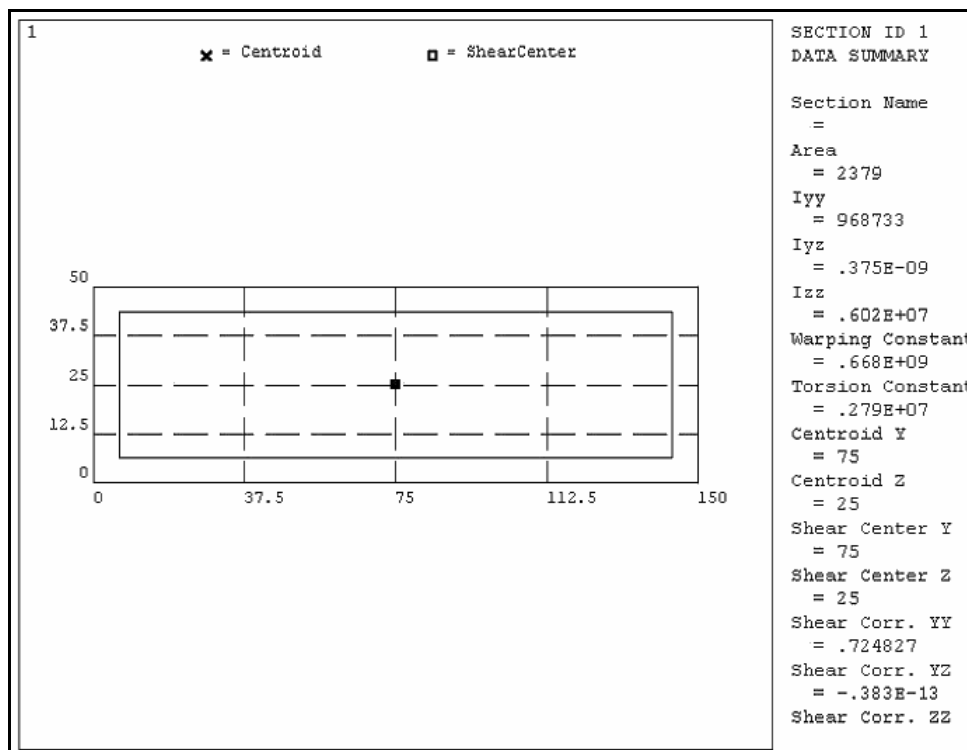


Figura A-3 – Propriedades geométricas do perfil caixão 50x150x6,35mm

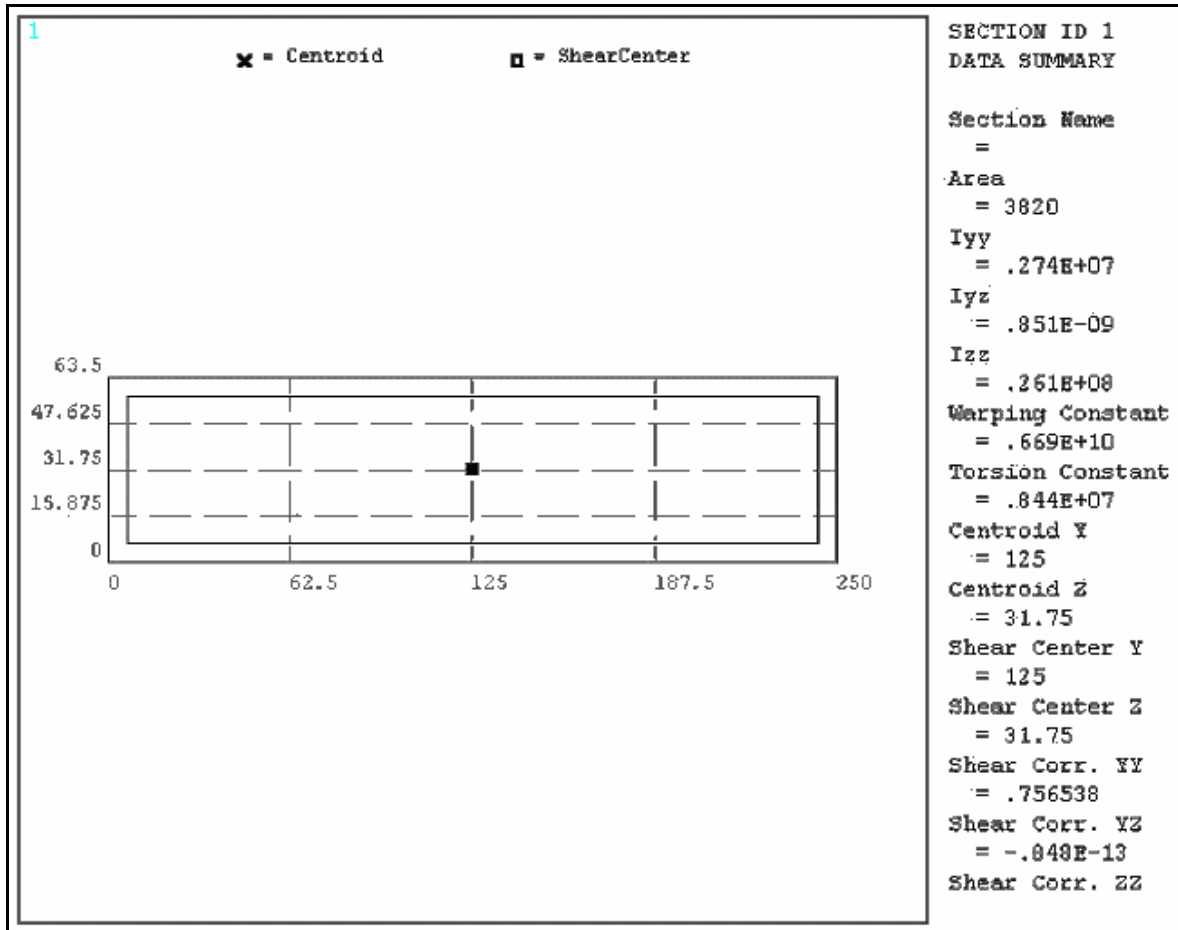


Figura A-4 – Propriedades geométricas do perfil caixão 250x63.5x6,35mm

ANEXO B

Cálculo da Força Crítica F_{cr}

No cálculo dos modos de flambagem pelo método direto, é necessário o cálculo da força crítica de flambagem F_{cr} . O valor desta força foi obtido através de um programa fechado, disponível na Internet, de nome CUFMS, que é utilizado para o cálculo de elementos de viga submetidos à compressão ou flexão através do método das faixas finitas.

Optou-se por utilizar esse programa, porque o mesmo oferece um resultado mais preciso, já que, o cálculo deste fator, na forma analítica, dá somente uma aproximação, uma vez que torna-se muito difícil o cálculo do fator k , levando-se em consideração o raio de dobra.

Para o cálculo da força crítica de flambagem, pela forma analítica, utilizou-se a equação abaixo, porém, cabe salientar que os valores obtidos por esta equação são aproximados.

$$f_{cr} = k \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{w} \right)^2 \quad (\text{B.1})$$

onde:

k = Coeficiente de flambagem local, conforme tabelas 4 e 5 da NBR 14762

ν = Coeficiente de Poisson (0,3)

w = Largura do elemento da seção

A seguir, faz-se uma comparação, entre o valor obtido pelo CUSFM e a forma analítica para o F_{cr} :

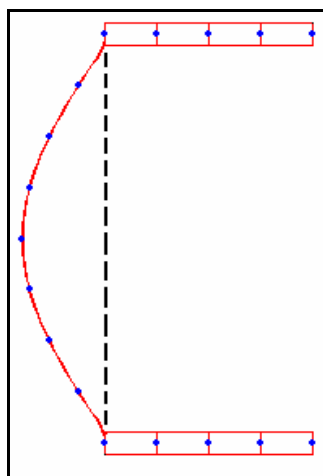


Figura B-1 – Perfil usado para validação do F_{cr}

A força crítica da seção é calculada separadamente para cada elemento desta, tomando-se o menor valor.

