

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

**ANÁLISE NUMÉRICA DE COLUNAS COM SEÇÕES
ENRIJECIDAS E NÃO-ENRIJECIDAS EM PERFIS
FORMADOS A FRIO**

DJANIRO ÁLVARO DE SOUZA

ORIENTADORES: Prof. Dr. Marcílio Sousa da Rocha Freitas
Profa. Dra. Arlene Maria Sarmanho Freitas

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

Ouro Preto, setembro de 2005.

Aos meus pais,
Antônio Luciano e Maria Efigênia

AGRADECIMENTOS

Aos meus irmãos e irmãs, sempre presentes com incentivo e confiança.

Aos professores Marcílio e Arlene, pela orientação, ensinamentos e confiança, fundamentais para realização do trabalho.

Aos professores do programa de pós-graduação, pelos ensinamentos e apoio durante o curso.

A Hisashi Inoue, Flávio Teixeira de Souza, colegas da pós-graduação e funcionários da Escola de Minas, pela valiosíssima colaboração e amizade.

A todos os meus grandes amigos, fundamentais em todos os momentos, em especial a Dors, Gislene, Pannoni, Eliane e Sonia.

À Capes e à Usiminas, pelo apoio financeiro.

RESUMO

Os perfis de paredes esbeltas formados a frio estão sujeitos a fenômenos de instabilidade tanto local quanto global que influenciam na capacidade de carga do elemento comprimido. A utilização de enrijecedores pode aumentar a capacidade de carga e a eficiência de um elemento. Apresenta-se neste trabalho um estudo numérico de colunas constituídas por perfis de aço de paredes esbeltas formados a frio, seções do tipo U enrijecido com enrijecedores intermediários na alma, submetidos à compressão axial. Os perfis considerados na pesquisa são seções do tipo U enrijecido comumente utilizados como colunas (montantes) em sistemas construtivos industrializados constituídos de elementos metálicos pré-fabricados, conhecidos como *Light Steel Frame*. O estudo realizado baseia-se em análises numéricas através do Método dos Elementos Finitos, onde são obtidas as cargas críticas e os respectivos modos de flambagem elástica das seções através de análise linear e são feitas avaliações do comportamento pós-flambagem das seções através de análise não-linear. Os comprimentos das colunas foram variados ao longo das séries analisadas, buscando-se avaliar os diferentes tipos de fenômenos de instabilidade a que estão sujeitos os perfis formados a frio, como a flambagem local de placas e a flambagem distorcional. Outros aspectos são considerados nas análises, como a influência do enrijecedor intermediário na resistência da coluna, as condições de apoio das mesmas e a influência das imperfeições geométricas iniciais.

ABSTRACT

Thin-walled cold-formed steel sections are subject to instability phenomena, as local and global ones, which can influence in load capacity of compressed elements. The use of longitudinal stiffeners can provide increasing load capacity and element efficiency. This work presents a numerical investigation of cold formed steel channels with web intermediate stiffeners, subjected to axial compression. The sections considered in this study are the channel ones commonly used as columns in residential Steel Framing Systems. The study is based on finite element method analysis, in which critical loads and respective elastic buckling modes are obtained through linear analysis. Non-linear inelastic analyses are conducted to obtain columns ultimate load capacity and to study its post-buckling behaviour. Different column lengths were adopted throughout the analyses, to evaluate their behaviour under the different types of local instability, as local and distortional buckling phenomena. Other aspects are considered in this study, as the influence of intermediate stiffeners on columns load capacity, the columns extreme support conditions and the influence of initial geometric imperfections.

SUMÁRIO

LISTA DE SÍMBOLOS	ix
LISTA DE TABELAS	xii
LISTA DE FIGURAS	xiii
CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO	01
CAPÍTULO 2 - ESTABILIDADE DE PERFIS DE PAREDES ESBELTAS	06
2.1. INTRODUÇÃO	06
2.2. FLAMBAGEM LOCAL DE PLACAS	08
2.2.1. Estabilidade de Placas Isoladas.....	08
2.2.2. Estabilidade de Seções de Paredes Esbeltas	12
2.2.3. Comportamento em Regime Pós-Crítico	14
2.2.3.1. Método da Largura Efetiva	15
2.2.3.2. Método da Largura Efetiva no Estado Limite Último	17
2.2.3.3. Método da Largura Efetiva para Análise do Comportamento de Placas Esbeltas.....	19
2.3. FLAMBAGEM DISTORCIONAL	24
2.4. PERFIS COM ENRIJECEDORES INTERMEDIÁRIOS NA ALMA	29
CAPÍTULO 3 - METODOLOGIA DE ANÁLISE E RESULTADOS INICIAIS ..	33
3.1. INTRODUÇÃO	33
3.2. ANÁLISE VIA MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS	33
3.2.1. Elementos de casca SHELL63 e SHELL43.....	33
3.2.2. Elemento tridimensional SOLID45	34
3.2.3. Elementos de contato CONTAC49.....	34
3.2.4. Condições de Contorno	35
3.2.4.1. Elementos de contato e Placas de Extremidade	36

3.2.4.2. Condição de Empenamento Livre	37
3.2.5. Imperfeições Geométricas	38
3.3. RESULTADOS INICIAIS	39
3.3.1. Análise Linear de Estabilidade	39
3.3.2. Análise Não-Linear	41
CAPÍTULO 4 - AVALIAÇÃO DA EFICIÊNCIA DE ENRIJECEDORES INTERMEDIÁRIOS	48
4.1. INTRODUÇÃO	48
4.2. SEÇÃO Ue90x40x12	49
4.3. SEÇÃO Ue140x40x12	53
4.4. SEÇÃO Ue200x40x12	57
4.5. SEÇÃO Ue250x40x12	61
4.6. OUTRAS SEÇÕES	65
CAPÍTULO 5 - ANÁLISE DA ESTABILIDADE LINEAR DO PERFIL COM ENRIJECEDOR INTERMEDIÁRIO	70
5.1. INTRODUÇÃO	70
5.2. APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS	71
5.2.1. Seção Ue90x40x12	72
5.2.2. Seção E1-90x076-D03	75
CAPÍTULO 6 - ANÁLISE NÃO-LINEAR.....	81
6.1. INTRODUÇÃO	81
6.2. AVALIAÇÃO DO NÚMERO DE ENRIJECEDORES INTERMEDIÁRIOS..	81
6.3 ANÁLISE EM REGIME PÓS-CRÍTICO	87
CAPÍTULO 7 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES	92
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	95

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras maiúsculas:

- A → Área total da seção transversal do perfil.
- $A_d = A_f$ → Área bruta da mesa comprimida e do respectivo enrijecedor de borda.
- A_e → Área efetiva da seção transversal.
- C_w → Constante de empenamento da seção transversal.
- C_{wf} → Constante de empenamento da seção formada pelo conjunto mesa-enrijecedor de borda.
- D → Coeficiente de rigidez à flexão da placa.
- E → Módulo de elasticidade longitudinal do material.
- F → Função de tensão de Airy.
- G → Módulos de elasticidade transversal do material.
- I_t → Momento de inércia à torção uniforme.
- I_{xf} → Momento de inércia em relação ao eixo x da seção formada pelo conjunto mesa-enrijecedor de borda.
- I_{yf} → Momento de inércia em relação ao eixo y da seção formada pelo conjunto mesa-enrijecedor de borda.
- I_{xyf} → Produto de inércia da seção formada pelo conjunto mesa-enrijecedor de borda, em relação ao sistema de coordenadas xy .
- I_x → Momento de inércia da seção bruta em relação ao eixo principal x .
- I_y → Momento de inércia da seção bruta em relação ao eixo principal y .
- I_{xy} → Produto de inércia da seção em relação ao sistema de coordenadas xy .
- L → Comprimento total da coluna.
- L_d → Comprimento da meia onda longitudinal associada à tensão convencional de flambagem elástica por distorção.
- P_{cr} → Carga crítica de flambagem elástica.
- P_{crExp} → Carga crítica de flambagem elástica obtida através de ensaios experimentais.

P_{crNum} → Carga crítica de flambagem elástica obtida através de análise numérica.

P_u → Carga última para a coluna sob compressão uniforme.

P_{uExp} → Carga última obtida através de ensaios experimentais.

P_{uNum} → Carga última obtida através de análise numérica.

Letras minúsculas:

a → Comprimento longitudinal da placa.

→ Dimensão plana do elemento sem incluir dobras.

b → Largura da placa original.

b_e → Largura efetiva da placa.

$b_1 = b_w$ → Largura total da alma.

$b_2 = b_f$ → Largura total do flange.

$b_3 = D$ → Largura total do enrijecedor de borda.

cc → Posição do centro de cisalhamento.

cg → Posição do centro de gravidade.

d → Altura do enrijecedor intermediário.

e → Largura do enrijecedor intermediário.

f_{ed} → Tensão crítica de flambagem elástica por distorção.

f_y → Tensão limite de escoamento do aço.

f_u → Tensão limite de resistência à tração.

h_x → Coordenada na direção x , do apoio da seção constituída pelo conjunto mesa-enrijecedor de borda, em relação ao seu centróide.

h_y → Coordenada na direção y , do apoio da seção constituída pelo conjunto mesa-enrijecedor de borda, em relação ao seu centróide.

k → Coeficiente de flambagem local da placa.

k_o e k_g → Matrizes de rigidez linear e geométrica, respectivamente.

k_f → Constante de rigidez à torção empregada no cálculo da tensão convencional de flambagem elástica por distorção.

- m → Número de meias ondas senoidais.
- q_x → Carga de compressão uniformemente distribuída na placa.
- s → Comprimento da meia onda que se forma ao longo do eixo x da parede.
- t → Espessura da placa ou da parede do perfil.
- t_n → Espessura da placa ou parede do perfil, incluído o revestimento metálico.
- t_r → Espessura do revestimento metálico.
- w → Função de deslocamentos transversais.
- x_o → Coordenada do centro de torção, direção do eixo x , em relação ao centróide.
- y_o → Coordenada do centro de torção, direção do eixo y , em relação ao centróide.

Letras gregas:

- α → Ângulo do enrijecedor intermediário.
- $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ → Parâmetros empregados no cálculo da tensão convencional de flambagem elástica por distorção.
- b_1 a b_4 → Parâmetros empregados no cálculo da tensão convencional de flambagem elástica por distorção.
- h → Relação entre a largura da mesa e da alma.
→ Parâmetro empregado no cálculo da tensão convencional de flambagem elástica por distorção
- I_p → Esbeltez relativa da placa no estado limite último.
- I_{pd} → Esbeltez relativa da placa.
- I_o → Esbeltez relativa da placa para o início da flambagem local, $I_o = 0,673$.
- ν → Coeficiente de Poisson.
- σ_{cr} → Tensão crítica de flambagem local da placa.
- σ_{dist} → Tensão crítica convencional de flambagem elástica por distorção.
- $\sigma_e = \sigma_{cre}$ → Tensão crítica de flambagem local da placa substituta.
- σ_m → Tensão média longitudinal na placa flambada.
- $\sigma_{máx}$ → Tensão máxima de flambagem local da placa real.

LISTA DE TABELAS

CAPÍTULO 3

Tabela 3.1 - Dimensões dos perfis ensaiados por Sarmanho.	39
Tabela 3.2 - Cargas críticas de flambagem local.	41
Tabela 3.3 - Cargas últimas para o modelo CP1S1.	42

CAPÍTULO 4

Tabela 4.1 – Dimensões das seções utilizadas como montantes.	49
Tabela 4.2 – Modelos, dimensões e resultados para a seção Ue90x40x12.	50
Tabela 4.3 – Aumento da tensão crítica em função do número de enrijecedores intermediários (NEI) - seção Ue90x40x12.	53
Tabela 4.4 - Modelos, dimensões e resultados para a seção Ue140x40x12.	54
Tabela 4.5 – Aumento da tensão crítica em função do número de enrijecedores intermediários (NEI) - seção Ue140x40x12.	56
Tabela 4.6 – Modelos, dimensões e resultados para a seção Ue200x40x12.	58
Tabela 4.7 – Aumento da tensão crítica em função do número de enrijecedores intermediários (NEI) - seção Ue200x40x12.	60
Tabela 4.8 – Modelos, dimensões e resultados para a seção Ue250x40x12.	62
Tabela 4.9 – Aumento da tensão crítica em função do número de enrijecedores intermediários (NEI) - seção Ue250x40x12.	64

CAPÍTULO 6

Tabela 6.1 - Valores de cargas críticas e cargas últimas para os modelos E2-140x076-D03 e E3-140x076-D03, com empenamento livre.	82
Tabela 6.2 - Valores das cargas últimas obtidos para condições de contorno com empenamentos livre e impedido, para os modelos E2-140x076-D03 e E3-140x076-D03.	83
Tabela 6.3 - Cargas últimas para o modelo E2-140x076-D03.	89

LISTA DE FIGURAS

CAPÍTULO 1

Figura 1.1- Exemplos de seções transversais.....	01
--	----

CAPÍTULO 2

Figura 2.1- Modo local de placas (MLP).....	07
Figura 2.2- Modo distorcional (MD).....	07
Figura 2.3- Placa sob compressão uniforme.....	08
Figura 2.4– Modo de instabilidade de uma placa sob compressão uniforme.....	09
Figura 2.5 – Coeficiente de flambagem para uma placa simplesmente apoiada nas quatro bordas sob compressão uniforme, em função da relação (a/b)	11
Figura 2.6– Modo local de placas para uma seção de paredes esbeltas.....	12
Figura 2.7– Coeficiente de flambagem local para diferentes tipos de seção.....	14
Figura 2.8- Representação esquemática do Método da Largura Efetiva. (a) Distribuição não linear das tensões ao longo da largura b da placa original; (b) Distribuição uniforme de tensões para a placa substituta de largura efetiva b_e	16
Figura 2.9– Diferentes tipos de comportamento à ruína.....	19
Figura 2.10– Comparação entre a formulação polinomial do 3º grau e a equação de Winter, para a variação da tensão média em relação à esbeltez.....	22
Figura 2.11– Comparação entre a formulação polinomial do 3º grau e a equação de Winter, para a variação da largura efetiva em relação à esbeltez.....	22
Figura 2.12– Comparação entre a formulação polinomial do 2º grau e a equação de Winter, para a variação da tensão média em relação à esbeltez.....	24
Figura 2.13– Comparação entre a formulação polinomial do 2º grau e a equação de Winter, para a variação da largura efetiva em relação à esbeltez.....	24
Figura 2.14- Modelo utilizado na avaliação da flambagem distorcional para o perfil U enrijecido.....	26
Figura 2.15- Perfis do tipo U enrijecido com enrijecedores intermediários na alma.....	30

Figura 2.16– Modos de instabilidade do perfil sigma. (a) e (b) modo local de placas (MLP); (c) e (d) modo distorcional (MD); (e) modo global de flexão (MF); (f) modo global de flexo-torção (MFT).	30
Figura 2.17– Modo de flambagem local de placas do perfil U enrijecido; (a) sem enrijecedor intermediário; (b) com enrijecedor intermediário.	31
Figura 2.18– Modo de flambagem distorcional do enrijecedor intermediário (MDE).	32

CAPÍTULO 3

Figura 3.1- Formas geométricas do elemento CONTAC49.	35
Figura 3.2– Modelo com placas de extremidade.(a) Elementos e forma de carregamento; (b) Condições de contorno.	37
Figura 3.3– Condição de empenamento livre.(a) Aplicação do carregamento; (b) Deslocamentos impedidos no plano xy , para os nós das extremidades; (c) deslocamento de corpo rígido impedido na direção z .	38
Figura 3.4– (a) Modo de flambagem do modelo CP1S1 com empenamento livre. (b) Modo de flambagem do modelo CP1S1 com placas rígidas nas extremidades.....	40
Figura 3.5– Curvas carga x deslocamento axial.	43
Figura 3.6– Distribuição de tensões após ser atingida a carga crítica.	44
Figura 3.7– Deformações médias na linha média da alma do perfil.	45
Figura 3.8– Comparação dos acréscimos de tensão obtidos através de análise numérica e pelas formulações polinomiais do 2º e do 3º graus.	46
Figura 3.9- Comparação da redução da largura efetiva obtida através de análise numérica e pelas formulações polinomiais do 2º e do 3º graus.	46

CAPÍTULO 4

Figura 4.1 – Nomenclatura das seções analisadas	48
Figura 4.2 – Tensões críticas para a seção Ue90x40x12 com enrijecedores intermediários, obtidas via MFF	51
Figura 4.3 - Tensões críticas para a seção Ue90x40x12 com enrijecedores intermediários, obtidas via MEF.....	51
Figura 4.4 - Modo de flambagem do modelo E2-90x076-D03.	52

Figura 4.5 – Tensões críticas para a seção Ue140x40x12 com enrijecedores intermediários, obtidas via MFF	55
Figura 4.6 - Tensões críticas para a seção Ue140x40x12 com enrijecedores intermediários, obtidas via MEF.	55
Figura 4.7 - Modo de flambagem do modelo E1-140x076-D04.	57
Figura 4.8 - Tensões críticas para a seção Ue200x40x12 com enrijecedores intermediários, obtidas via MFF	59
Figura 4.9 - Tensões críticas para a seção Ue200x40x12 com enrijecedores intermediários, obtidas via MEF.	59
Figura 4.10 - Modo de flambagem do modelo E2-200x076-D03.	61
Figura 4.11 - Tensões críticas para a seção Ue250x40x12 com enrijecedores intermediários, obtidas via MFF	63
Figura 4.12 - Tensões críticas para a seção Ue250x40x12 com enrijecedores intermediários, obtidas via MEF.	63
Figura 4.13 - Modo de flambagem do modelo E3-250x076-D03.	65
Figura 4.14 - Tensão crítica em função da relação largura-espessura da alma	67
Figura 4.15 - Tensão crítica para valores de b/t até 150	67
Figura 4.16 - Tensão crítica para valores de b/t entre 150 e 250	68
Figura 4.17 - Tensão crítica para valores de b/t acima de 250.....	69

CAPÍTULO 5

Figura 5.1 - Tensões de flambagem obtidas para os modelos Ue 90x40x12 e E1-90x076-D03 ao longo do comprimento da coluna.....	72
Figura 5.2 - Identificação dos modos de flambagem local de placas (MLP) e global (MG) para a seção Ue 90x40x12 ao longo do comprimento.	73
Figura 5.3 - Comprimento e número de meias ondas senoidais correspondentes ao modo local de placas (MLP).	73
Figura 5.4 - Modos de flambagem para diferentes comprimentos da seção Ue90x40x12.	74
Figura 5.5 - Identificação dos modos de flambagem distorcional do enrijecedor (MDE), distorcional da seção (MDS) e global (MG) para a seção E1-90x076-D03 ao longo do comprimento.	75

Figura 5.6 - Comprimento e número de meias ondas senoidais correspondentes ao modo distorcional do enrijecedor (MDE).	76
Figura 5.7 - Modo de flambagem MDE(2) da alma do perfil E1-90x076-D03 com 260 mm de comprimento	77
Figura 5.8 - Modo de flambagem MDE(2) dos flanges do perfil E1-90x076-D03 com 260 mm de comprimento.	78
Figura 5.9 - Comprimento e número de meias ondas senoidais correspondentes ao modo distorcional da seção (MDS).....	79
Figura 5.10 - Modo de flambagem MDS(2) da alma do perfil E1-90x076-D03 com 960 mm de comprimento	80
Figura 5.11 - Modo de flambagem MDS(2) dos flanges do perfil E1-90x076-D03 com 960 mm de comprimento.	80

CAPÍTULO 6

Figura 6.1 - Deslocamentos nas paredes do modelo E2-140x076-D03 antes de ser atingida a carga crítica	84
Figura 6.2 - Deslocamentos na alma do modelo E2-140x076-D03 após ser atingida a carga crítica.....	84
Figura 6.3 - Deslocamento das mesas do modelo E2-140x076-D03 após ser atingida a carga crítica.....	85
Figura 6.4 - Deformada do modelo E2-140x076-D03 na carga última.	86
Figura 6.5 - Distribuição de tensões após ser atingida a carga crítica	86
Figura 6.6 - Curva carga x deslocamento axial para o modelo E2-140x076-D03.....	87
Figura 6.7 - Configuração deformada utilizada como imperfeição inicial.....	88
Figura 6.8 - Trajetórias de equilíbrio para o modelo E2-140x076-D03, sob compressão axial, para diferentes valores de imperfeições iniciais.....	90

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

A utilização dos perfis de paredes esbeltas tem crescido amplamente no Brasil, devido à sua leveza e grande diversidade de aplicação. Obtidos a partir da conformação a frio de chapas finas de aço, tais perfis são utilizados atualmente para inúmeras finalidades, devido à grande variabilidade de seções transversais que pode ser obtida no seu processo de fabricação. A figura 1.1 apresenta alguns exemplos de seções transversais de perfis de aço formados a frio.

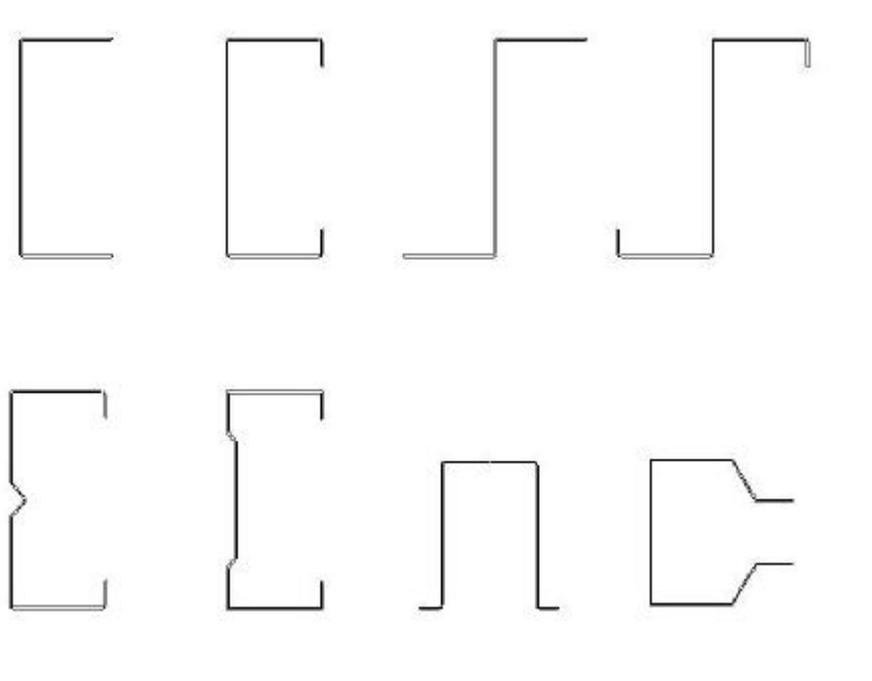


Figura 1.1 – Exemplos de seções transversais.

Essa variedade de seções é obtida basicamente por conformação em equipamento denominado *dobradeira* ou por conformação em mesa de roletes, denominada *perfiladeira*. No primeiro processo, a chapa de aço é prensada por punção no equipamento, de modo a se obter a seção transversal desejada. Neste processo, o comprimento da peça é limitado em no máximo seis metros. O processo na perfiladeira

caracteriza-se pela passagem da chapa de aço por uma série de roletes adequadamente posicionados, até que a seção transversal desejada seja alcançada. Após a execução do processo, o perfil é cortado no comprimento desejado.

Em função dessa facilidade de fabricação e diversidade de seções transversais, os perfis formados a frio são utilizados atualmente para diversas finalidades, estruturais ou de fechamento, como vigas, colunas, vergas, travamentos, sistemas de coberturas (terças, telhas), painéis de vedação, estruturas treliçadas, sistemas de armazenagem industriais, etc.

Recentemente, em nosso país, uma nova aplicação desses perfis surge como alternativa para a estrutura de edificações residenciais, através do sistema construtivo industrializado denominado *Light Steel Frame*. Esse sistema é constituído de elementos pré-fabricados em aço galvanizado, classificados em vigas, guias, montantes, diagonais, vergas e elementos de cobertura (Craoto, 2005).

Os montantes, objeto de estudo desta pesquisa, são elementos constituintes das paredes estruturais, responsáveis por suportar as cargas provenientes das vigas de piso ou cobertura. Esses elementos são dimensionados como colunas sujeitas a carregamentos de compressão e de flexo-compressão (principalmente no caso de paredes estruturais externas, sujeitas a carregamentos de vento).

Os processos de fabricação dos perfis formados a frio, juntamente com outros fatores como as formas de armazenamento, transporte e montagem introduzem nos mesmos imperfeições que podem influenciar significativamente no seu comportamento estrutural, imperfeições essas de origem mecânica ou geométrica. As imperfeições de origem mecânica são aquelas caracterizadas pelo aparecimento de tensões residuais devido à conformação e pela não uniformidade das características mecânicas do material ao longo da peça, tais como o limite de escoamento e o limite de resistência. As imperfeições geométricas são aquelas provenientes do manuseio e montagem das peças.

Com os avanços nos processos de fabricação de aços planos, encontram-se disponíveis no mercado chapas e perfis de espessuras cada vez mais esbeltas, em aços de média e alta resistência. Essas características vêm atender à solicitação da engenharia de projetos que, em busca de estruturas mais leves e econômicas, passa a utilizar perfis com alta relação largura-espessura de seus elementos.

Como consequência da alta relação largura-espessura das paredes que compõem os perfis formados a frio, tais perfis apresentam comportamento diferenciado dos perfis de aço laminados e soldados, ficando sujeitos a diversos fenômenos de instabilidade. Além dos fenômenos de flambagem globais por flexão e por flexo-torção, os perfis de paredes esbeltas são bastante suscetíveis aos fenômenos de flambagem locais, como a flambagem local de placas, e a flambagem distorcional. Dependendo da geometria da seção e dos comprimentos das peças, poderá ainda ocorrer uma interação entre esses modos de instabilidade.

De modo a avaliar o comportamento dos perfis de paredes esbeltas expostos a esses fenômenos de instabilidade, diversos trabalhos de pesquisa foram realizados nessa área, utilizando-se, principalmente, de ensaios experimentais. Paralelamente, muitos pesquisadores têm utilizado ferramentas como os métodos numéricos. Atualmente, em função da disponibilidade de softwares comerciais de alta confiabilidade e do número cada vez maior de pesquisadores nessa área, os métodos numéricos têm se tornado uma alternativa bastante usual, permitindo inclusive a realização de pesquisas a custos mais baixos, quando comparados com os custos de realização de trabalhos experimentais.

O presente trabalho propõe um estudo, através do Método dos Elementos Finitos, do comportamento de perfis de aço formados a frio, seções do tipo U enrijecido com enrijecedores intermediários na alma, submetidos à compressão axial. Os perfis considerados na pesquisa são seções do tipo U enrijecido com e sem enrijecedores intermediários, como aqueles utilizados em colunas (montantes) no sistema *Light Steel Frame*.

Os comprimentos das colunas foram variados ao longo das séries analisadas, buscando-se avaliar os diferentes tipos de fenômenos de instabilidade local a que estão sujeitos os perfis. Aspectos como a influência do enrijecedor intermediário na capacidade de carga da peça, as condições de apoio das colunas nas extremidades e a influência das imperfeições geométricas iniciais são levados em consideração.

No capítulo 2 é tratado o problema da estabilidade de perfis de paredes esbeltas, onde os modos locais de instabilidade são investigados. Inicialmente, um estudo da estabilidade de placas isoladas é apresentado, seguindo-se do tratamento da seção completa, formada pela associação desses elementos. O comportamento pós-crítico dos perfis é avaliado, através do método da largura efetiva e de sua aplicação na análise do comportamento da seção até a ruína. De forma sucinta, são apresentados os modelos e formulações para tratamento da flambagem distorcional e, finalmente, são apresentados os modos de instabilidade para perfis com enrijecedores intermediários.

O capítulo 3 apresenta a metodologia utilizada para calibração dos modelos numéricos utilizados nas análises do comportamento dos perfis estudados. São descritos os elementos finitos, os modelos e as condições de contorno adotadas. Análises lineares de flambagem e não-lineares foram realizadas, para calibração e validação dos modelos numéricos utilizados, e os resultados obtidos são comparados com resultados experimentais e com soluções analíticas de normas vigentes.

No capítulo 4 é feito um estudo da influência da utilização de enrijecedores intermediários na alma de seções do tipo U enrijecido, utilizadas como montantes do sistema *Light Steel Frame*. Foram realizadas análises lineares de flambagem elástica das seções sob compressão axial, onde são obtidos as tensões críticas e os respectivos modos de flambagem. Para cada seção, foram adotadas diferentes quantidades e dimensões dos enrijecedores intermediários, e realizadas análises através do método das faixas finitas e do método dos elementos finitos. Valores adequados para altura e para o número de enrijecedores intermediários foram obtidos para cada seção, e curvas que relacionam a largura e a espessura da alma com valores recomendados para o número de enrijecedores intermediários são apresentadas.

O capítulo 5 apresenta um estudo da estabilidade elástica de perfis de paredes esbeltas, do tipo U enrijecido, com enrijecedor intermediário na alma. Análises lineares de estabilidade elástica foram realizadas, variando-se os comprimentos das colunas, com o objetivo de avaliar o comportamento das mesmas para esses diferentes comprimentos, identificando os modos de flambagem associados. Os modos locais de instabilidade como o modo local de placa e o modo distorcional são avaliados.

No capítulo 6 são apresentados os resultados obtidos através de análises não lineares de seções com enrijecedores intermediários na alma, submetidas à compressão centrada. Nessas análises, são obtidas as cargas últimas para as colunas, e são avaliados outros aspectos, como o comportamento pós-crítico e a influência da presença dos enrijecedores intermediários e das imperfeições geométricas iniciais.

O capítulo 7 apresenta as conclusões referentes ao trabalho realizado, bem como são apresentadas sugestões para trabalhos futuros.

CAPÍTULO 2

ESTABILIDADE DE PERFIS DE PAREDES ESBELTAS

2.1 – INTRODUÇÃO

Os perfis de paredes esbeltas são obtidos a partir da conformação a frio de chapas finas de aço, formando uma seção constituída de um conjunto de elementos de placas com alta relação largura-espessura. Quando submetidos à compressão, apresentam comportamento estrutural diferenciado de perfis laminados e soldados, ficando expostos a fenômenos de instabilidade, caracterizados por deslocamentos dos elementos constituintes da seção transversal.

Além dos já conhecidos fenômenos de instabilidade global, como os de flambagem por flexão, torção e flexo-torção, outros tipos de fenômenos de instabilidade podem ocorrer, como a flambagem local de placas e a flambagem por distorção. A ocorrência desses modos de flambagem de forma isolada ou em conjunto com modos de flambagem globais da peça pode resultar na redução da capacidade portante da mesma.

O modo de flambagem local de placas caracteriza-se pela flexão dos elementos constituintes da seção transversal, sem que haja deslocamento das arestas comuns a tais elementos. A figura 2.1 apresenta alguns exemplos do modo de flambagem local de placas para seções sob carregamento de compressão.

Por sua vez, o modo de flambagem distorcional caracteriza-se pela flexão de um ou mais elementos acompanhada pelo deslocamento das arestas comuns a esses elementos. A figura 2.2 apresenta exemplos desse modo de instabilidade para seções sujeitas ao carregamento de compressão centrada.

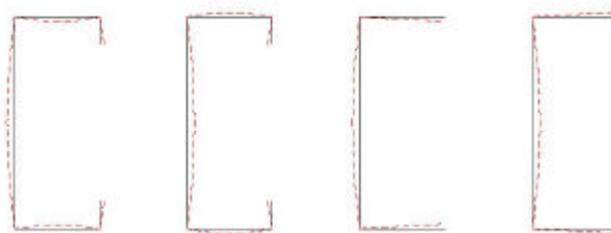


Figura 2.1 – Modo local de placas (MLP).

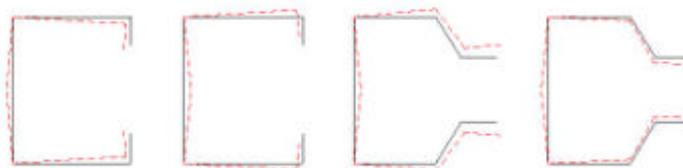


Figura 2.2 – Modo distorcional (MD).

As deformadas oriundas destes fenômenos de instabilidade ocorrem ao longo dos comprimentos da peça sob carregamento. Uma interação entre esses modos é possível, uma vez que a ocorrência do modo local de placas depende fundamentalmente da relação entre a largura e a espessura (esbeltez) dos elementos constituintes da seção transversal e o modo global da esbeltez do elemento estrutural.

A ocorrência do modo distorcional depende do tipo de seção transversal e do comprimento da coluna analisada (em geral, comprimentos intermediários). Esse fenômeno poderá ocorrer para níveis de carregamento menores do que aqueles correspondentes ao aparecimento do modo local de placas. Para colunas longas, o modo distorcional pode antecipar-se tanto ao modo local de placas quanto aos modos de flambagem globais por flexão ou flexo-torção.

Neste capítulo tem-se a apresentação do comportamento de placas esbeltas e perfis compostos de paredes esbeltas considerando-se os modos locais de placa, e distorcional e os métodos de avaliação existentes. Apresentam-se ainda as avaliações de norma existentes para as seções com enrijecedores intermediários que é objeto de estudo neste trabalho.

2.2 – FLAMBAGEM LOCAL DE PLACAS

Em função dos perfis de paredes esbeltas serem constituídos por um conjunto de placas, faz-se necessário um estudo do comportamento dessas placas de forma isolada, seguindo-se do estudo do comportamento das seções formadas pela associação desses elementos.

2.2.1 – Estabilidade de Placas Isoladas

Seja a placa representada na figura 2.3, submetida a uma carga de compressão uniforme em sua direção longitudinal.

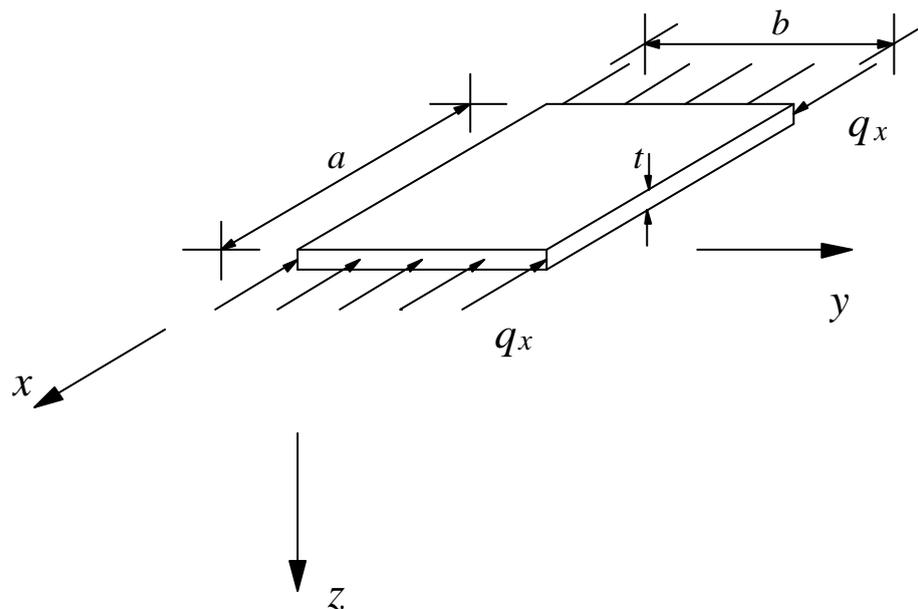


Figura 2.3 – Placa sob compressão uniforme.

Admitindo-se pequenos deslocamentos transversais, a equação diferencial de equilíbrio de Saint-Venant (Bulson 1970) é dada por:

$$D \cdot \left[\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \cdot \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \cdot \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} \right] + q_x \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = 0 \quad (2.1)$$

onde w é a função de deslocamentos transversais, e D é o coeficiente de rigidez à flexão da placa, dado por:

$$D = \frac{E \cdot t^3}{12 \cdot (1 - \nu^2)}$$

sendo

E = módulo de elasticidade longitudinal do material;

t = espessura da placa;

ν = coeficiente de Poisson;

q_x = carga de compressão uniformemente distribuída na placa.

O carregamento crítico e o modo de flambagem associado são os valores de q_x e w que satisfazem a equação de equilíbrio (2.1). Os deslocamentos transversais são função de x e y , sendo baseados em uma função de deslocamento senoidal correspondente ao modo de instabilidade da placa, conforme representado na figura 2.4.

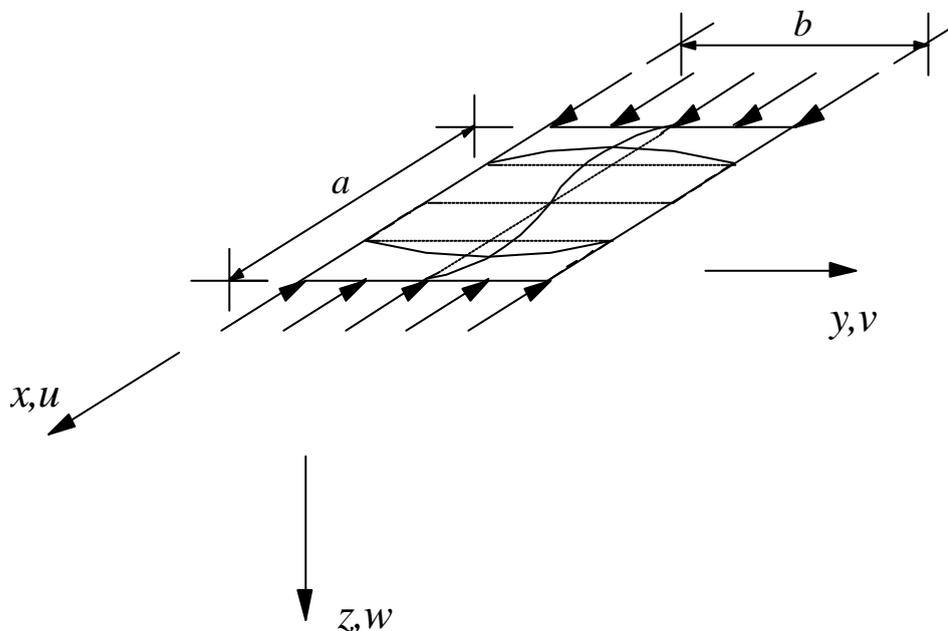


Figura 2.4 – Modo de instabilidade de uma placa sob compressão uniforme.

Assim, para uma placa simplesmente apoiada, a solução da equação (2.1) pode ser representada pela expressão:

$$w(x, y) = A \operatorname{sen}\left(\frac{m\mathbf{p}x}{a}\right) \operatorname{sen}\left(\frac{\mathbf{p}y}{b}\right) \quad (2.2)$$

onde m está associado ao número de meias ondas senoidais que se formam no sentido longitudinal (direção x) da placa, n ao número de meias ondas transversais, neste caso igual a 1, a é o comprimento longitudinal e b é a largura.