O elemento analisado, neste caso, é a placa que forma a alma, tendo esta uma espessura de 0,1mm e uma largura de 50,8mm.

Valor analítico	Valor do CUFSM
$F_{cr} = 5,04 \text{ N/mm}^2$	$F_{cr} = 5,02 \text{ N/mm}^2$

Pelos valores apresentados acima pode verificar-se que o valor obtido analiticamente é aproximado do valor obtido através do software CUFSM.

Obs.: Cabe salientar, que foi utilizado um perfil com espessuras diferentes, a fim de simular um engaste nas extremidades do elemento, uma vez que o cálculo analítico pode considerar estas de três maneiras: engastadas, simplesmente apoiadas, ou livres.

ANEXO C

A elaboração deste anexo foi baseado no apresentado por Timm (2002).

Análise de um problema genérico da mecânica dos sólidos

Partindo de um corpo tridimensional contínuo, no qual atuam cargas na sua superfície e submete-se também a cargas de corpo (ex.: peso próprio). O corpo está fixo em vários pontos de seu contorno. Um esquema do corpo pode ser observado na figura c-1.

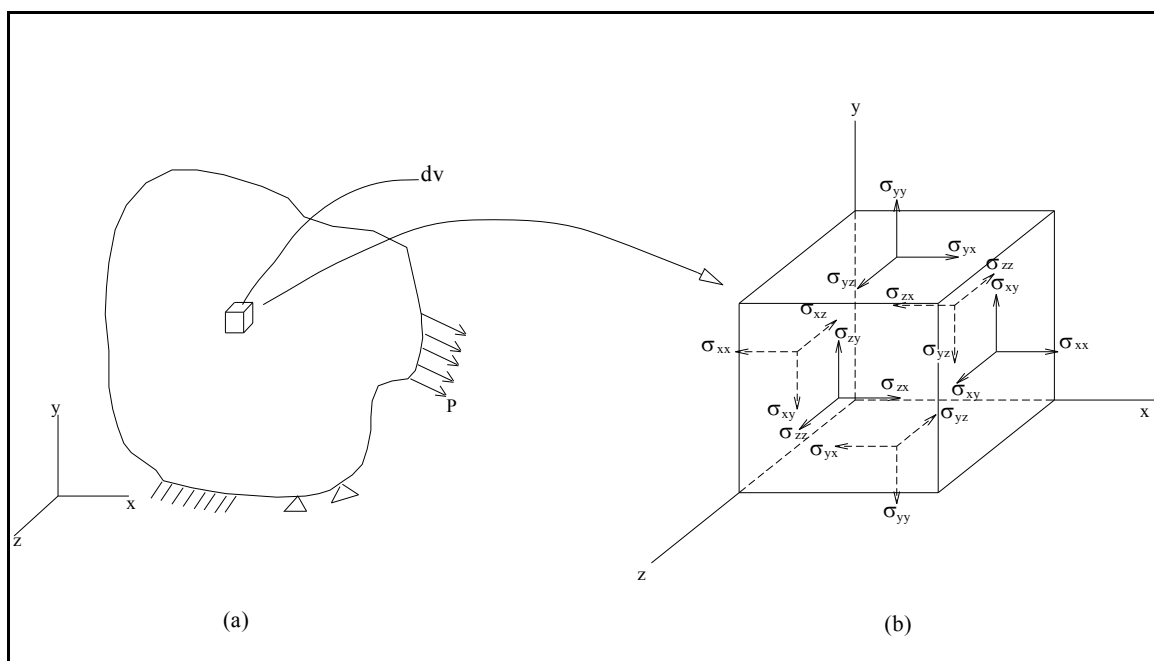


Figura C-1 – (a) Corpo tridimensional contínuo (b) Cubo infinitesimal extraído do corpo principal com as tensões atuantes

Ao extrairmos uma porção cúbica elementar do corpo de volume “ dv ”, temos a atuação de tensões normais e tangenciais, como mostra a figura c-1.(b).