Substituindo-se na equação (2.1) a função de deslocamentos w dada pela equação (2.2), e operando-se as derivadas, obtém-se:

$$q_x = \frac{\mathbf{p}^2 \cdot D}{b^2} \cdot \left(m \cdot \frac{b}{a} + \frac{a}{m \cdot b}\right)^2 \quad (2.3)$$

A tensão crítica de flambagem para a placa é dada por

$$\mathbf{s}_{cr} = \frac{q_x}{t} \quad (2.4)$$

ou ainda

$$\mathbf{s}_{cr} = k \frac{\mathbf{p}^2 E}{12(1-\mathbf{n}^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (2.5)$$

onde k é denominado coeficiente de flambagem da placa e está associado à geometria e condições de extremidade da mesma, sendo expresso por:

$$k = \left(\frac{mb}{a} + \frac{a}{mb}\right)^2 \quad (2.6)$$

Considerando as quatro bordas da placa da figura 2.4 simplesmente apoiadas, e adotando-se diversos valores para m (número de meias ondas senoidais), pode-se representar graficamente a equação (2.6), pelas curvas da figura 2.5. Os trechos das curvas que devem ser usados na determinação de k estão indicados pelas linhas cheias.

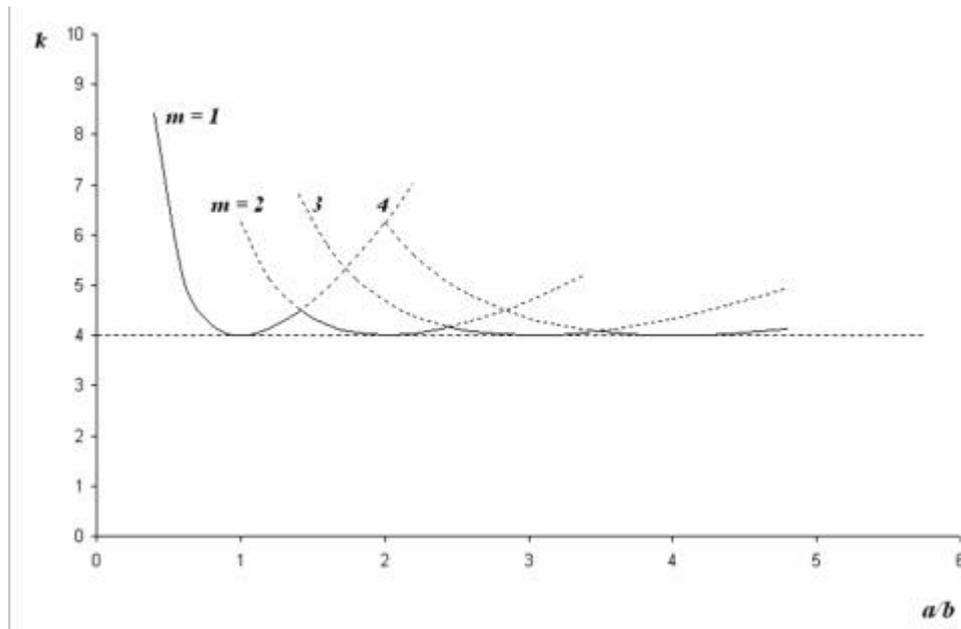


Figura 2.5 – Coeficiente de flambagem para uma placa simplesmente apoiada nas quatro bordas sob compressão uniforme, em função da relação (a/b).

Observa-se que para cada modo de flambagem, associado a um número m de meias ondas senoidais obtém-se um valor mínimo de k igual a $4,0$, correspondente a um valor inteiro da relação geométrica entre as dimensões da placa, a/b .

A partir da linha cheia indicada na figura 2.5, verifica-se que para placas que apresentam relação geométrica entre as dimensões a e b maior do que quatro ($a/b > 4$), pode-se considerar o valor do coeficiente de flambagem k igual a $4,0$, já que a variação de k pode ser desprezada. Para o caso de placas curtas onde $a/b < 2$, deve ser considerado o valor do coeficiente de flambagem, k , dependente da relação geométrica a/b , uma vez que se pode obter valores de k significativamente superiores a $4,0$.

Os valores de k para diferentes condições de extremidade, combinadas com diferentes carregamentos, são tabelados e podem ser encontrados na literatura técnica (Timoshenko e Gere, 1961).

2.2.2 – Estabilidade de Seções de Paredes Esbeltas

O fenômeno de flambagem local para uma seção constituída de elementos esbeltos ocorre de modo semelhante à forma observada para placas isoladas. Neste caso, as extremidades dos elementos (arestas da seção longitudinal do perfil) não são simplesmente apoiadas como no caso da placa apresentada na figura 2.3. Os apoios constituem-se de engastamentos elásticos com coeficientes de rigidez dependentes das dimensões dos elementos vizinhos.

O modo de instabilidade de um perfil de paredes esbeltas se apresenta como um conjunto de meias ondas senoidais no sentido de cada uma de suas placas, da mesma forma apresentada pelas placas isoladas. A figura 2.6 apresenta uma configuração típica de uma seção sob efeito de flambagem local de placas, com deslocamentos transversais ao longo das placas segundo um conjunto de meias ondas senoidais.

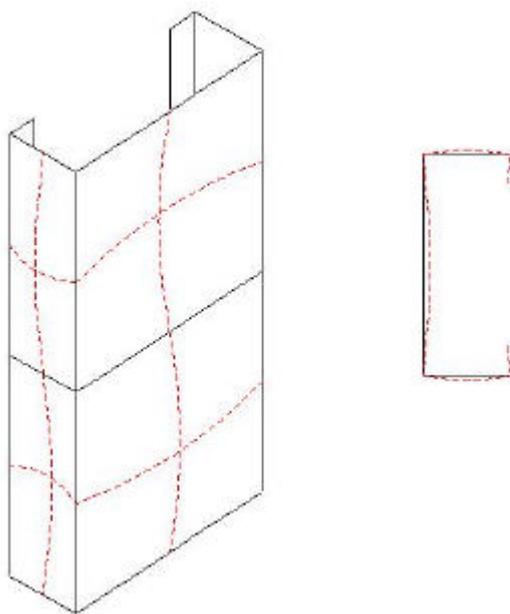


Figura 2.6 – Modo local de placas para uma seção de paredes esbeltas.

A partir de um programa baseado no método das faixas finitas, Batista (1988) realizou um estudo paramétrico para alguns tipos de seções transversais de perfis de aço formados a frio. O critério de avaliação parte do princípio de que o modo de instabilidade de perfis usuais (U simples, U enrijecido, Z, cartola, etc) tem uma deformada que segue essa mesma lei senoidal adotada para placas isoladas.

O valor da tensão crítica pode ser calculado para diferentes valores prescritos de comprimentos de ondas. Por um processo iterativo de sucessivas interpolações polinomiais entre os resultados obtidos, determina-se o valor da tensão crítica mínima.

Os estudos paramétricos desenvolvidos por Batista e colaboradores (Batista, 1988, Batista et al., 2000, Vazquez, 1998) possibilitaram a determinação dos coeficientes de flambagem para diversos tipos de seções, conforme apresentado na figura 2.7. A tensão crítica de flambagem local pode ser expressa por:

$$s_{cr} = k \frac{\rho^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b_1} \right)^2 \quad (2.7)$$

onde

k = coeficiente de flambagem local do perfil;

b_1 = largura de referência da seção transversal.

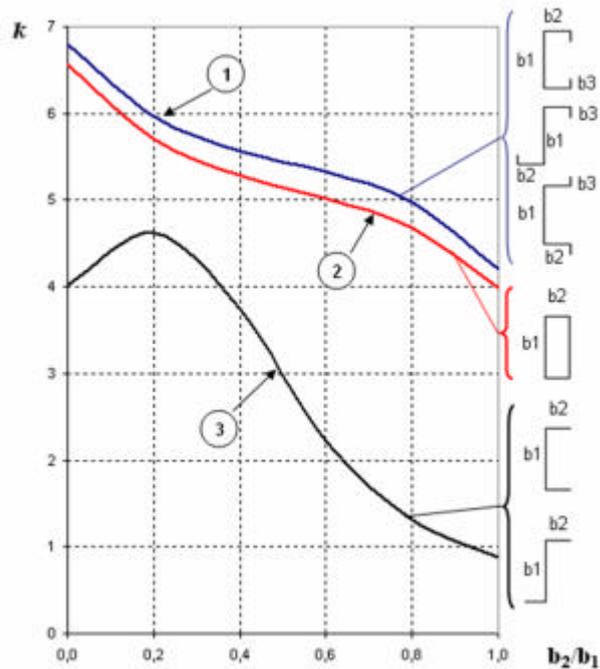


Figura 2.7 – Coeficiente de flambagem local para diferentes tipos de seção.

2.2.3 – Comportamento em Regime Pós-Crítico

As placas esbeltas, mesmo após ser atingida a carga crítica, exibem um comportamento estável, com ganho de capacidade portante. A solução para esse comportamento pós-crítico foi proposta por von Karman (1932) e é representada pelo seguinte sistema de equações diferenciais

$$\nabla^4 w = \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \cdot \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = \frac{t}{D} \cdot \left[\frac{\partial^2 F}{\partial y^2} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} - 2 \cdot \frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right] \quad (2.8a)$$

$$\nabla^4 F = \frac{\partial^4 F}{\partial x^4} + 2 \cdot \frac{\partial^4 F}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 F}{\partial y^4} = E \cdot \left[\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 - \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right] \quad (2.8b)$$

onde F é a função de tensão de Airy, a partir da qual se pode obter as tensões por meio das seguintes relações:

$$\mathbf{s}_x = \frac{\partial^2 F}{\partial y^2} \quad (2.9a)$$

$$\mathbf{s}_y = \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} \quad (2.9b)$$

$$\mathbf{t}_{xy} = \frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y} \quad (2.9c)$$

O tratamento matemático do problema exige soluções trabalhosas e refinadas, conduzindo ao emprego de métodos numéricos, como o Método dos Elementos Finitos. Com o objetivo de encontrar soluções aproximadas e de fácil utilização em prescrições de normas, uma previsão teórica do comportamento pós-crítico das placas esbeltas pode ser obtida através da utilização do Método da Largura Efetiva, descrito em Sarmanho (1991).

2.2.3.1 – Método da Largura Efetiva

O método considera a substituição de uma placa de largura inicial b por outra de largura efetiva b_e , sendo $b_e < b$. Este conceito é esquematicamente representado na figura 2.8.

Antes de ser atingida a carga crítica, a distribuição das tensões ao longo da largura da placa se faz de forma uniforme. Quando a carga crítica de flambagem local é excedida, há uma redistribuição não-linear das tensões, e assim surgem deslocamentos fora do plano da placa.

Assim, pode-se chegar ao conceito de largura efetiva de placas esbeltas perfeitas, em que a tensão máxima atuante nas bordas da placa original ($\mathbf{s}_{máx}$) é igual à tensão \mathbf{s}_e a que a placa substituta b_e está submetida. A figura 2.8 ilustra este princípio.

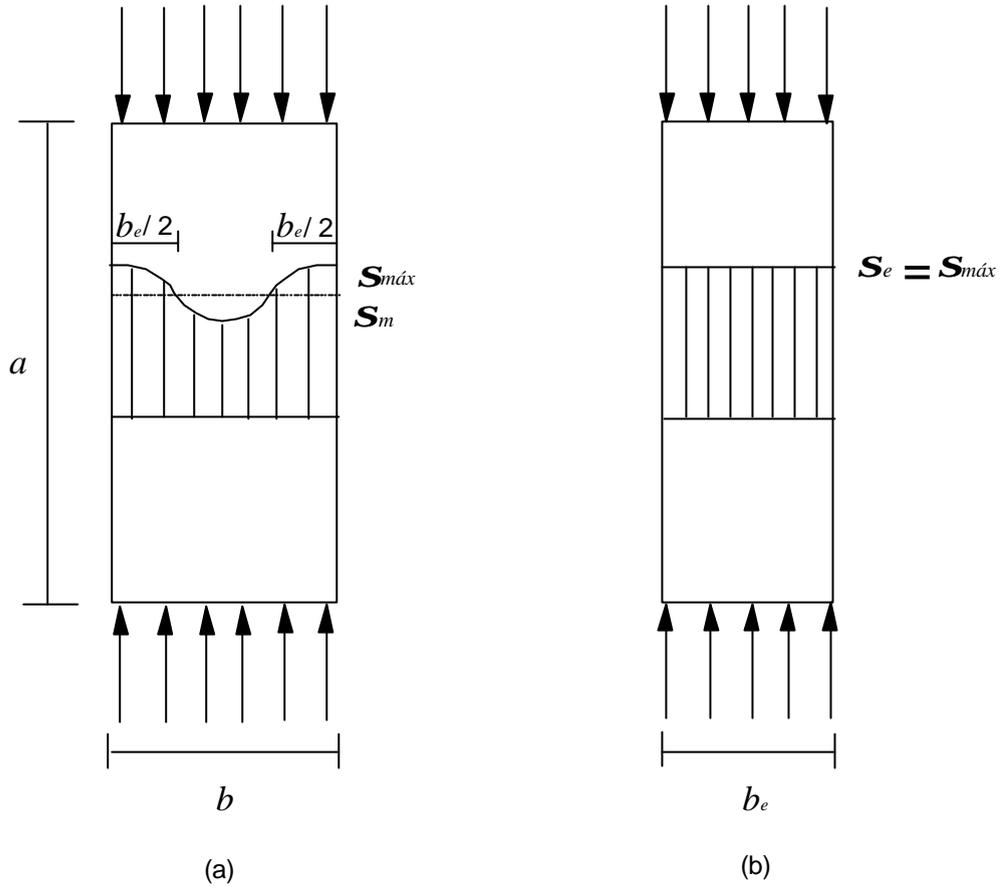


Figura 2.8 – Representação esquemática do Método da Largura Efetiva.

- (a) Distribuição não linear de tensões ao longo da largura b da placa original;
- (b) Distribuição uniforme de tensões para a placa substituta de largura efetiva b_e .

A tensão crítica da placa substituta de largura efetiva b_e após a flambagem é igual a s_e , dada por:

$$s_e = k \frac{p^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b_e} \right)^2 \quad (2.10)$$

Considerando que $s_{cr_e} = s_e$, a partir das equações (2.5) e (2.10) obtém-se

$$\frac{b_e}{b} = \sqrt{\frac{s_{cr}}{s_e}} \quad (2.11)$$

A relação à direita da igualdade acima pode ser definida por

$$I_{pd} = \sqrt{\frac{\mathbf{s}_e}{\mathbf{s}_{cr}}} \quad (2.12)$$

onde I_{pd} é a esbeltez relativa da seção. Assim

$$\frac{b_e}{b} = \frac{1}{I_{pd}} \quad (2.13)$$

Segundo o critério de von Karman referente ao estudo de placas esbeltas no estado limite último, pode-se admitir que a ruína da placa é alcançada quando a tensão máxima \mathbf{s}_e atinge o limite de escoamento do material, f_y . Esse critério corresponde ao início da formação de linhas de plastificação na placa com a conseqüente formação de mecanismo de colapso. Assim, a equação (2.11) pode se transformar em:

$$\frac{b_e}{b} = \sqrt{\frac{\mathbf{s}_{cr}}{f_y}} \quad (2.14)$$

Neste caso, define-se a grandeza I_p (esbeltez relativa da placa no estado limite último), e no estado limite último de colapso tem-se a expressão a seguir, que é válida para a análise da resistência de placas esbeltas e perfeitas, comprimidas, conhecida como curva de von Karman

$$\frac{b_e}{b} = \frac{1}{I_p} \quad (2.15)$$

Para tratar o comportamento de placas esbeltas antes da ruína e no estado pós-crítico, é necessário considerar a relação entre a tensão média longitudinal da placa flambada, \mathbf{s}_m , e a deformação existente ao longo da largura efetiva, b_e , da placa substituta. Analisando-se a figura 2.8 e, por equilíbrio dos esforços tem-se:

$$\frac{b_e}{b} = \frac{s_m}{s_e} \quad (2.16)$$

Ou ainda, multiplicando-se a equação acima por s_{cr} tem-se:

$$\frac{b_e}{b} = \frac{s_m s_{cr}}{s_e s_{cr}} = \frac{s_m}{s_{cr}} \frac{1}{I_{pd}^2} \quad (2.17)$$

Ou, sob a forma final:

$$\frac{s_m}{s_{cr}} = \frac{b_e}{b} I_{pd}^2 \quad (2.18)$$

2.2.3.2 – Método da Largura Efetiva no Estado Limite Último

As equações de von Karman apresentadas anteriormente são aplicadas apenas nos casos de placas ideais ou perfeitas. No entanto, os processos de fabricação de perfis de aço, sobretudo de perfis formados a frio, introduzem imperfeições (geométricas e/ou mecânicas) que afetam o seu comportamento e o valor da carga última.

A partir das equações de von Karman, diversos autores propuseram, com o auxílio de estudos teóricos e experimentais, outras fórmulas para a determinação da carga última de placas esbeltas com imperfeições iniciais (Sarmanho, 1991).

Entre diversas formulações, a mais difundida e adotada em várias especificações é a fórmula proposta por Winter (1947). A equação é dada por

$$\frac{b_e}{b} = \frac{1}{I_p} \left(1 - \frac{0,22}{I_p} \right) \quad (2.19)$$

A figura 2.9 apresenta as variações da largura efetiva em relação à esbeltez relativa no estado limite último (I_p) obtidas a partir das formulações acima.

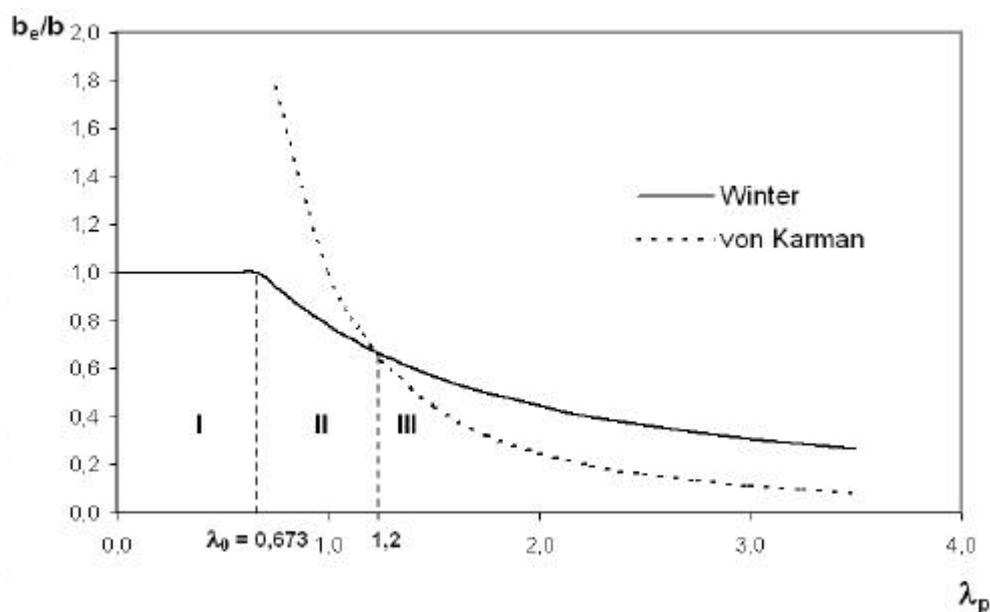


Figura 2.9 – Diferentes tipos de comportamento à ruína.

No gráfico da figura três regiões se distinguem, classificando as placas de acordo com a esbeltez relativa das mesmas:

- | | | |
|------------|-------------------|--|
| Região I | $0 < I_p < I_o$ | As placas não são afetadas pelo fenômeno de instabilidade de flambagem local, devido ao fato de serem placas espessas com baixa relação largura-espessura. Tais placas apresentam comportamento plástico |
| Região II | $I_o < I_p < 1,2$ | São placas medianamente esbeltas, que apresentam deslocamentos moderados fora de seu plano.
O comportamento apresentado é do tipo elasto-plástico |
| Região III | $I_p > 1,2$ | As placas apresentam comportamento pós-crítico antes da ruína, com reserva de resistência que resulta em valor de carga última superior à carga crítica da placa. Apresentam |

instabilidade elástica, associada a grandes deslocamentos
fora de seu plano

No estado limite último, a equação de Winter apresenta bons resultados. No entanto, quando se trata de verificações após a flambagem local e antes da ruína da placa, a formulação não apresenta resultados satisfatórios, como visto no próximo item.

2.2.3.3 – Método da Largura Efetiva para Análise do Comportamento de Placas Esbeltas

Utilizando-se a equação de Winter adaptada ao estado de serviço, com o valor de I_p substituído por I_{pd} , dado pela equação (2.12), pode-se obter uma aproximação do comportamento da placa pós-flambagem e antes da ruína, mas que apresenta resultados não muito satisfatórios, se comparados com dados experimentais.

$$\frac{b_e}{b} = \frac{1}{I_{pd}} \left(1 - \frac{0,22}{I_{pd}} \right) \quad (2.20)$$

Mulligan e Pekoz (1984) procuraram estabelecer uma formulação para descrever satisfatoriamente o comportamento pós-crítico até a ruína de placas esbeltas simplesmente apoiadas nas quatro bordas e sob compressão centrada, de modo a gerar um modelo de comportamento aproximado do comportamento real. As expressões foram desenvolvidas utilizando-se uma equação polinomial para representar a largura efetiva da placa

$$\frac{b_e}{b} = 1 \quad \text{para } I_{pd} = 0,673 \quad (2.21)$$

$$\frac{b_e}{b} = \frac{A}{I_{pd}^2} + \frac{B}{I_{pd}} + C + D I_{pd} \quad \text{para } 0,673 \leq I_{pd} \leq I_p \quad (2.22)$$

As constantes do polinômio são determinadas a partir das condições de contorno, garantem a continuidade na transição do comportamento entre as fases pré e pós-crítica (para $I_{pd} = I_0$); a aplicação da equação de Winter para o estado limite último (quando $I_{pd} = I_p$); e a garantia de uma configuração de rigidez nula da placa, coincidente com o início da ruína.

Os coeficientes A, B, C e D do polinômio são dados pelas seguintes expressões:

$$A = I_0^2 \left(1 - \frac{B}{I_0} - C - DI_0 \right) \quad (2.23a)$$

$$B = -I_p (2C + 3DI_p) \quad (2.23b)$$

$$C = \frac{I_0}{(I_0 - I_p)} - 1,5D(I_0 + I_p) \quad (2.23c)$$

$$D = \frac{2[(1 - I_0)I_p - 0,218]}{(I_0 - I_p)^3} \quad (2.23d)$$

A figura 2.10 apresenta uma comparação entre a equação de Mulligan-Pekoz e a equação de Winter, para um perfil com esbeltez limite $I_p = 2.8$, enquanto que a figura 2.11 apresenta a variação da largura efetiva em relação à esbeltez da seção, comparando as formulações de Winter e Mulligan-Pekoz, para o perfil com esbeltez limite $I_p = 2.8$.

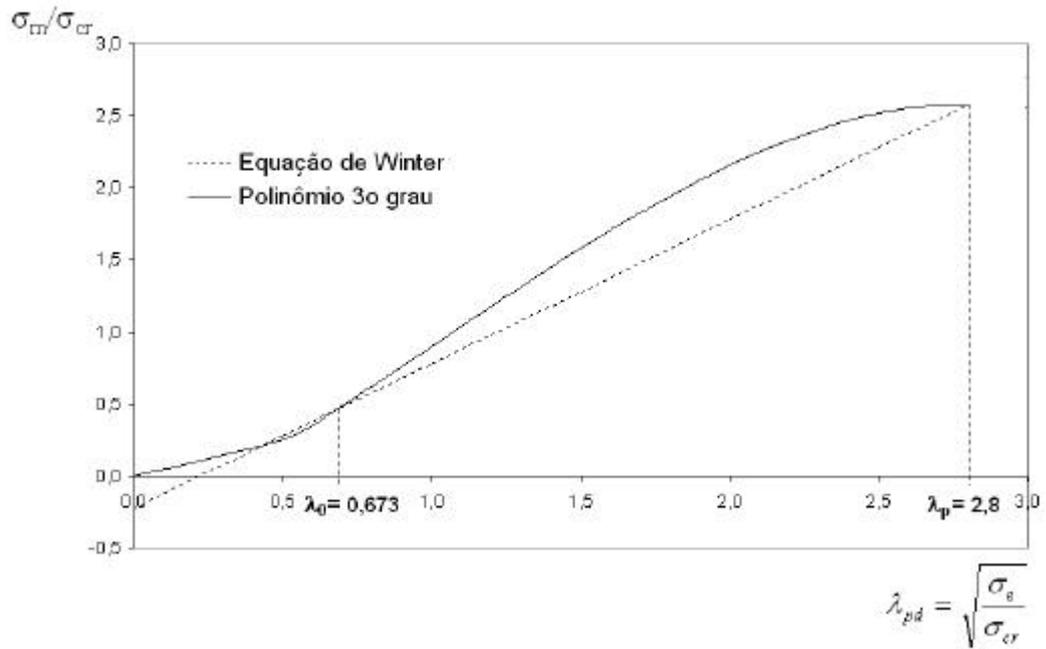


Figura 2.10 – Comparação entre a formulação polinomial do 3º grau e a equação de Winter, para a variação da tensão média em relação à esbeltez.

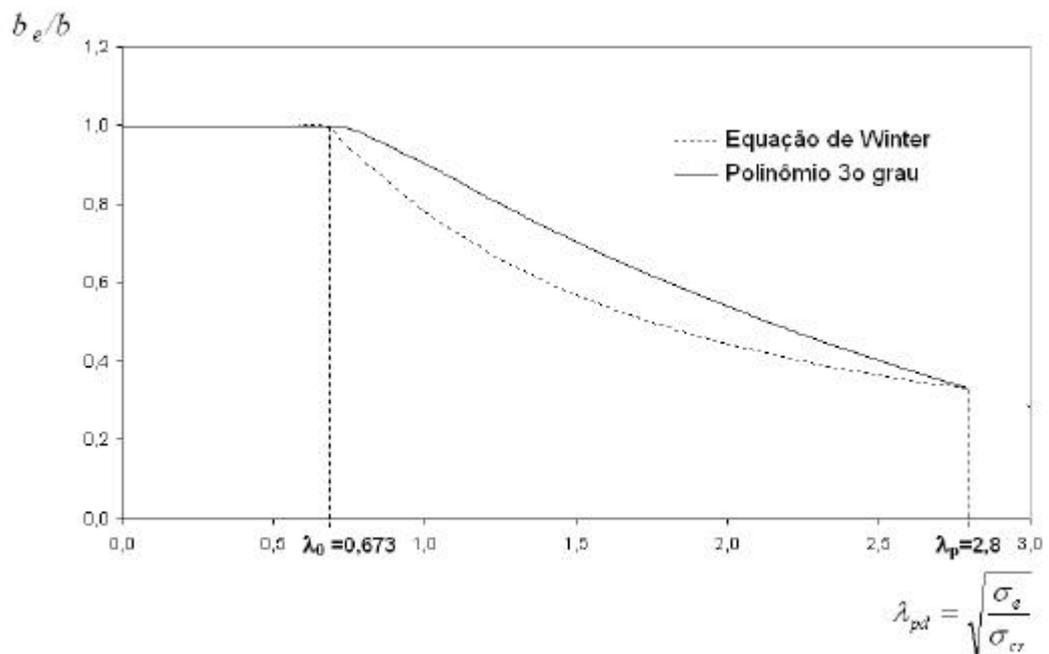


Figura 2.11 – Comparação entre a formulação polinomial do 3º grau e a equação de Winter, para a variação da largura efetiva em relação à esbeltez.

Baseando-se na formulação proposta por Mulligan e Pekoz, Sarmanho (1991) propôs uma equação polinomial do 2º grau em I_{pd} para representar o comportamento até a ruína de perfis de paredes esbeltas. O objetivo é obter uma formulação mais simplificada. A equação proposta é da forma

$$b_e = r b \quad (2.24)$$

onde

$$r = 1,0 \quad \text{para } I_{pd} \leq 0,673 \quad (2.25)$$

$$r = \frac{A}{I_{pd}^2} + \frac{B}{I_{pd}} + C \quad \text{para } I_{pd} > 0,673 \quad (2.26)$$

Utilizando-se as condições de contorno de forma semelhante às utilizadas para o polinômio do 3º grau, obtêm-se as constantes:

$$A = -\frac{1}{2} I_0 B \quad (2.27a)$$

$$B = 2 I_0 (1 - C) \quad (2.27b)$$

$$C = \frac{I_0^2 - 2 I_0 I_p + I_p - 0,22}{(I_0 - I_p)^2} \quad (2.27c)$$

As figuras 2.12 e 2.13 apresentam uma comparação entre a equação apresentada e a equação de Winter.

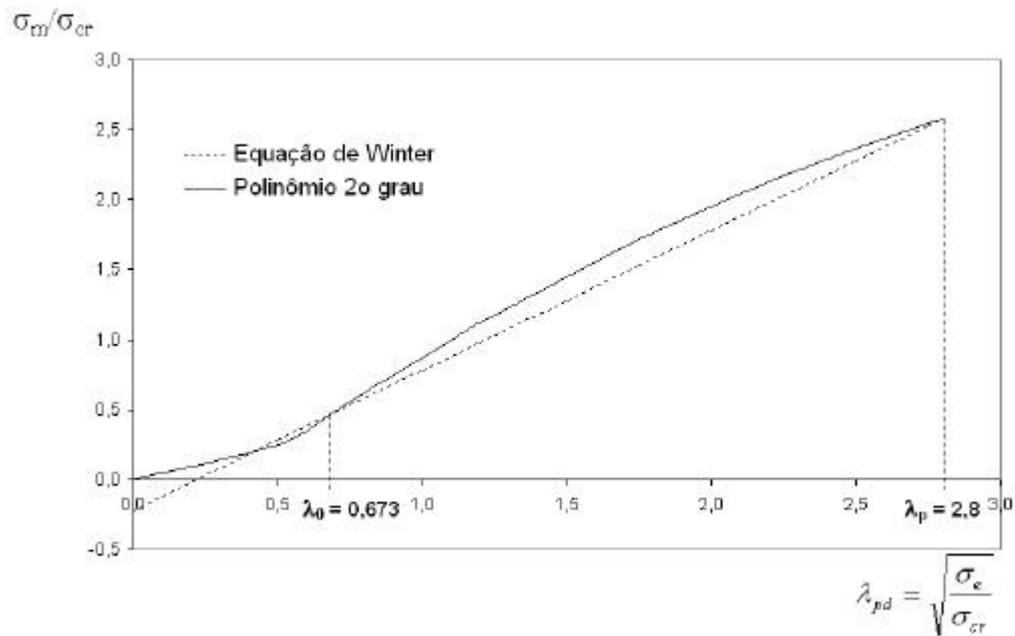


Figura 2.12 – Comparação entre a formulação polinomial do 2º grau e a equação de Winter, para a variação da tensão média em relação à esbelteza.

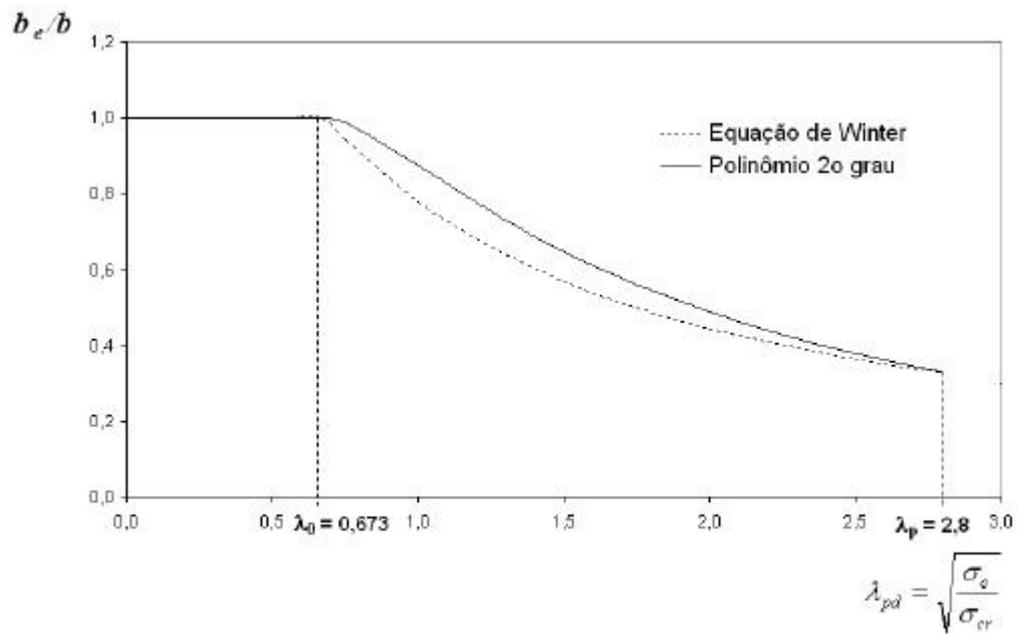


Figura 2.13 - Comparação entre a formulação polinomial do 2º grau e a equação de Winter, para a variação da largura efetiva em relação à esbelteza.

A formulação para o comportamento pós-crítico apresentada por Mulligan e Pekoz considera a placa isolada. No entanto, pode ser feita uma análise aproximada da seção completa do perfil, levando-se em consideração a interação entre as paredes que o compõem utilizando-se um coeficiente de flambagem k que leva em conta essa interação entre as paredes do perfil (item 2.2.2.).

Na obtenção da formulação proposta, Sarmanho adotou duas hipóteses: a primeira considera a parede em estudo (alma do perfil U enrijecido) como simplesmente apoiada nas quatro bordas, como uma placa isolada, adotando-se neste caso um coeficiente de flambagem local, k , igual a 4.0; a segunda leva em conta a interação com as paredes vizinhas do perfil.

2.3 – FLAMBAGEM DISTORCIONAL

Conforme já descrito anteriormente, o modo distorcional é caracterizado pela flexão de um ou mais elementos que compõem o perfil, acompanhada do deslocamento das arestas comuns a esses elementos. Esse fenômeno é mais comumente observado em seções que apresentam enrijecedores de borda adicionais, seja para diminuir o efeito da flambagem local da mesa, como no caso de perfis do tipo U enrijecido, seja para criar elementos adicionais em função do tipo de uso, como no caso dos perfis rack. A figura 2.2 apresenta algumas dessas seções.

O modo distorcional ocorre para comprimentos de onda intermediários, entre o modo local de placas e os modos de flambagem globais. Não obstante, poderá antecipar-se ao modo local de placas, tanto no caso de colunas curtas, como no caso de colunas longas. Portanto, dependendo da seção utilizada, o modo distorcional será predominante.

A obtenção da tensão crítica de flambagem distorcional dá-se geralmente pelo uso de ferramentas numéricas, como o método dos elementos finitos e o método das faixas finitas. Atualmente, as formulações contidas nas normas de projetos ainda não prevêm a influência da flambagem distorcional na capacidade de carga de seções

sujeitas a esse fenômeno. Analiticamente, métodos simplificados são propostos para a obtenção das cargas críticas e dos coeficientes de flambagem, para seções específicas.

Basicamente, as formulações existentes são baseadas nos modelos propostos por Lau e Hancock (1987) e por Schafer (1997, 2000, 2002). Trata-se de modelos simplificados, em função da complexidade do comportamento da seção quando submetida a esse tipo de flambagem. Nesses modelos, em que não é considerada a seção transversal completa, é feito um estudo do comportamento do conjunto mesa-enrijecedor quanto à flambagem por flexo-torção, baseado na teoria da estabilidade elástica. Os efeitos causados pelo conjunto mesa-enrijecedor sobre a alma são representados por uma mola com rigidez a deslocamento e outra com rigidez à rotação. A figura 2.14 ilustra esse conceito para o perfil do tipo U enrijecido.

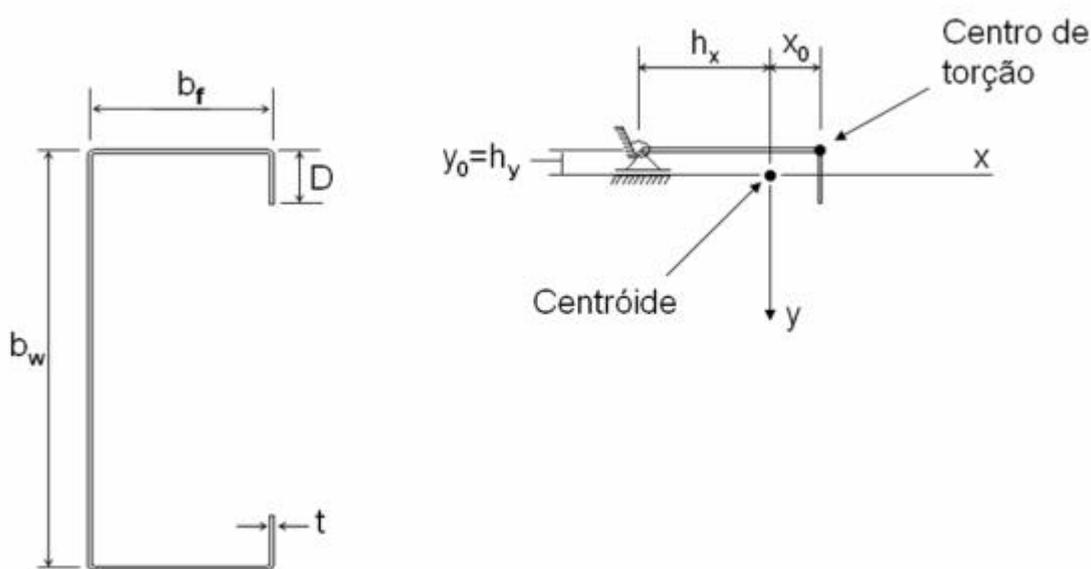


Figura 2.14 – Modelo utilizado na avaliação da flambagem distorcional para o perfil U enrijecido, de acordo com NBR 14762 (2001).

A formulação proposta por Lau e Hancock está inserida no anexo D da norma brasileira NBR 14762 (2001), a partir de trabalhos de Batista e colaboradores (Batista et al., 2000, Batista et al., 1998, Vazquez, 1998). A tensão crítica convencional de flambagem elástica por distorção da seção transversal é dada por

$$\mathbf{s}_{dist} = (0,5 E / A d) \{ \mathbf{a}_1 + \mathbf{a}_2 - [(\mathbf{a}_1 + \mathbf{a}_2)^2 - 4\mathbf{a}_3]^{0,5} \} \quad (2.28)$$

onde:

- Para seções U enrijecido com enrijecedores de borda adicionais (seções do tipo rack, por exemplo), submetidas à compressão uniforme, e com relação b_f / b_w compreendida entre 0,6 e 0,13:

$$\mathbf{a}_1 = (\mathbf{h} / \mathbf{b}_1) (\mathbf{b}_2 + 0,039 I_t L_d^2) + k_f (\mathbf{b}_1 \mathbf{h} E) \quad (2.29)$$

$$\mathbf{a}_2 = \mathbf{h} (I_y - 2 y_0 \mathbf{b}_3 / \mathbf{b}_1) \quad (2.30)$$

$$\mathbf{a}_3 = \mathbf{h} (\mathbf{a}_1 I_y - \mathbf{h} \mathbf{b}_3^2 / \mathbf{b}_1) \quad (2.31)$$

$$\mathbf{b}_1 = \mathbf{h}_x^2 + (I_x + I_y) / A_d \quad (2.32)$$

$$\mathbf{b}_2 = C_w + I_x (x_0 - h_x)^2 \quad (2.33)$$

$$\mathbf{b}_3 = I_{xy} (x_0 - h_x) \quad (2.34)$$

$$\mathbf{b}_4 = \mathbf{b}_2 + (y_0 - h_y) [I_y (y_0 - h_y) - 2\mathbf{b}_3] \quad (2.35)$$

$$L_d = 4,8 (\mathbf{b}_4 b_w / t^3)^{0,25} \quad (2.36)$$

$$\mathbf{h} = (\mathbf{p} / L_d)^2 \quad (2.37)$$

$$k_f = \frac{Et^3}{5,46(b_w + 0,06L_d)} \left[1 - \frac{1,11\mathbf{s}_{dist}}{Et^2} \left(\frac{b_w^2 L_d}{b_w^2 + L_d^2} \right)^2 \right] \quad (2.38)$$

\mathbf{s}_{dist} deve ser calculada, em primeira aproximação, pela expressão (2.28) com

$$\mathbf{a}_1 = (\mathbf{h} / \mathbf{b}_1)(\mathbf{b}_2 + 0,039I_t L_d^2) \quad (2.39)$$

- Para seções do tipo U enrijecido, submetidas à compressão uniforme, com relação b_f / b_w compreendida entre 0,4 e 2,0, podem ser aplicadas as expressões acima, substituindo-se as equações (2.33, 2.34 e 2.35) pelas equações (2.40, 2.41 e 2.42):

$$\mathbf{b}_2 = I_x b_f^2 \quad (2.40)$$

$$\mathbf{b}_3 = I_{xy} b_f \quad (2.41)$$

$$\mathbf{b}_4 = \mathbf{b}_2 = I_x b_f^2 \quad (2.42)$$

Outras expressões, de seções submetidas à flexão em relação aos eixos paralelo e perpendicular à alma são descritas no anexo D da norma brasileira. Esse anexo contém ainda, valores mínimos tabelados da relação entre a altura do enrijecedor de borda e a largura nominal da alma, D/b_w , para dispensar a verificação da flambagem por distorção.