Neste problema, tem-se as seguintes incógnitas: 6 tensões, 6 deformações e 3 deslocamentos. No total serão 15 incógnitas.

Equacionando o problema acima, obtém-se as seguintes equações de equilíbrio:

- a três equações de equilíbrio das forças;
- b três equações de equilíbrio dos momentos.

Nas equações de equilíbrio dos momentos, pode-se considerar a condição de simetria do tensor de tensões, o que reduz o número de incógnitas de 9, para 6.

Utilizando a notação para o índice $i=1..3$ e $k=1..3$, as três equações de equilíbrio do somatório de forças utilizadas serão representadas por:

$$\frac{\partial}{\partial x_k} (\sigma_{i,k} + p b_i) = 0 \quad (C.1)$$

As equações que relacionam os deslocamentos com as deformações totalizam 9, mas como 3 destas 9 equações são simétricas, na realidade resultam 6 equações. Como consequência disto, tem-se o tensor simétrico.

As relações acima citadas, para o caso mais geral de deformações finitas, podem ser expressas como:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{\partial u_k}{\partial x_i} \frac{\partial u_k}{\partial x_j} \right) \quad (C.2)$$

Onde x_i são as coordenadas da configuração deformada. Se as componentes dos deslocamentos e suas derivadas primeiras são suficientemente pequenas, seus produtos e potências são desprezados, fazendo com que a expressão (C.2) resulte em:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (C.3)$$

As equações (C.2) e (C.3) são válidas quando se possui deformações e deslocamentos infinitesimais. Neste caso, as relações se tornam lineares.

Tem-se também 6 equações que relacionam as tensões com as deformações, chamadas de relações constitutivas, que em geral podem ser escritas como:

$$\sigma_{ij} = C(\varepsilon_{kl}) \quad (C.4)$$

A determinação das equações constitutivas, que representam o comportamento mecânico dos materiais, continua sendo até os dias de hoje um campo amplo e em desenvolvimento. É uma lei muito utilizada pela sua simplicidade, sendo que muitos

materiais a seguem para níveis de tensões baixas e elasticidade linear. Pode ser expressa como:

$$\sigma_{ik} = C_{ijkl} \varepsilon_{kl} \quad (C.5)$$

Onde C_{ijkl} é um tensor de quarta ordem, formado por constantes elásticas. Partindo das considerações energéticas, é possível determinar que o mesmo é simétrico e, no caso de se estudar um meio isotrópico e homogêneo, determinam-se duas constantes independentes, que podem ser o módulo de elasticidade longitudinal de Young e o coeficiente de Poisson. Associando isto a um caso uniaxial da relação constitutiva (C_{ijkl}), obtém-se a lei de Hooke:

$$\sigma = E\varepsilon \quad (C.6)$$

As equações acima se dividem em três grupos de equações: 3 equações de equilíbrio, 6 relações entre deformações e deslocamentos e 6 relações constitutivas; totalizando 15 equações diferenciais, que juntamente com condições de contorno (que são as cargas aplicadas na superfície do corpo e os deslocamentos prescritos aplicados), possibilitam a resolução do problema proposto.

Algumas observações:

- Se as equações que relacionam deformações e deslocamentos são as eq. (C.4) (aplicáveis no caso de deformações infinitesimais) e as relações constitutivas são as apresentadas conforme a elasticidade linear, o problema será linear e sua solução será simplificada.
- Se as deformações ou os deslocamentos não são pequenos, deverão ser utilizadas as equações (C.2). Neste caso, o problema é chamado de não linear geométrico.
- Se a relação entre as tensões e as deformações não é elástica linear, deverão ser utilizadas outras leis de comportamento, e os problemas serão tratados como não lineares físicos.
- Outro conjunto de equações refere-se às equações de compatibilidade, as quais garantem que as equações diferenciais anteriores possam ser integradas. Elas são

utilizadas para controlar o acontecimento de interpenetrações internas no material estudado.