A formulação proposta por Schafer (1997, 2000) faz parte dos estudos direcionados para futuras modificações nas especificações do AISI (1996). Nesta formulação, a contribuição da alma da seção na rigidez à torção no encontro entre alma e mesa é levada em consideração. A tensão crítica de flambagem elástica por distorção da seção transversal é dada por

$$f_{ed} = \frac{k_{f_{fe}} + k_{f_{ve}}}{k_{f_{fg}} + k_{f_{wg}}} \quad (2.43)$$

$$L = \min(L_{cr}, L) \quad (2.44)$$

$$k_{f_{fe}} = \left(\frac{\mathbf{p}}{L}\right)^4 \left(EI_{xf} (x_0 - h_x)^2 + EC_{wf} - E \frac{I_{xyf}^2}{I_{yf}} (x_0 - h_x)^2 \right) + \left(\frac{\mathbf{p}}{L}\right)^2 GI_f \quad (2.45)$$

$$k_{f_{fg}} = \left(\frac{\mathbf{p}}{L}\right)^2 \left[A_f \left((x_0 - h_x)^2 \left(\frac{I_{xyf}}{I_{yf}} \right)^2 - 2y_0 (x_0 - h_x) \left(\frac{I_{xyf}}{I_{yf}} \right) + h_x^2 + y_0^2 \right) + I_{xf} + I_{yf} \right] \quad (2.46)$$

$$k_{f_{ve}} = \frac{Et^3}{6h(1-\mathbf{u}^2)} \quad (2.47)$$

$$k_{f_{wg}} = \left(\frac{\mathbf{p}}{L}\right)^2 \frac{th^3}{60} \quad (2.48)$$

$$L_{cr} = \left(\frac{6\mathbf{p}^4 h(1-\mathbf{u}^2)}{t^3} \left(I_{xf} (x_0 - h_x)^2 + C_{wf} - \frac{I_{xyf}^2}{I_{yf}} (x_0 - h_x)^2 \right) \right)^{\frac{1}{4}} \quad (2.49)$$

onde

h – Altura da alma

L – Comprimento da peça

$A_f, I_{xf}, I_{yf}, I_{xyf}, C_w, I_f$ - Propriedades da seção da mesa comprimida (mesa e enrijecedor) sobre os eixos x e y, respectivamente

x_0 - Distância do centróide até o encontro da mesa com a alma

h_x - Distância do centro de gravidade até o centro de cisalhamento

2.4 – PERFIS COM ENRIJECEDORES INTERMEDIÁRIOS NA ALMA

Além do uso de enrijecedores de borda localizados nas extremidades das mesas, outra forma de melhorar a eficiência estrutural de uma seção e conseqüentemente aumentar sua capacidade de carga é através da adoção de enrijecedores intermediários longitudinais posicionados na alma, conforme figura 2.15.

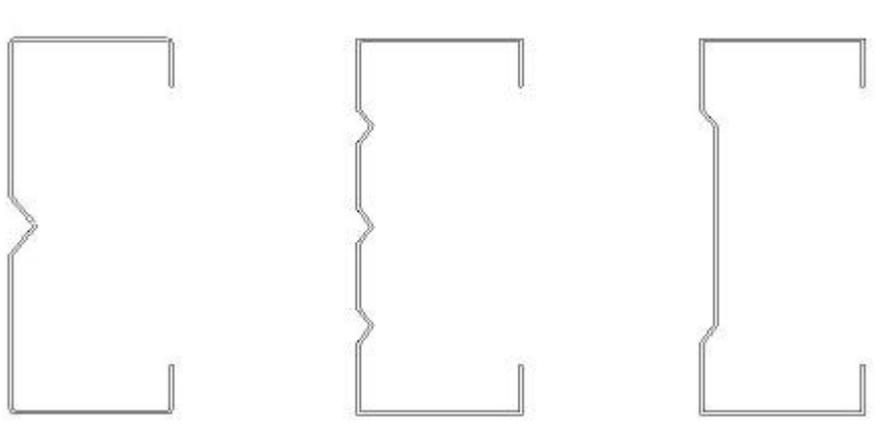


Figura 2.15 - Perfis do tipo U enrijecido com enrijecedores intermediários na alma.

Esse tipo de seção está sujeita aos modos de instabilidade locais e globais, ilustrados nas figuras 2.16a a f.

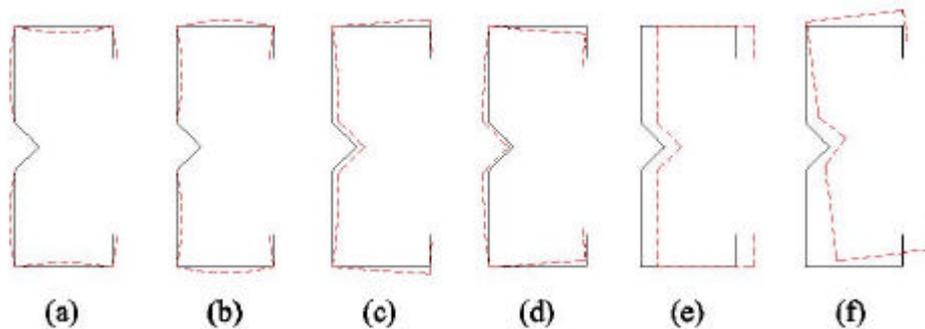


Figura 2.16 – Modos de instabilidade do perfil sigma: (a) e (b) modo local de placas (MLP); (c) e (d) modo distorcional (MD); (e) modo global de flexão (MF); (f) modo global de flexo-torção (MFT).

O modo local de placas é caracterizado pela flambagem das paredes do perfil segundo uma sucessão de meias ondas senoidais de comprimentos iguais s ao longo de seu comprimento, enquanto o enrijecedor intermediário e as arestas comuns às paredes do perfil permanecem retos. O conjunto de meias ondas poderá apresentar-se de forma simétrica ou anti-simétrica.

A presença de um enrijecedor intermediário que não se desloca transversalmente ao sentido do carregamento, juntamente com os sub-elementos da alma, provoca a redução dos comprimentos de onda do modo de instabilidade, fazendo com que a tensão crítica de flambagem local seja superior àquela apresentada por uma mesma seção, sem enrijecedor intermediário. Os modos de flambagem podem ser observados nas figuras 2.17a e b.

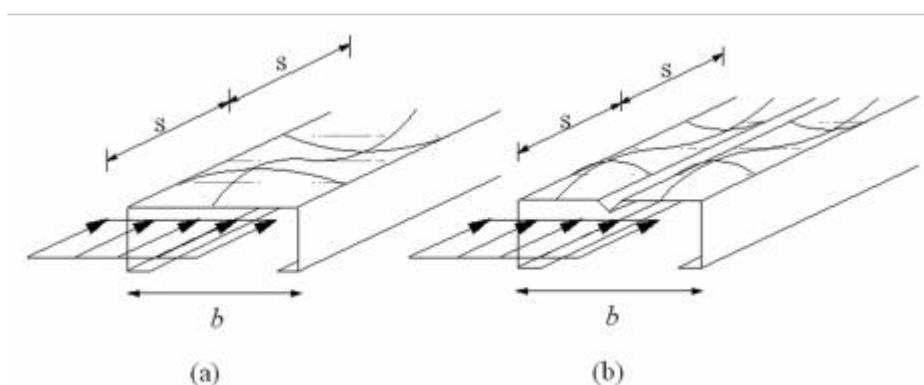


Figura 2.17 – Modo de flambagem local de placas do perfil U enrijecido;
(a) sem enrijecedor intermediário; (b) com enrijecedor intermediário.

Caso o enrijecedor intermediário se desloque juntamente com os sub-elementos da alma, estará configurado o modo de flambagem distorcional. Este modo é caracterizado pela flexão dos elementos constituintes da seção e pelo deslocamento das arestas comuns a esses elementos, ou pelo simples deslocamento do enrijecedor intermediário. Nas figuras 2.16c e 2.16d podem ser observados os modos de flambagem por distorção da seção, onde há variação dos ângulos entre elementos adjacentes e deslocamento das arestas comuns a esses elementos. Na figura 2.18, é ilustrado o modo de flambagem distorcional devido apenas ao deslocamento do enrijecedor intermediário.

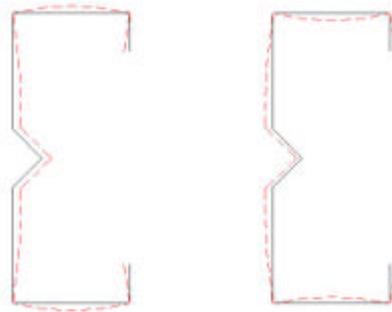


Figura 2.18 – Modo de flambagem distorcional do enrijecedor intermediário (MDE).

Para obtenção da tensão crítica de flambagem local para perfis com enrijecedores intermediários na alma, as normas vigentes apresentam procedimentos para avaliação da eficiência do(s) enrijecedor(es) intermediário(s) e, em seguida, são utilizadas formulações para obtenção das tensões críticas dos elementos que compõem a seção. Os coeficientes de flambagem dos sub-elementos da alma podem ser modificados ou não, em função da eficiência do enrijecedor intermediário. A tensão crítica é obtida, no entanto, sem levar em conta a interação entre as paredes do perfil. No caso de tensão crítica de flambagem distorcional, as normas de projetos não apresentam expressões para sua obtenção. Deste modo, o uso de ferramentas de análise numérica, como o método dos elementos finitos, tem sido de grande importância para avaliação desses fenômenos de instabilidade (Schafer, 1997).

CAPÍTULO 3

METODOLOGIA DE ANÁLISE E RESULTADOS INICIAIS

3.1 – INTRODUÇÃO

Apresenta-se neste capítulo a metodologia utilizada para calibração dos modelos numéricos utilizados nas análises do comportamento dos perfis de paredes esbeltas estudados neste trabalho. As análises foram realizadas com o auxílio do software comercial *Ansys*, baseado no Método dos Elementos Finitos.

Inicialmente, foram realizadas análises lineares de flambagem e não-lineares de seções de paredes esbeltas de comportamento já conhecido, para calibração e validação do modelo numérico utilizado. Foram escolhidas seções do tipo U enrijecido provenientes dos ensaios experimentais realizados por Sarmanho (1991).

Os resultados obtidos numericamente através do método dos elementos finitos são comparados com os resultados experimentais e com soluções analíticas de normas vigentes. Nos próximos itens, são descritos os elementos e modelos utilizados nas análises, seguindo-se da descrição dos resultados obtidos.

3.2 – ANÁLISE VIA MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

3.2.1 – Elementos de casca SHELL63 e SHELL43

Para modelar os perfis de paredes esbeltas, foram utilizados os elementos de casca, SHELL63 e SHELL43. Ambos são elementos quadriláteros com quatro nós por elemento e seis graus de liberdade por nó (translações e rotações em torno dos eixos coordenados x , y e z).

O elemento SHELL63 é um elemento de casca elástico, mais adequado para análise linear de flambagem. Foi utilizado neste trabalho em análises lineares para obtenção das cargas críticas e dos respectivos modos de flambagem. O elemento SHELL 43 é um elemento de casca plástico, que permite grandes deslocamentos e deformações, sendo mais adequado para análises não-lineares. Esse elemento foi utilizado no presente trabalho em análises não lineares pós-flambagem, para obtenção da trajetória de equilíbrio e da carga última da coluna.

3.2.2 – Elemento tridimensional SOLID45

Este elemento é utilizado para modelagem de estruturas sólidas tridimensionais. É definido por oito nós localizados nos vértices, com três graus de liberdade em cada nó (translações nos eixos coordenados x , y e z). Pode ser utilizado em análises que envolvam grandes deslocamentos, deformações e comportamento plástico. É utilizado neste trabalho para modelagem de placas de carregamento e apoio dos modelos estudados, simulando as placas pertencentes a máquinas de ensaios experimentais.

3.2.3 – Elementos de contato CONTAC49

Os elementos de contato são usualmente utilizados para modelar contatos entre diferentes superfícies. Em geral, os contatos podem ser entre nós, entre superfícies e de nó para superfície. Para o presente estudo, foi utilizado um elemento de contato de nó para superfície, com o objetivo de modelar a interface entre o elemento de casca, SHELL43, e o elemento sólido tridimensional, SOLID45.

O elemento de contato de nó para superfície é constituído por pontos em uma superfície, denominada superfície de contato, e por pontos em uma outra superfície, denominada superfície alvo. Sua forma pode ser triangular, tetraédrica ou piramidal, onde a base é formada por nós pertencentes à superfície alvo e o vértice é um nó pertencente à superfície de contato. O contato ocorre somente quando o nó da superfície de contato (vértice do elemento) encontra-se no mesmo plano dos nós da superfície alvo

(base do elemento). A figura 3.1 apresenta geometrias do elemento CONTAC49, com a base quadrilateral (elemento piramidal) e com a base triangular (elemento tetraédrico).

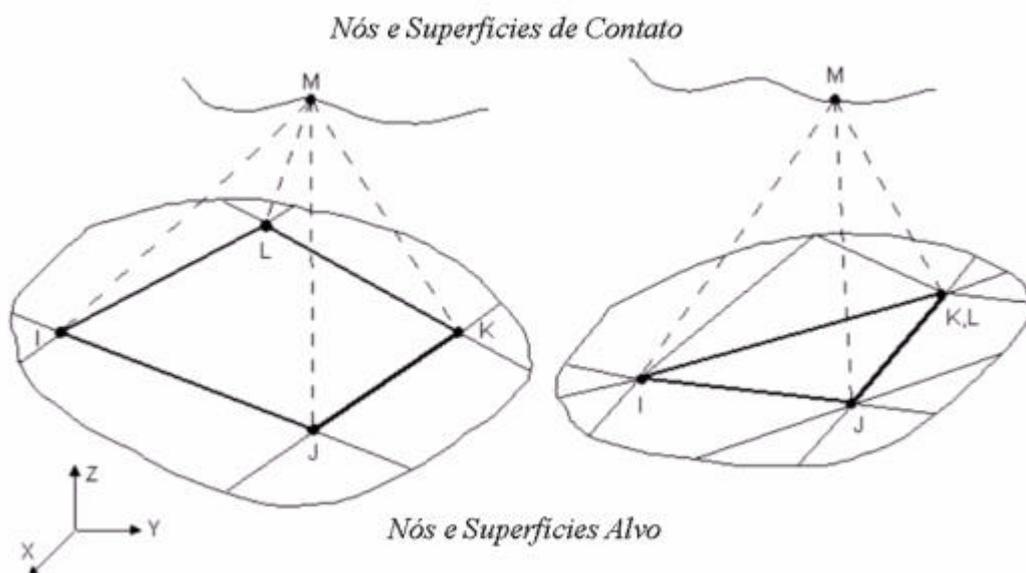


Figura 3.1 – Formas geométricas do elemento CONTAC49 (Ansys, 2001).

Para o caso do estudo em questão, a superfície alvo é constituída por nós pertencentes a uma das faces do elemento SOLID45, que simula placas rígidas para aplicação de cargas, e a superfície de contato é constituída por nós pertencentes às extremidades das colunas analisadas, ou seja, vértices dos elementos de casca SHELL43. A geometria adotada é do tipo piramidal.

O elemento utilizado nas análises foi o CONTAC49, desenvolvido para simular contato e deslizamento entre duas superfícies. Trata-se de elemento tridimensional constituído por cinco nós (quatro na base e um no vértice), com três graus de liberdade em cada nó (translações nas direções x, y e z).

3.2.4 – Condições de Contorno

A proposta deste trabalho é de avaliação de seções sujeitas a carregamentos uniformes de compressão centrada considerando, como condição de contorno, colunas

bi-rotuladas globalmente em suas extremidades. Deste modo, as restrições impostas aos nós nas extremidades devem ser tais que permitam essas condições.

Dois tipos de condições de restrição e carregamento são propostas e utilizadas neste estudo, uma através da utilização de elementos de contato e placas de apoio e carregamento nas extremidades, e outra através de restrições e carregamentos aplicados diretamente nos nós da extremidade, apresentada em Inoue (2004). Essas condições de contorno são descritas a seguir.

3.2.4.1 – Elementos de Contato e Placas de Extremidade

Este modelo procura simular as condições de contorno impostas por placas de apoio e carregamento utilizadas em máquinas de ensaios experimentais. O carregamento é aplicado nos elementos sólidos modelados, que por sua vez transmitem os esforços às colunas analisadas através de elementos de contato. A figura 3.2 traz uma representação esquemática do modelo.

De acordo com o esquema mostrado na figura, o carregamento é aplicado em somente uma das placas de extremidade (placa superior), que possui restrição a deslocamentos nas direções x e y (direções ortogonais à direção de aplicação do carregamento), através das linhas que compõem suas arestas. A placa inferior, como nas máquinas de ensaios, é restringida em todas as direções.

Para todas as análises realizadas, foi adotada uma espessura de 30mm para as placas de apoio e carregamento, além de um módulo de elasticidade da ordem de cem vezes o módulo de elasticidade do aço da coluna, conferindo maior rigidez às placas. Este foi o modelo adotado para as análises não-lineares.

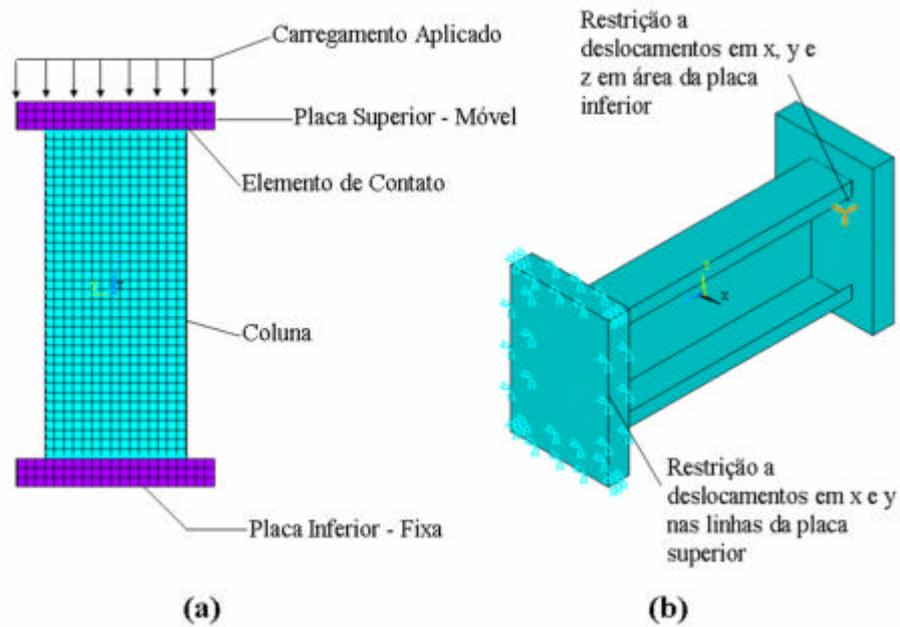


Figura 3.2 – Modelo com placas de extremidade.

(a) Elementos e forma de carregamento; (b) Condições de contorno.

3.2.4.2 – Condição de Empenamento Livre

Essa condição de contorno é utilizada conforme apresentada em Inoue (2004) para simular condição de extremidade da coluna globalmente rotulada, sem, no entanto, impor restrições ao empenamento nas extremidades. Deste modo, as paredes que compõem o perfil terão condições de extremidade rotuladas localmente.

O carregamento é aplicado nas duas extremidades da coluna, através de cargas nodais equivalentes, simulando carregamento uniformemente distribuído. Neste modelo, as restrições são impostas diretamente aos nós das extremidades, impedidos de deslocar-se nas direções x e y , ortogonais à direção de aplicação do carregamento. Para impedir deslocamento de corpo rígido, uma restrição a deslocamento na direção z é imposta a um nó situado à meia altura da alma da seção. O modelo é representado na figura 3.3. Este foi o modelo mais adequado para as análises lineares de flambagem elástica.

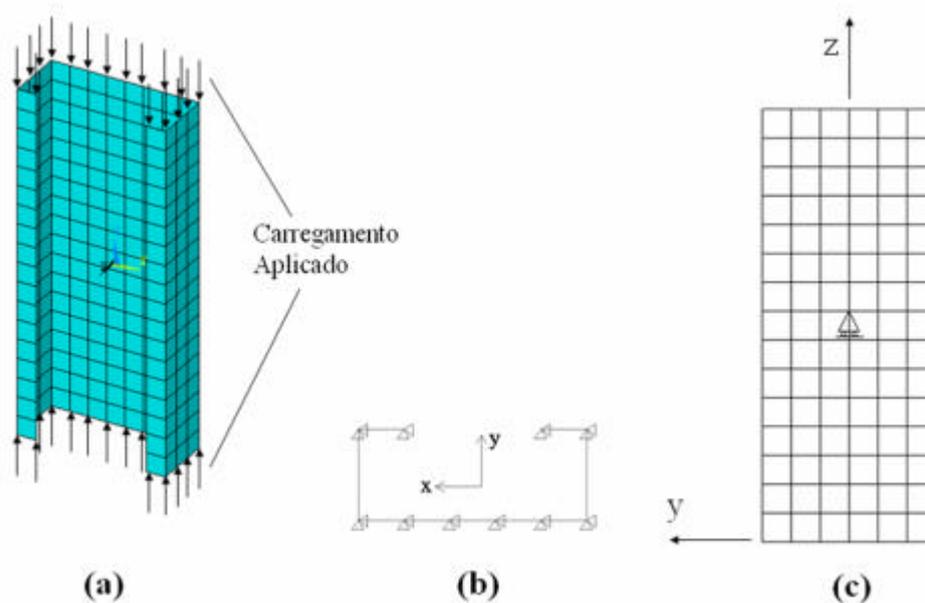


Figura 3.3 – Condição de empenamento livre.

- (a) Aplicação do carregamento; (b) Deslocamentos impedidos no plano xy , para os nós das extremidades; (c) deslocamento de corpo rígido impedido na direção z .

3.2.5 – Imperfeições Geométricas

Conforme descritos no capítulo 1, os processos de fabricação de perfis de paredes esbeltas impõem imperfeições geométricas que influenciam na capacidade de carga dos elementos estruturais. Portanto, para obtenção da capacidade de carga das colunas modeladas numericamente, faz-se necessária a simulação dessas imperfeições nos modelos analisados, buscando-se resultados mais próximos dos casos práticos.

Uma das formas de simular essas imperfeições é através da imposição de pequenos deslocamentos, fora do plano das paredes das colunas, em um conjunto de nós selecionados. Outra forma possível é a aplicação de pequenas forças no sentido ortogonal aos planos formados pelas paredes dos perfis. Para o presente estudo, foram adotadas como imperfeições geométricas iniciais as configurações deformadas das colunas, correspondentes aos modos de flambagem obtidos através das análises lineares, multiplicadas por fator de escala. Os valores desse fator de escala foram definidos como porcentagens das espessuras das paredes das seções analisadas.

3.3 – RESULTADOS INICIAIS

Conforme mencionado no início deste capítulo, foram realizadas análises com seções do tipo U enrijecido com o objetivo de calibrar o modelo numérico proposto neste estudo e, através dos resultados obtidos, validar sua utilização para as seções propostas neste trabalho. Análises lineares de flambagem e não-lineares foram realizadas, e os resultados são descritos a seguir.

3.3.1 – Análise Linear de Estabilidade

Primeiramente, os modelos propostos são utilizados em análises lineares de flambagem elástica para obtenção das cargas críticas e respectivos modos de flambagem. As seções escolhidas para essas análises foram perfis do tipo U enrijecido ensaiados por Sarmanho e listados na tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Dimensões dos perfis ensaiados por Sarmanho (1991).

Modelo	b_w (mm)	b_f (mm)	b_s (mm)	t (mm)	L (mm)
CP1S1	150	60	20	1,52	350
CP3S2	200	75	25	2,66	460

Para avaliar os modelos de condições de contorno propostos neste trabalho, as análises de flambagem foram realizadas para os dois tipos, ou seja, com empenamento livre nas extremidades e através da utilização de placas rígidas de apoio e carregamento nas extremidades.

As colunas ensaiadas experimentalmente foram colunas curtas, com o objetivo de investigar apenas o fenômeno de flambagem local. As figuras 3.4a e 3.4b apresentam os modos de flambagem obtidos para o modelo CP1S1, em análise através de elementos finitos, para condições de empenamento livre e com utilização de placas rígidas nas extremidades da coluna.

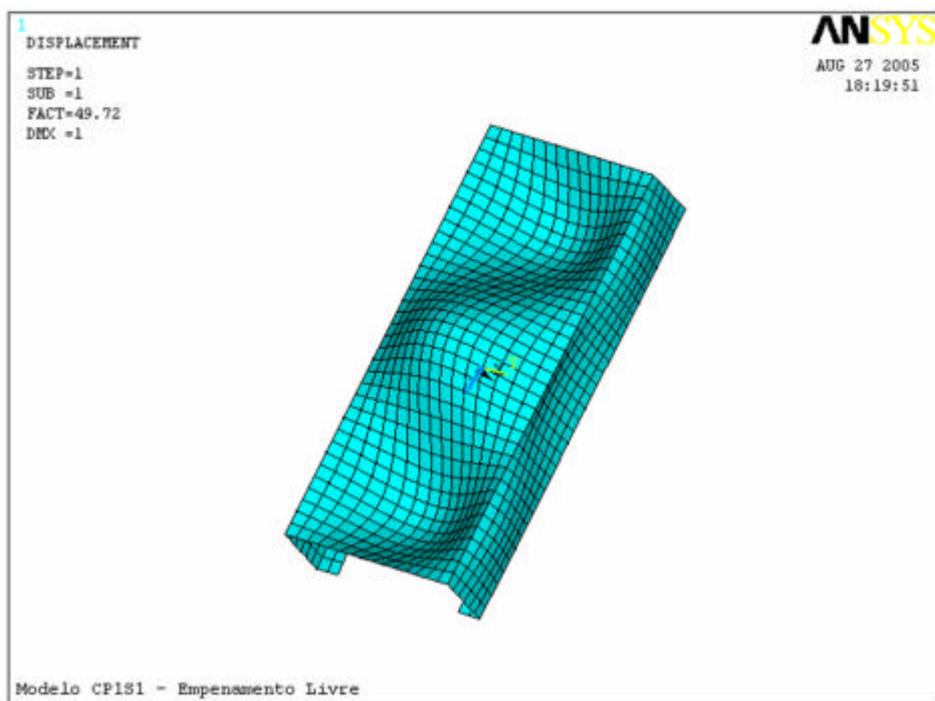


Figura 3.4a – Modo de flambagem do modelo CP1S1 com empenamento livre.

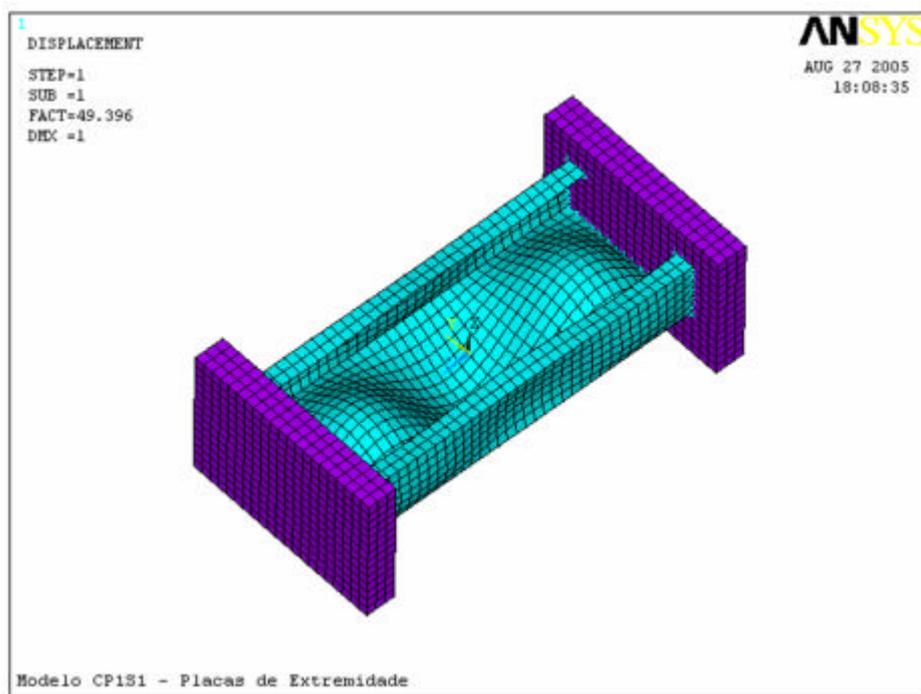


Figura 3.4b – Modo de flambagem do modelo CP1S1 com placas rígidas nas extremidades.

As características do modo de flambagem local de placas podem ser visualizadas nas figuras, em que três meias ondas senoidais são formadas ao longo das paredes que formam a seção, os ângulos entre essas paredes não variam e as arestas comuns a paredes adjacentes permanecem retas ao longo do comprimento do perfil.

Os valores das cargas críticas obtidos para as seções com as diferentes condições de contorno adotadas estão listados na tabela 3.2, comparados com os valores das cargas críticas teóricas, calculadas através da equação (2.7), utilizando-se um coeficiente de flambagem k igual a 5,6, pela figura 2.7.

Tabela 3.2 – Cargas críticas de flambagem local.

Modelo	Condição de Contorno	$P_{crNumérico}$ (kN)	$P_{crTeórico}$ (kN)	$\frac{P_{uTeórico} - P_{uNumérico}}{P_{uTeórico}} \times 100$
CP1S1	Empenamento Livre	49,72	49,94	+0,44
CP1S1	Placas de Extremidade	49,40	49,94	+1,08
CP3S2	Empenamento Livre	194,81	195,33	+0,27
CP3S2	Placas de Extremidade	192,99	195,33	+1,20

Os modelos com diferentes condições de contorno se mostraram bastante eficientes, com resultados apresentados para as cargas críticas muito próximos dos valores obtidos através de formulação teórica. Resultados um pouco melhores podem ser notados quando o empenamento é livre. Assim, as análises lineares de flambagem elástica realizadas neste trabalho utilizam essa condição de contorno. Para as análises não lineares, além desse modelo, foram utilizadas placas rígidas de apoio e carregamento, simulando condição de ensaio experimental.

3.3.2 – Análise Não-Linear

Neste item são descritos os resultados obtidos através de análise não linear elastoplástica do modelo CP1S1. É avaliado o comportamento pós-crítico das paredes

do perfil em estudo e obtidas as cargas últimas da coluna, para diferentes valores de imperfeições geométricas iniciais. Os resultados são comparados com os resultados experimentais obtidos por Sarmanho (1991) e com formulações de normas técnicas.

Foram adotadas como imperfeições geométricas iniciais as configurações deformadas das colunas, correspondentes aos modos de flambagem obtidos através das análises lineares. As amplitudes máximas adotadas foram 10, 25, 50 e 75% da espessura das paredes do perfil, ou seja, 0,15, 0,38, 0,76 e 1,14 mm. A tabela 3.3 apresenta os valores das cargas últimas obtidas numericamente com a coluna perfeita, CP1S1-NL e com as imperfeições descritas acima (CP1S1-NLII- * t).

Para todas as análises são utilizadas placas rígidas de extremidade para apoio e aplicação das cargas. Os valores do limite de escoamento, f_y , e do limite de resistência do material, f_u , são de 327 e 440 MPa, respectivamente, conforme ensaios experimentais.

Tabela 3.3 – Imperfeições, cargas últimas e erro para o modelo CP1S1.

Modelo	Imperfeição (mm)	Numérico P_{uNum} (kN)	Experimental P_{uExp} (kN)	$\frac{P_{uN} - P_{uExp}}{P_{uExp}} \times 100$
CP1S1-NL	-	110,6	109,0	+1,5
CP1S1-NLII-010t	0,15	109,9	109,0	+0,8
CP1S1-NLII-025t	0,38	109,7	109,0	+0,6
CP1S1-NLII-050t	0,76	108,6	109,0	-0,4
CP1S1-NLII-075t	1,14	107,7	109,0	-1,2

Pode-se observar pelos resultados comparativos da tabela 3.3, que os valores numéricos obtidos estão muito próximos do valor obtido experimentalmente. À medida que se aumenta a amplitude máxima da imperfeição inicial, menores são os valores de carga última obtidos para a coluna.

A figura 3.5 apresenta curvas que relacionam os valores das cargas com os deslocamentos axiais obtidos para as colunas, para os diferentes valores de imperfeições iniciais. As cargas foram aplicadas gradualmente, estabelecendo-se pequenos passos de cargas, em busca da convergência da solução e do mapeamento do comportamento pós-crítico das paredes da seção.

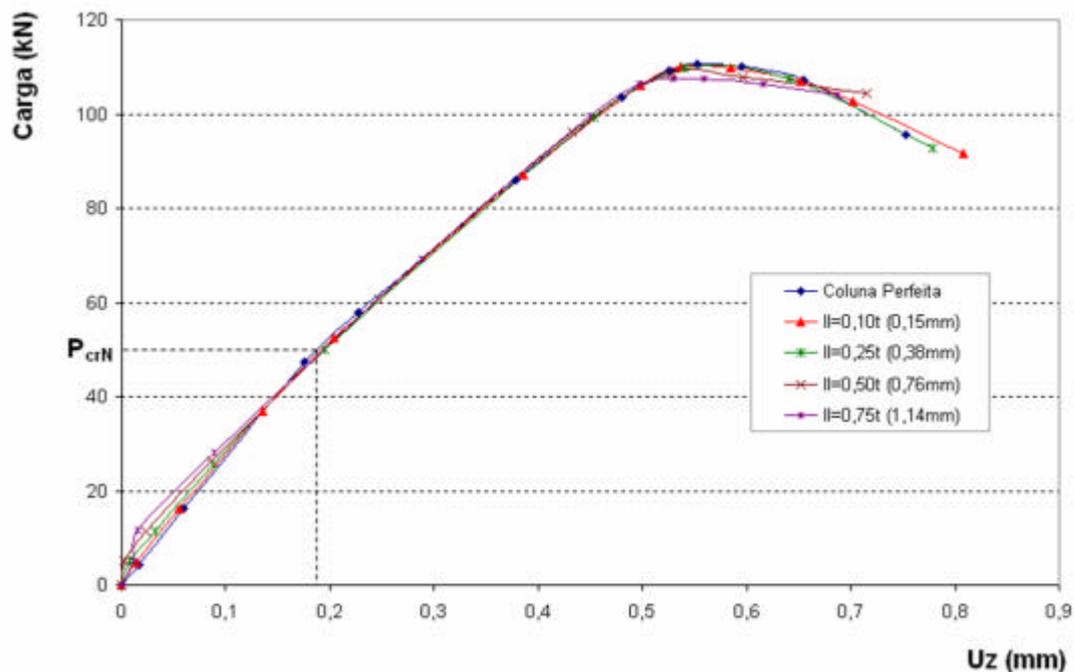


Figura 3.5 – Curvas carga x deslocamento axial.

A curva segue a relação linear de tensão-deformação até atingir a carga crítica, quando há uma modificação da inclinação da curva, e o comportamento passa a ser não-linear. Esse comportamento é percebido melhor para a seção sem imperfeição ou com imperfeição inicial da ordem de 0,10t. A figura 3.6 apresenta a distribuição de tensões médias ao longo da coluna, após ser atingida a carga crítica, para o modelo com imperfeição inicial igual a 0,10t. Além do modo de flambagem local, caracterizado pelo conjunto de meias ondas senoidais, pode ser observado através da figura que após ser atingida a carga crítica, a distribuição de tensões na parede do perfil passa a ser não linear, com concentração de tensões nas bordas, próximo às arestas.

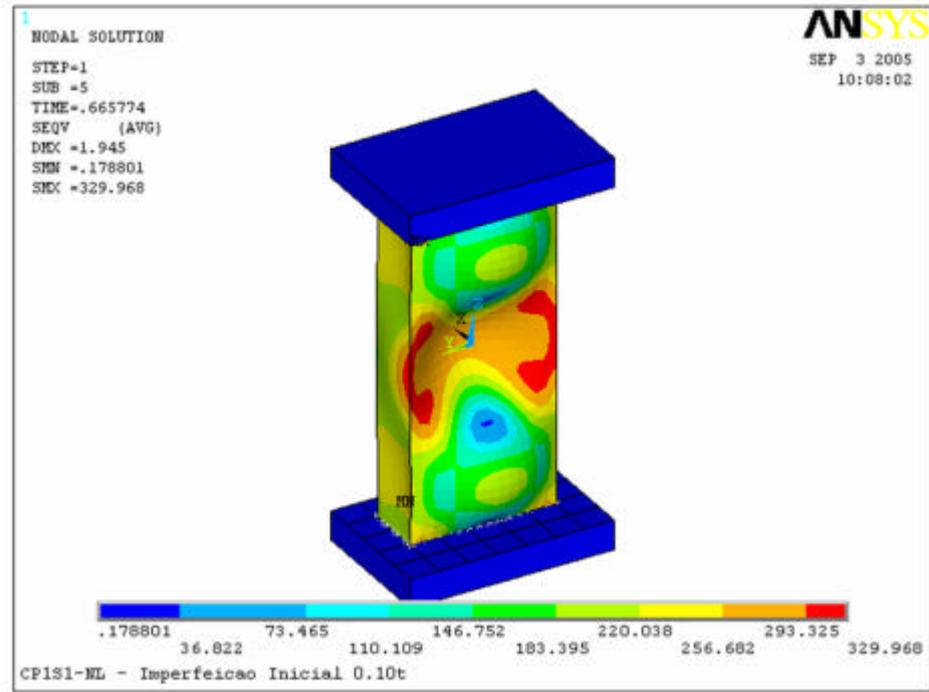


Figura 3.6 – Distribuição de tensões após ser atingida a carga crítica.