- Muitas vezes o problema analisado é linear, mas não possibilita uma resolução de forma analítica, deve-se portanto, utilizar algum método numérico, como o caso do método dos elementos finitos, ou elementos de contorno.
- Maiores detalhes sobre a teoria dos meios contínuos e sobre o comportamento dos materiais elásticos podem ser encontrados em bibliografia existente Malvern (1969), e Timoshenko (1952).
- É importante salientar que pela natureza do problema a ser estudado, muitas vezes é possível simplificar o conjunto de equações, utilizando teorias aproximadas que permitem reduzir uma ou duas dimensões. Como exemplos, podem-se destacar a teoria de vigas, teoria de casca e a teorias de estados planos (estado plano de tensões, estado plano de deformações e estado axissimétrico). A seguir serão apresentadas brevemente as duas primeiras teorias, que são mais relevantes para este trabalho.

Teoria de vigas

É aplicável no caso de sistemas formados por elementos, onde uma das dimensões é predominante sobre as outras duas.

Ela é baseada em uma série de hipóteses simplificativas que permitem substituir todas as tensões atuantes, em seis componentes de tensões generalizadas, em cada seção transversal do elemento unidirecional estudado. A partir destas tensões generalizadas é possível recalcular o valor das tensões e deformações em qualquer ponto da peça. Estas tensões generalizadas são: o esforço normal, os momentos fletores (2), os esforços cortantes (2) e o momento torsor.

A relação entre o deslocamento da viga e os esforços é representada pela equação de quarta ordem:

$$P(x) = \frac{dq}{dx} = \frac{d^2M}{dx^2} = \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left(EI \frac{d^2w}{dx^2} \right) \quad (C.7)$$

Onde:

$P(x)$ – é a carga sobre a viga, sendo “ x ” o eixo longitudinal;

E – é o módulo de elasticidade longitudinal;

I – é o momento de inércia da seção em relação ao eixo perpendicular ao eixo x e ao eixo em que atua a carga;

w – é o deslocamento na direção transversal da viga;

q – representa o esforço cortante na mesma direção que $P(x)$;

M – é o momento fletor.

Existem várias teorias de vigas. A mais conhecida é a teoria de Euler-Bernoulli, que é aplicável, no caso em que a relação entre a altura da viga e seu comprimento é pequeno (menor que 10). Neste caso, é possível considerar que uma seção transversal plana antes da deformação da viga continuará sendo plana e perpendicular ao eixo neutro da viga.

Outra teoria de viga é a de Timoshenko, aplicável em esbeltezes menores que $l/h < 7$, onde “ l ” comprimento da viga e “ h ” é a altura desta. Considera que as seções transversais planas e perpendiculares ao eixo neutro se mantêm planas, mas não perpendiculares ao eixo neutro deformado.

Do ponto de vista energético, considerar ou não considerar as hipóteses de Timoshenko, implica em considerar ou não considerar a deformação produzida pelo esforço cortante na viga.

Maiores detalhes sobre a teoria de vigas podem ser encontrados, dentre outros livros, em Boresi (1987) e Timoshenko (1952).

Teorias de cascas

Estas teorias permitem reduzir uma das dimensões (espessura) do problema em estudo e, com a introdução de hipóteses têm-se 12 tensões generalizadas (esforços normais,

cortantes, momentos lineares). Em uma seção perpendicular ao plano médio da placa é possível representar todas as tensões que acontecem no sistema em estudo. Isto equivale a diminuir em uma ordem, o sistema estudado, sendo importante, representar o plano médio da estrutura incorporando à espessura como uma propriedade da mesma.

Para o caso de cascas, é comum dividir-se as tensões generalizadas em duas teorias, que podem ou não trabalhar em conjunto. Uma delas é a teoria de membrana, que considera a existência de esforços contidos no plano médio da casca, e a outra, que considera os esforços perpendiculares ao referido plano médio.

As teorias completas de cascas incluem os dois conjuntos de tensões generalizadas. Assim como em vigas, existem diversas teorias de cascas, como a teoria de Love-Kirchoff, equivalente à teoria de Euler Bernoulli em vigas, que é aplicável no caso de placas finas. No caso de placas semi-espessas é comum utilizar a teoria de Reissner-Mindlin, a qual é equivalente a hipótese da teoria de viga de Timoshenko.