Para este modelo, foram obtidos os valores médios das deformações na linha média da alma do perfil, durante as etapas de carregamento. A partir desses valores, é feita a avaliação do comportamento pós-crítico e dos valores obtidos para a largura efetiva, b_e , para cada etapa de carregamento. A figura 3.7 apresenta os valores das deformações médias em função dos passos de carga.

Conforme apresentado na figura, os valores máximos de deformação encontram-se nos extremos da alma do perfil, próximo às arestas comuns às mesas. Pelo conceito de largura efetiva, a distribuição de tensões em uma parede substituta, s_e , deve ser constante ao longo da largura efetiva, b_e , e de valor igual à tensão máxima (s_{max}) da placa original. Portanto, de posse dos valores de deformação máxima, os valores de tensão na placa substituta, s_e , são facilmente obtidos ($s_e = Ee_{max}$). Os valores da largura efetiva, b_e , podem ser obtidos pela equação (2.16), baseada na distribuição de tensões da figura 2.8. As tensões médias, s_m , são obtidas a partir das deformações medidas na linha média horizontal da alma. Os valores de deformações médias obtidas

nas análises numéricas variam cerca de 10% em relação aos valores obtidos experimentalmente.

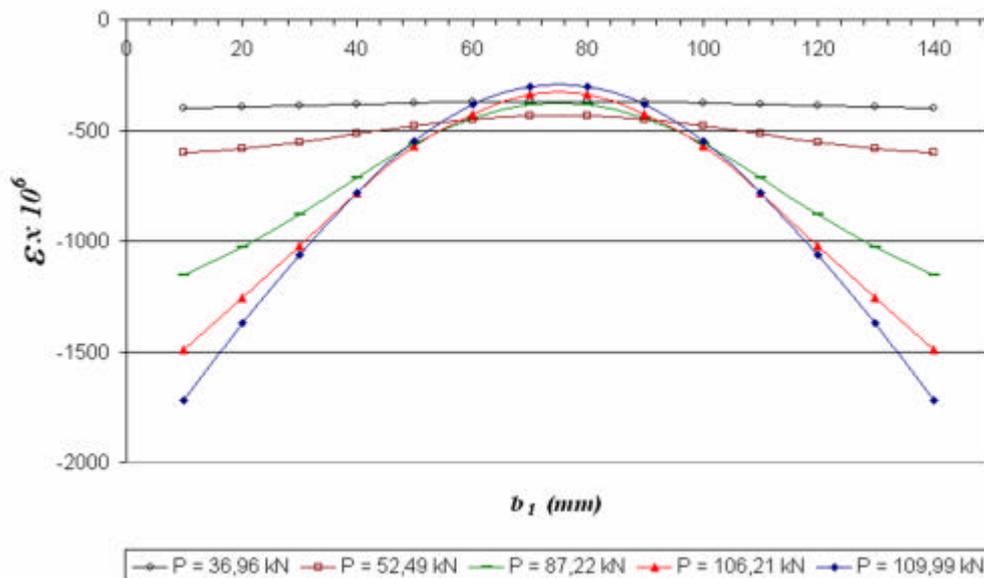


Figura 3.7 – Deformações médias na linha média horizontal da alma.

A partir dos valores obtidos para as tensões médias (\mathbf{s}_m), para as tensões máximas na placa substituta (\mathbf{s}_e) e para as larguras efetivas (b_e), são analisados os acréscimos de tensão ($\mathbf{s}_m / \mathbf{s}_{cr}$) e a redução da largura efetiva da alma da seção (b_e / b), em relação à grandeza I_{pd} , que caracteriza a esbeltez da seção.

As figuras 3.8 e 3.9 apresentam os resultados obtidos numericamente para os acréscimos de tensão e para a redução da largura efetiva em função da esbeltez relativa da seção, I_{pd} . Os resultados numéricos são confrontados com as formulações polinomiais do 3º e do 2º graus, propostas por Mulligan-Pekoz e por Sarmanho, respectivamente. O valor de tensão crítica ($\mathbf{s}_{cr} = 106,9 \text{ N/mm}^2$) obtido através de análise linear de flambagem com condição de empenamento livre foi utilizado para obtenção do acréscimo de tensão, e para o cálculo de $I_p (=1,75)$ e de I_{pd} . Portanto, os

gráficos das figuras 3.8 e 3.9 já levam em consideração os efeitos de interação entre a placa analisada (alma do perfil) e as paredes vizinhas (mesas).

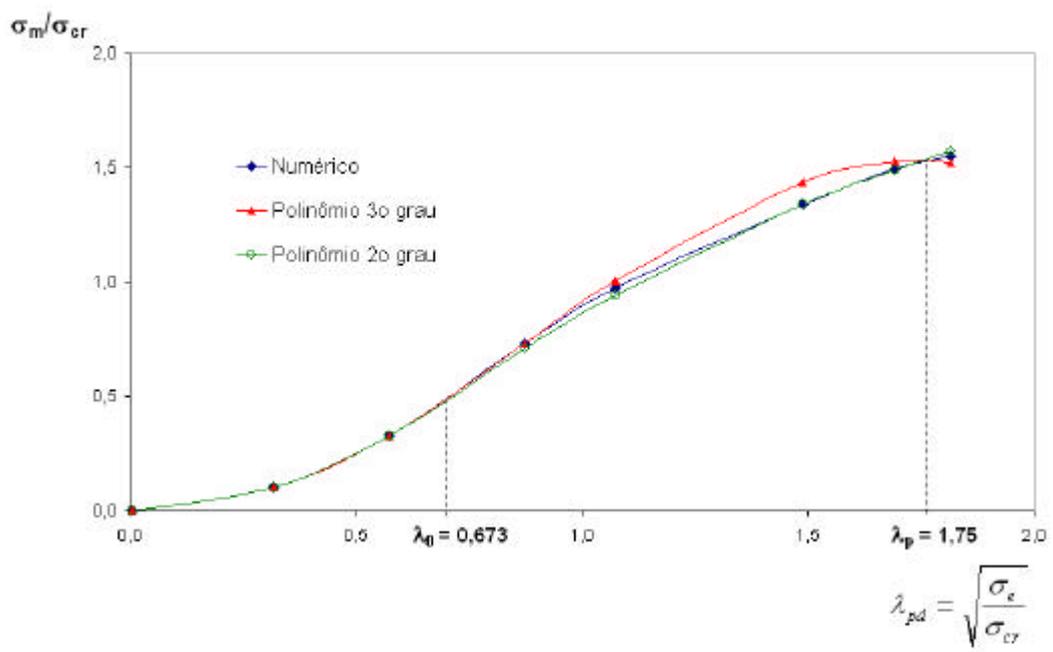


Figura 3.8 – Comparação dos acréscimos de tensão obtidos através de análise numérica e pelas formulações polinomiais do 2º e do 3º graus.

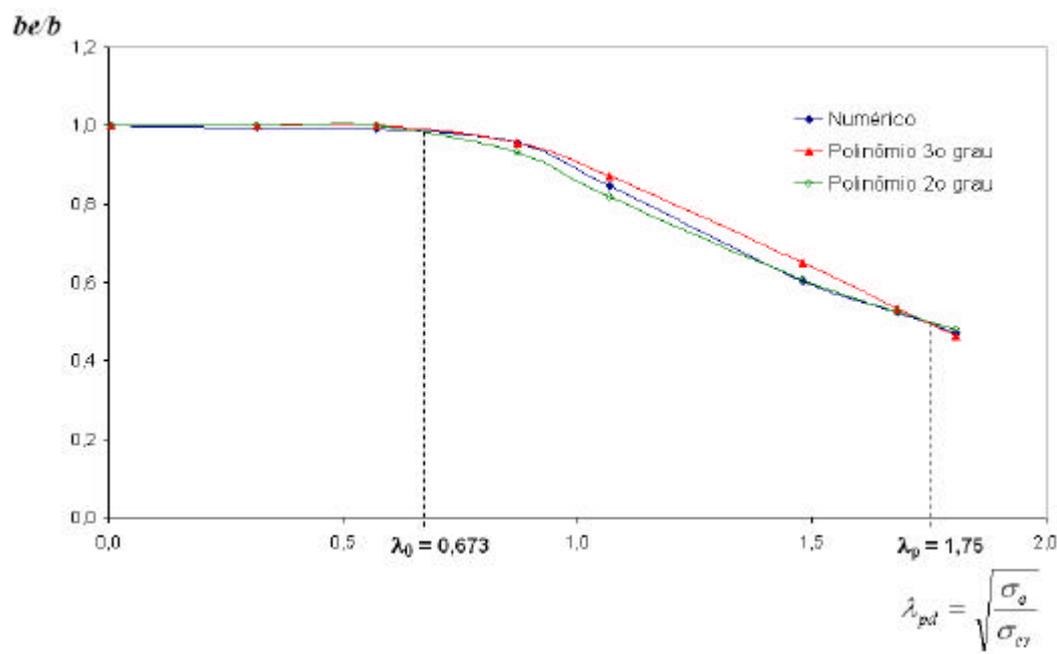


Figura 3.9 - Comparação da redução da largura efetiva obtida através de análise numérica e pelas formulações polinomiais do 2º e do 3º graus.

As curvas anteriores apresentam boa concordância entre os resultados obtidos numericamente e as formulações polinomiais. O valor de I_{pd} no estado limite último, ou seja, I_p , é coincidente para as três curvas apresentadas. Há coincidência também no início da flambagem local, indicado por $I_0 = 0,673$.

É importante observar também que a formulação do 2º grau apresenta melhor correlação com os resultados numéricos, assim como apresentado no resultado dos ensaios experimentais. Resultados comparativos entre a formulação do 2º grau e resultados experimentais e de recomendações de diversas normas podem ser encontrados na literatura técnica (Sarmanho, 1991).

Os resultados até aqui obtidos através das análises lineares de flambagem elástica e não-lineares elastoplásticas confirmam a eficiência dos modelos propostos para o desenvolvimento do presente trabalho. Nos próximos capítulos, serão apresentadas as análises realizadas com esses modelos, bem como os resultados obtidos.

CAPÍTULO 4

AVALIAÇÃO DA EFICIÊNCIA DE ENRIJECEDORES INTERMEDIÁRIOS

4.1- INTRODUÇÃO

É apresentado neste capítulo um estudo da influência da utilização de enrijecedores intermediários na alma de seções do tipo U enrijecido utilizadas como montantes do sistema *Steel Frame*. A figura 4.1 apresenta as seções com um, dois, três e quatro enrijecedores intermediários, indicando a nomenclatura adotada para as dimensões dos perfis. Foram analisadas neste estudo as seções mais esbeltas, com espessuras de paredes $t=0.76$ mm (sem revestimento) apresentadas na tabela 4.1, sendo t_n a espessura nominal e t_r a espessura do revestimento. Dentre as diversas seções usuais de enrijecedores intermediários, foi escolhida uma seção triangular, de fácil fabricação, com seus elementos formando ângulos de 45° com a alma do perfil.

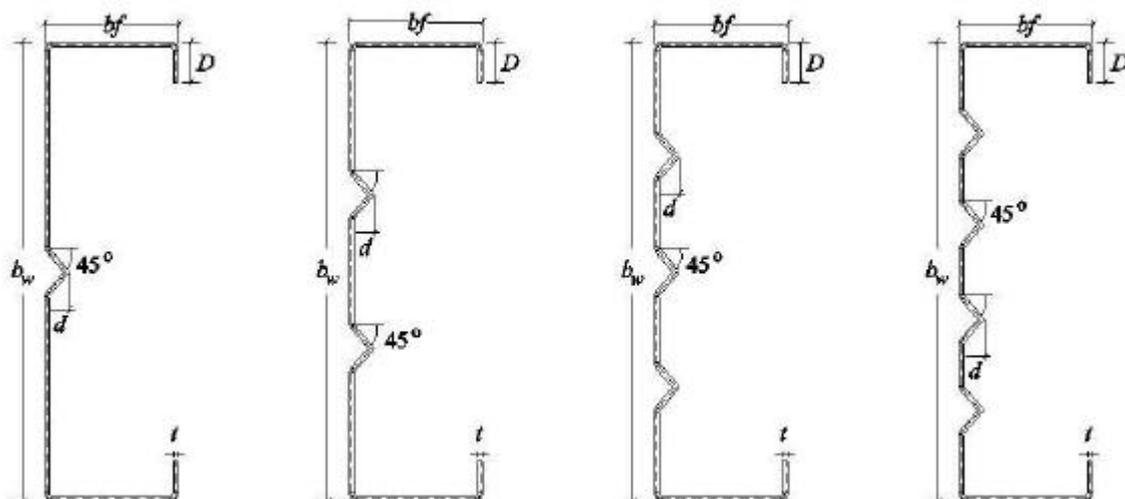


Figura 4.1 - Nomenclatura das seções analisadas.

Tabela 4.1 - Dimensões das seções utilizadas como montantes.

Ue	b_w (mm)	b_f (mm)	D (mm)	t_n (mm)	t_r (mm)	t (mm)
90x40x12x0,80	90	40	12	0,80	0,036	0,76
140x40x12x0,80	140	40	12	0,80	0,036	0,76
200x40x12x0,80	200	40	12	0,80	0,036	0,76
250x40x12x0,80	250	40	12	0,80	0,036	0,76

Os montantes do sistema *Light Steel Frame* são os principais elementos constituintes das paredes estruturais, funcionando como suporte das vigas de piso. Estão sujeitos a carregamentos de compressão (para o caso de paredes internas) e flexo-compressão (paredes externas). Avalia-se neste estudo o comportamento das seções acima mencionadas apenas sob carregamento de compressão centrada.

Para a avaliação da eficiência dos enrijecedores intermediários, foram realizadas análises lineares de flambagem elástica, onde são obtidos as tensões críticas e os respectivos modos de flambagem. Para cada seção, foram adotadas diferentes quantidades e dimensões dos enrijecedores intermediários.

Inicialmente, tais análises foram feitas utilizando-se o programa CUFSM (Schafer, 2003) através do método das faixas finitas. Os comprimentos de meias ondas senoidais, correspondentes aos modos críticos de flambagem fornecidos pelo CUFSM, foram utilizados como comprimentos das colunas nas análises via método dos elementos finitos, realizadas através do programa Ansys. Para todas as análises, foram consideradas condições de empenamento livre.

4.2- SEÇÃO Ue 90x40x12

Para esta seção, foram realizadas análises com 1 a 3 enrijecedores intermediários, variando-se as alturas desses enrijecedores, d , de 2 mm a 6 mm. A tabela 4.2 apresenta os modelos analisados, suas dimensões, sendo L o comprimento da coluna, e as tensões críticas, σ_{cr} , obtidas através do MEF e do MFF.

Tabela 4.2 - Modelos, dimensões e resultados para a seção Ue90x40x12.

Seção	Modelo	d (mm)	S_{cr} (N/mm ²)		L (mm)	Modo de Flambagem
			MFF	MEF		
U enrijecido	Ue-90x076	0	74,1	72,1	70	Local
	E1-90x076-D02	2	125,6	116,6	100	Distorcional
	E1-90x076-D03	3	185,9	171,7	480	Distorcional
	E1-90x076-D04	4	184,9	171,1	480	Distorcional
	E1-90x076-D05	5	185,2	171,1	490	Distorcional
	E1-90x076-D06	6	187,0	172,7	500	Distorcional
	E2-90x076-D02	2	133,9	122,9	110	Distorcional
	E2-90x076-D03	3	184,4	170,5	480	Distorcional
	E2-90x076-D04	4	182,8	173,3	480	Distorcional
	E2-90x076-D05	5	182,6	170,3	490	Distorcional
	E2-90x076-D06	6	184,1	171,0	500	Distorcional
	E3-90x076-D02	2	139,6	130,7	120	Distorcional
	E3-90x076-D03	3	182,2	170,0	480	Distorcional
	E3-90x076-D04	4	180,1	174,9	490	Distorcional
	E3-90x076-D05	5	179,4	173,1	500	Distorcional
	E3-90x076-D06	6	180,0	165,6	510	Distorcional

As figuras 4.2 e 4.3 apresentam as curvas que relacionam valores da tensão crítica de flambagem para diferentes valores de altura do enrijecedor intermediário, d , obtidos através do MFF e do MEF, respectivamente.

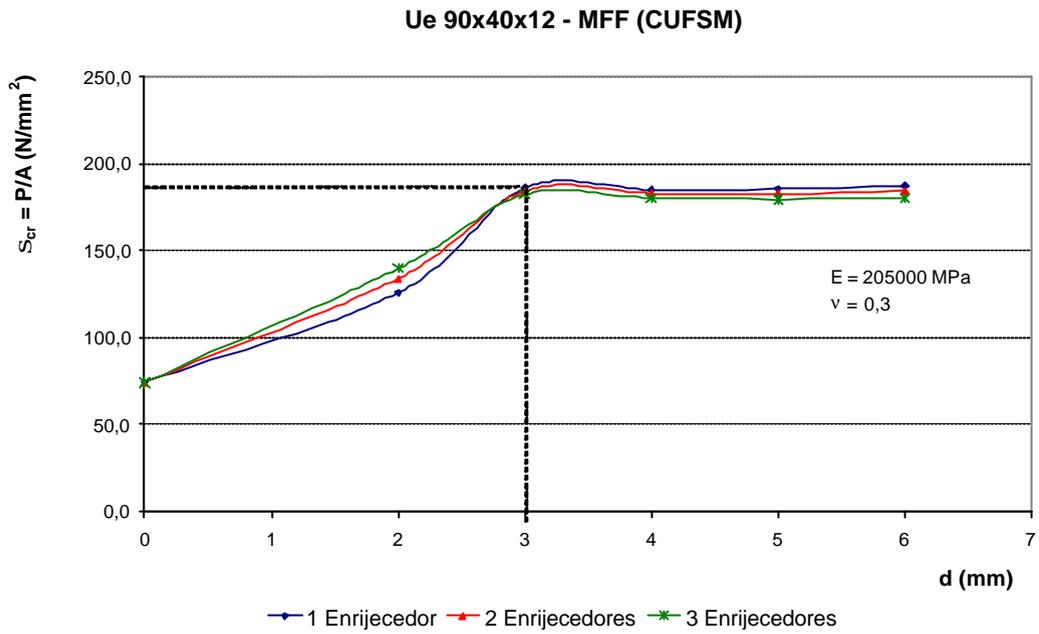


Figura 4.2 – Tensões críticas para a seção Ue90x40x12 com enrijecedores intermediários, obtidas via MFF.

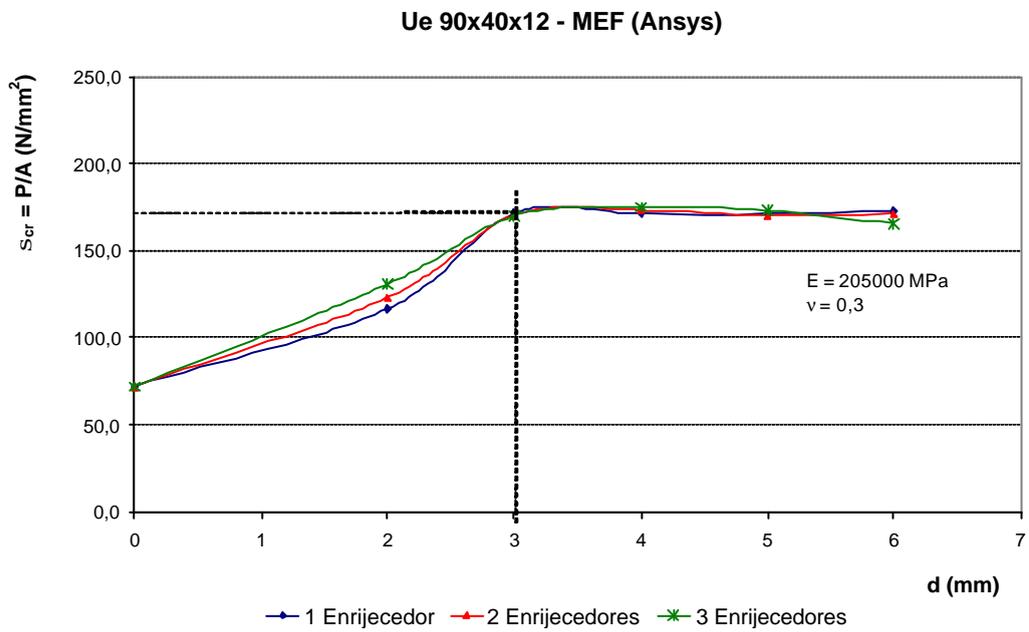


Figura 4.3 - Tensões críticas para a seção Ue90x40x12 com enrijecedores intermediários, obtidas via MEF.