Outras informações sobre as teorias de placas, podem ser encontradas em bibliografias especializadas, entre elas o livro de Dym, 1996.

ANEXO D

Descrição do elemento *SHELL181* utilizado nas análises por elementos finitos, utilizando o software comercial ANSYS.

Elemento de casca semi-espessa de 4 nós e com seis graus de liberdade por nó. Pode ser usado em problemas lineares, com grandes rotações e ou grandes deformações. Tem como opção integração reduzida ou completa.

Podem ser utilizados 1,3,5,7 ou 9 pontos de integração em cada lamina da espessura, sendo que para uma única lamina o programa utiliza como padrão 3 pontos.

O grau de liberdade de rotação, sobre a normal à superfície da casca é obtido utilizando uma penalização que relaciona a rigidez deste grau de liberdade com os demais.

Embora o elemento permita utilizar integração reduzida uniforme, integração completa ou integração completa com modos incompatíveis, optou-se por utilizar uma integração completa com modos incompatíveis. Esta opção, foi utilizada em detrimento da integração reduzida, pois, do contrário, o controle sobre o aparecimento de uma energia artificial (energia espúria) introduzida pelo controle de *hourglass* seria necessário.

A formulação do elemento inclui os efeitos de deformação do cisalhamento transversal, como segue:

$$E = \begin{pmatrix} kGe & \\ & kGe \end{pmatrix} \quad (D.1)$$

onde:

$$k = \frac{5}{6};$$

G – Módulo de cisalhamento;

e – Espessura da casca.

Este elemento funciona melhor utilizando Newton-Raphson “*NROPT,FULL,ON*”. Para problemas não lineares dominados por grandes rotações não é recomendado utilizar “*PRED,ON*”.

ANEXO E

Formulação utilizada na análise por elementos finitos

!! Entrando em modo de pré-processamento

/prep7

!! Define elemento a ser utilizado, com função bolha ativado

ET,1,SHELL181,,2

!! Espessura da casca [m]

esp=0.0029

!! Dimensão da alma [m]

h=0.0479

!! Dimensão do comprimento do elemento [m]

l=1.5

!! Dimensão da mesa do elemento [m]

b=0.02395

!! Distância do centro da alma ao centro de corte da seção [m]

ap=0.0064

!! Dimensão do raio de dobra [m]

ra=esp

!! Carga à qual o perfil está submetido [N]

P=12000

!! Tensão de escoamento do aço [N/m²]

fy1=350e6

!! Módulo de elasticidade do aço [N/m²]

MP,EX,1,2.05E11

!! Densidade do material [kg/m³]

MP,DENS,1,7850

!! Coeficiente de Poisson

MP,PRXY,1,0.3

!! Modelo de plasticidade bi-linear, com encruamento cinemático

TB,BKIN,0, , ,

TBMODIF,2,1,fy1

!! Módulo de elasticidade tangente

TBMODIF,3,1,E/500

!! Define constantes reais

$R,1,esp$

$R,2,esp*2$

!! Posição dos keypoints

!! Keypoints, posição inicial da área enrijecida, lado 1

$K,1,0.0,0.0,b$

$K,2,0.0,0.0,ra$

$K,3,0.0,ra,0.0$

$K,4,0.0,h/2,0.0$

$K,5,0.0,h-ra,0.0$

$K,6,0.0,h,ra$

$K,7,0.0,h,b$

!! Keypoints, posição final da área enrijecida, lado 1 e, início do perfil normal

$K,8,2*ra,0.0,b$

$K,9,2*ra,0.0,ra$

$K,10,2*ra,ra,0.0$

$K,11,2*ra,h/2,0.0$

$K,12,2*ra,h-ra,0.0$

$K,13,2*ra,h,ra$

$K,14,2*ra,h,b$

!! Keypoints, posição final do perfil normal e início da área enrijecida, lado 2

$K,15,l-2*ra,0.0,b$

$K,16,l-2*ra,0.0,ra$

$K,17,l-2*ra,ra,0.0$

$K,18,l-2*ra,h/2,0.0$

$K,19,l-2*ra,h-ra,0.0$

$K,20,l-2*ra,h,ra$

$K,21,l-2*ra,h,b$

!! Keypoints, posição final da área enrijecida, lado 2

$K,22,l,0.0,b$

$K,23,l,0.0,ra$

$K,24,l,ra,0.0$

$K,25,l,h/2,0.0$

$K,26,l,h-ra,0.0$

K,27,l,h,ra

K,28,l,h,b

!! Keypoints, posição da aplicação da carga concentrada

K,29,0,h/2,ap

*K,30, 2*ra,h/2,ap*

*K,31,l-2*ra,h/2,ap*

K,32,l,h/2,ap

!! Define as áreas

a,8,9,16,15 !a1

a,9,10,17,16 !a2

a,10,11,18,17 !a3

a,11,12,19,18 !a4

a,12,13,20,19 !a5

a,13,14,21,20 !a6

a,1,2,9,8 !a7

a,2,3,10,9 !a8

a,3,4,11,10 !a9

a,4,5,12,11 !a10

a,5,6,13,12 !a11

a,6,7,14,13 !a12

a,15,16,23,22 !a13

a,16,17,24,23 !a14

a,17,18,25,24 !a15

a,18,19,26,25 !a16

a,19,20,27,26 !a17

a,20,21,28,27 !a18

a,29,30,11,4 !a19

a,31,32,25,18 !a20

!! Define o tamanho máximo de todos os elementos

esize,b/3

!! Gera malha nas áreas 1 a 6, utilizando o elemento do tipo 1

!! material 1 e constantes reais 1

type,1

mat,1


```

real,1
amesh,1,6,1
!! Gera malha nas áreas 7 a 20, utilizando o elemento do tipo 1
!! material 1 e constantes reais 2
type,1
mat,1
real,2
amesh,7,20,1
!! Posiciona o observador da janela 1 nas coordenadas 1,1,1 (x,y,z)
/view,1,1,1,1
eplot
finish
!! Entra no módulo de solução
/solu
!! Define análise estática com não-linearidade geométrica e Newton-Raphson
completo.
antype,static
NLGEOM,ON
NROPT,FULL,ON
!! Define keypoints com restrições de graus de liberdade
nsel,s,loc,x,0.0,ra/1000
D,all,uy
D,all,uz
nsel,all
DK,4,all
nsel,s,loc,x,l-ra/1000,l
D,all,uy
D,all,uz
nsel,all
! Aplicação das forças nos keypoints
kf,29,fx,P
kf,32,fx,-P
f,node(l/2,h/2,0),fz,-P/1000
!! Transfere as condições de contorno para a malha
sbctran

```

```
!! Define os ajustes para a solução não linear
SOLCON,ON
!! Define tempo inicial
TIME,1.0
!! Incremento de tempo automático
AUTOTS,ON
!! Define o numero máximo e mínimo de iterações
NSUBST,50,1000,10
!! Define carregamento em modo rampa
KBC,0
!! Termina a análise, se o procedimento incremental não convergiu
NCNV,2
!! Escreve todos os dados disponíveis no arquivo de solução
OUTRES,,ALL
SAVE
!! Escreve as soluções nodais do último passo de carga
OUTPR,NSOL,LAST
!! Inicia modo solução
SOLVE
FINISH
!! Entra no modo de pós-processamento
/POST26
!! Define pontos a serem graficados
NSOL,2,NODE(l/2,h/2,0),U,Y
NSOL,3,NODE(l/2,h/2,0),U,Z
!! Define grade do gráfico
/GRID,1
!! Define variáveis a serem graficadas
/AXLAB,X,Nivel de carregamento [N]
/AXLAB,Y,Deslocamentos [m]
!! Plota o gráfico
PLVAR,2,3
!! Finaliza o programa
finish
```