As curvas da figura 4.2 e 4.3 revelam uma boa concordância entre os resultados obtidos pelo MEF e pelo MFF, onde podem ser observados aumentos no valor da tensão crítica em relação ao perfil U enrijecido, em função de uma maior rigidez oferecida pela presença de enrijecedores intermediários. Para um valor de altura de enrijecedor intermediário, d , igual 2 mm, obtém-se valores de tensão crítica cerca de 70 a 80% maiores, comparando-se com o valor da tensão crítica da mesma seção sem enrijecedores intermediários.

Em contrapartida, essa rigidez adicional imposta pelo enrijecedor intermediário induz o aparecimento antecipado do modo distorcional de flambagem, inicialmente caracterizado pelo deslocamento do enrijecedor intermediário e, posteriormente, pela rotação das mesas e dos enrijecedores de borda em relação à alma do perfil. A figura 4.4 ilustra o modo de flambagem distorcional apresentado pelo modelo E2-90x076-D03, em análise realizada via MEF. Este modelo possui dois enrijecedores intermediários de alturas iguais a 3 mm. O modo crítico acontece para um comprimento de meia onda da ordem de 480 mm, fornecido pelo CUFSM.

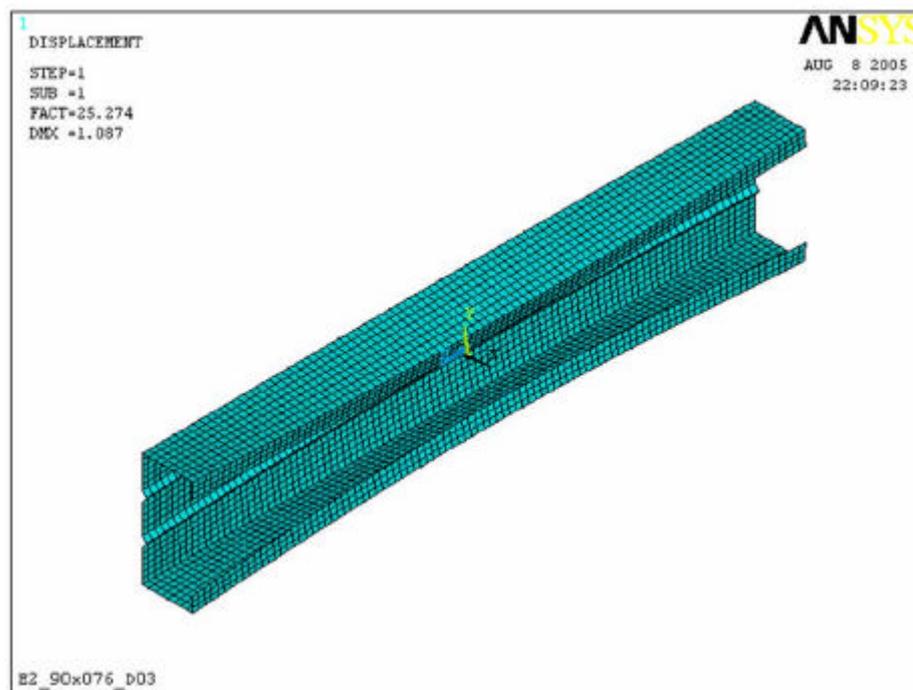


Figura 4.4 - Modo de flambagem do modelo E2-90x076-D03.

Prosseguindo a análise das curvas das figuras 4.2 e 4.3, pode-se notar que o valor da tensão crítica aumenta com o acréscimo da altura do enrijecedor intermediário até um valor igual a 3 mm. A partir desse valor, não se observa acréscimo da mesma. Os ganhos na tensão crítica até a altura de 3 mm são exibidos com maior clareza através da tabela 4.3, que apresenta um comparativo para as diversas seções.

Tabela 4.3 – Variação percentual da tensão crítica em função do número de enrijecedores intermediários (NEI) – seção Ue90x40x12.

90x40x12	σ_{cr} (N/mm ²)					Variação (%)			
NEI	(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	$\frac{(2)-(1)}{(1)}$	$\frac{(3)-(2)}{(2)}$	$\frac{(4)-(3)}{(3)}$	$\frac{(5)-(4)}{(4)}$
	d=2mm	d=3mm	d=4mm	d=5mm	d=6mm	(1)	(2)	(3)	(4)
1	116,60	171,70	171,12	171,13	172,68	47,3	-0,3	0,0	0,9
2	122,91	170,50	173,28	170,35	171,05	38,7	1,6	-1,7	0,4
3	130,74	170,00	174,95	173,13	165,56	30,0	2,9	-1,0	-4,4

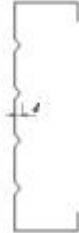
Observa-se também que a utilização de dois ou três enrijecedores intermediários tem pouco acréscimo na tensão crítica. Os comprimentos de meias ondas para as seções com um, dois ou três enrijecedores intermediários são da mesma ordem de grandeza, cerca de 480mm, conforme mostrado na tabela 4.2.

Assim, para esta seção a adoção de apenas um enrijecedor intermediário pode aumentar consideravelmente a capacidade de carga da peça e que a altura do enrijecedor de 3mm é adequada em função da rigidez já oferecida por esse valor.

4.3- SEÇÃO Ue 140x40x12

Para esta seção, foram realizadas análises com 1 a 4 enrijecedores intermediários, variando-se as alturas desses enrijecedores, d , de 2 a 6mm. A tabela 4.4 apresenta os modelos analisados, suas dimensões e as tensões críticas obtidas através do MEF e do MFF.

Tabela 4.4 - Modelos, dimensões e resultados para a seção Ue140x40x12.

Seção	Modelo	d (mm)	S_{cr} (N/mm ²)		L (mm)	Modo de Flambagem
			MFF	MEF		
U enrijecido	Ue-140x076	0	31,8	29,9	110	Local
	E1-140x076-D02	2	49,5	46,2	150	Distorcional
	E1-140x076-D03	3	69,4	67,1	190	Distorcional
	E1-140x076-D04	4	85,8	84,3	470	Distorcional
	E1-140x076-D05	5	89,1	87,4	510	Distorcional
	E1-140x076-D06	6	93,4	91,6	550	Distorcional
	E2-140x076-D02	2	52,3	49,4	160	Distorcional
	E2-140x076-D03	3	73,9	73,4	210	Distorcional
	E2-140x076-D04	4	85,7	84,1	490	Distorcional
	E2-140x076-D05	5	89,1	87,3	530	Distorcional
	E2-140x076-D06	6	93,7	91,4	570	Distorcional
	E3-140x076-D02	2	55,3	53,1	170	Distorcional
	E3-140x076-D03	3	77,6	76,3	230	Distorcional
	E3-140x076-D04	4	85,1	83,8	500	Distorcional
	E3-140x076-D05	5	88,5	86,6	540	Distorcional
	E3-140x076-D06	6	92,9	90,6	580	Distorcional
	E4-140x076-D02	2	57,5	54,2	170	Distorcional
	E4-140x076-D03	3	80,0	77,7	240	Distorcional
	E4-140x076-D04	4	84,5	82,9	510	Distorcional
	E4-140x076-D05	5	87,7	85,6	550	Distorcional
	E4-140x076-D06	6	91,6	89,6	590	Distorcional

Os valores das tensões críticas obtidos para esta seção são inferiores aos obtidos para a seção Ue 90x40x12, em função da maior relação largura-espessura da alma. Esses valores são apresentados nos gráficos das figuras 4.5 e 4.6, expressos em função da altura e do número de enrijecedores intermediários utilizados nas análises via MEF e MFF.

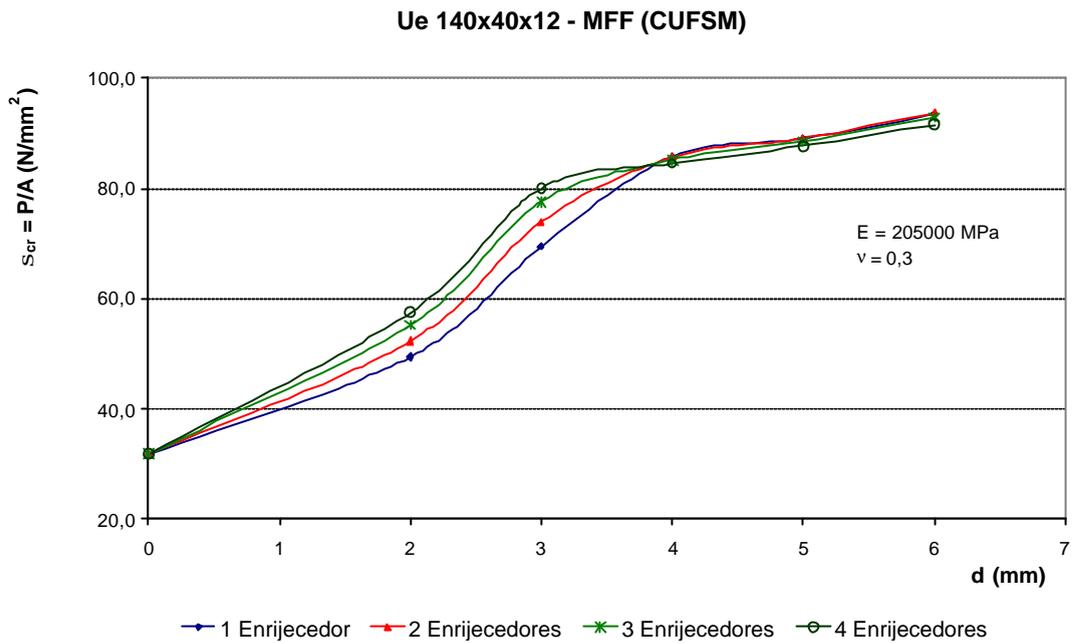


Figura 4.5 - Tensões críticas para a seção Ue140x40x12 com enrijecedores intermediários, obtidas via MFF.

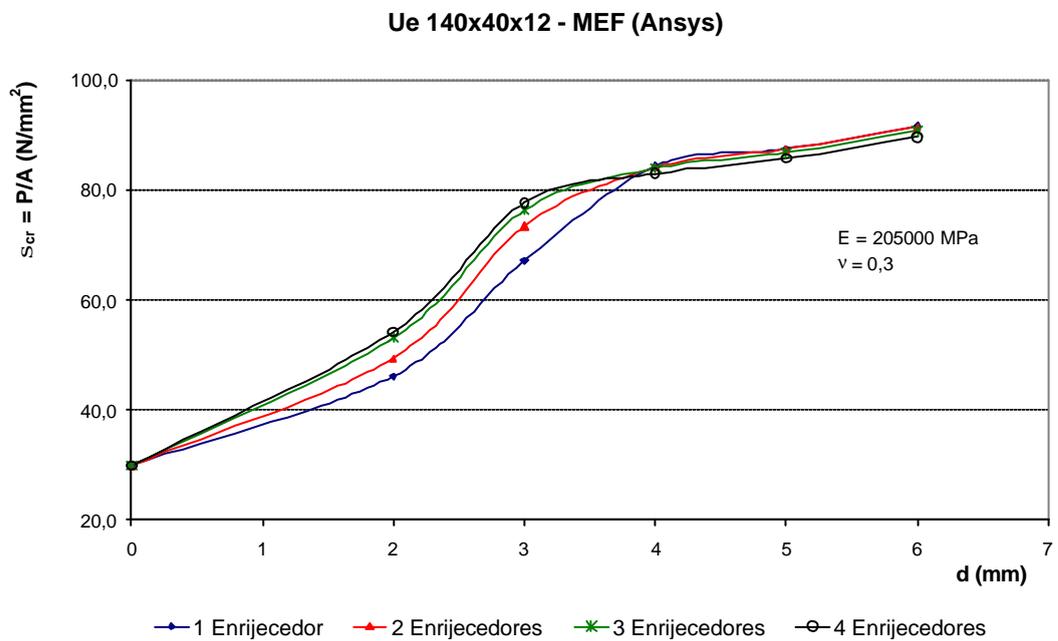


Figura 4.6 - Tensões críticas para a seção Ue140x40x12 com enrijecedores intermediários, obtidas via MEF.

Neste caso, observam-se acréscimos da tensão crítica até um valor de altura do enrijecedor intermediário igual a 6 mm. Porém, os acréscimos são mais acentuados até um valor de d igual a 3 mm, conforme apresentado na tabela 4.5. Para esse valor, há um acréscimo sensível na tensão crítica quando se comparam as seções com um e com dois enrijecedores intermediários, com valor de tensão crítica 9,4% maior para a seção com dois enrijecedores.

A partir daí, aumentos no número de enrijecedores provocam pequenos acréscimos nos valores das tensões críticas, da ordem de 4% comparando-se a seção com três enrijecedores com a seção com apenas dois, e da ordem de 1,8% quando comparadas as seções com quatro e três enrijecedores intermediários. Tem-se, portanto, uma seção bastante eficiente com dois enrijecedores intermediários de 3 mm de altura.

Tabela 4.5 - Aumento da tensão crítica em função do número de enrijecedores intermediários (NEI) – seção Ue140x40x12.

140x40x12	σ_{cr} (N/mm ²)					Variação (%)			
	(1) d=2mm	(2) d=3mm	(3) d=4mm	(4) d=5mm	(5) d=6mm	$\frac{(2)-(1)}{(1)}$	$\frac{(3)-(2)}{(2)}$	$\frac{(4)-(3)}{(3)}$	$\frac{(5)-(4)}{(4)}$
1	46,18	67,09	84,29	87,37	91,59	45,3	25,6	3,7	4,8
2	49,45	73,39	84,07	87,35	91,42	48,4	14,6	3,9	4,7
3	53,06	76,26	83,85	86,63	90,64	43,7	10,0	3,3	4,6
4	54,22	77,67	82,90	85,65	89,60	43,2	6,7	3,3	4,6

Conforme os gráficos das figuras 4.5 e 4.6, os valores da tensão crítica variam muito pouco a partir de um valor de d igual a 4 mm. Para esse valor, a utilização de dois ou três enrijecedores intermediários pouco acrescenta na rigidez da peça, pois o valor de tensão crítica é praticamente o mesmo quando adotado apenas um enrijecedor intermediário. Observam-se na tabela 4.4 apenas pequenas diferenças entre os comprimentos de meias ondas obtidos para as seções com um, dois, três ou quatro enrijecedores intermediários. Tem-se, portanto, uma seção bastante eficiente com apenas um enrijecedor intermediário de 4 mm de altura.

Da mesma forma observada para a seção anterior, a seção Ue 140x40x12 passa a ter o modo de flambagem distorcional predominante, correspondendo ao modo crítico da coluna com comprimento intermediário. A figura 4.7 ilustra o modo de flambagem distorcional apresentado pelo modelo E1-140x076-D04, em análise realizada via MEF. Este modelo possui um enrijecedor intermediário de altura igual a 4 mm. O modo crítico acontece para um comprimento de meia onda da ordem de 470 mm, fornecido pelo CUFSM.

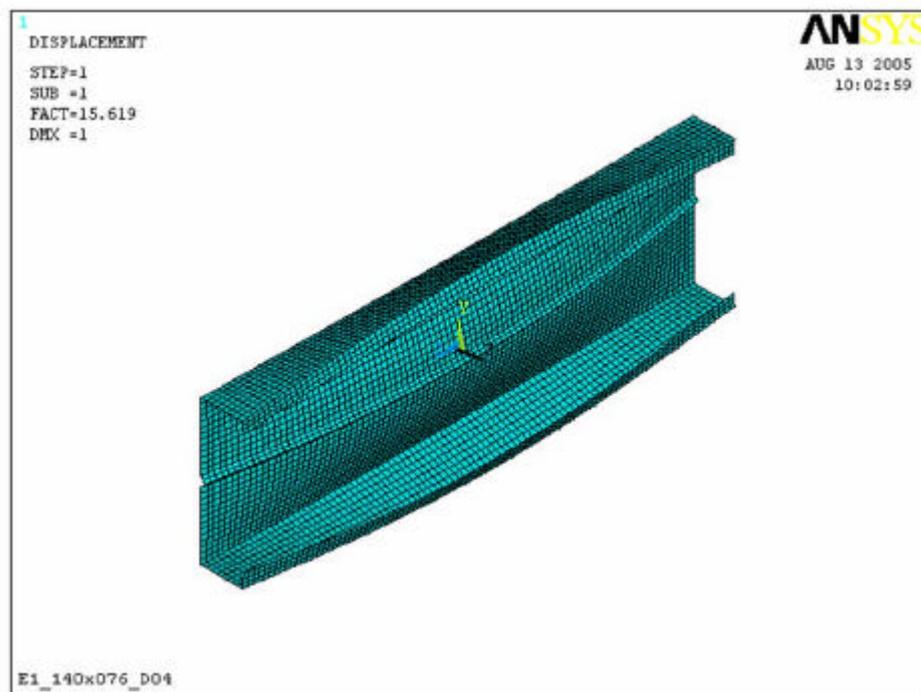


Figura 4.7 - Modo de flambagem do modelo E1-140x076-D04.

4.4- SEÇÃO Ue 200x40x12

A tabela 4.6 apresenta os modelos analisados, suas dimensões e as tensões críticas obtidas através do MEF e do MFF para a seção Ue 200x40x12. Para esta seção, foram realizadas análises com 1 a 4 enrijecedores intermediários, variando-se as alturas desses enrijecedores, d , de 2 a 6 mm.

Tabela 4.6 - Modelos, dimensões e resultados para a seção Ue200x40x12.

Seção	Modelo	d (mm)	S_{cr} (N/mm ²)		L (mm)	Modo de Flambagem
			MFF	MEF		
U enrijecido	Ue-200x076	0	15,9	15,2	150	Local
	E1-200x076-D02	2	23,1	21,5	200	Distorcional
	E1-200x076-D03	3	31,0	29,9	270	Distorcional
	E1-200x076-D04	4	36,0	35,9	500	Distorcional
	E1-200x076-D05	5	39,3	39,3	570	Distorcional
	E1-200x076-D06	6	43,0	43,2	630	Distorcional
	E2-200x076-D02	2	24,1	22,8	210	Distorcional
	E2-200x076-D03	3	32,6	32,2	310	Distorcional
	E2-200x076-D04	4	36,8	36,5	530	Distorcional
	E2-200x076-D05	5	40,4	40,4	600	Distorcional
	E2-200x076-D06	6	44,5	44,6	670	Distorcional
	E3-200x076-D02	2	25,4	24,4	220	Distorcional
	E3-200x076-D03	3	33,9	33,4	400	Distorcional
	E3-200x076-D04	4	37,4	37,2	560	Distorcional
	E3-200x076-D05	5	41,2	41,0	630	Distorcional
	E3-200x076-D06	6	45,4	45,2	700	Distorcional
	E4-200x076-D02	2	26,6	25,6	240	Distorcional
	E4-200x076-D03	3	34,4	34,3	470	Distorcional
	E4-200x076-D04	4	37,8	37,4	580	Distorcional
	E4-200x076-D05	5	41,6	41,4	650	Distorcional
	E4-200x076-D06	6	45,7	45,5	720	Distorcional

As figuras 4.8 e 4.9 apresentam as curvas que relacionam valores da tensão crítica de flambagem para diferentes valores de altura do enrijecedor intermediário, d , obtidos através do MFF e do MEF, respectivamente.

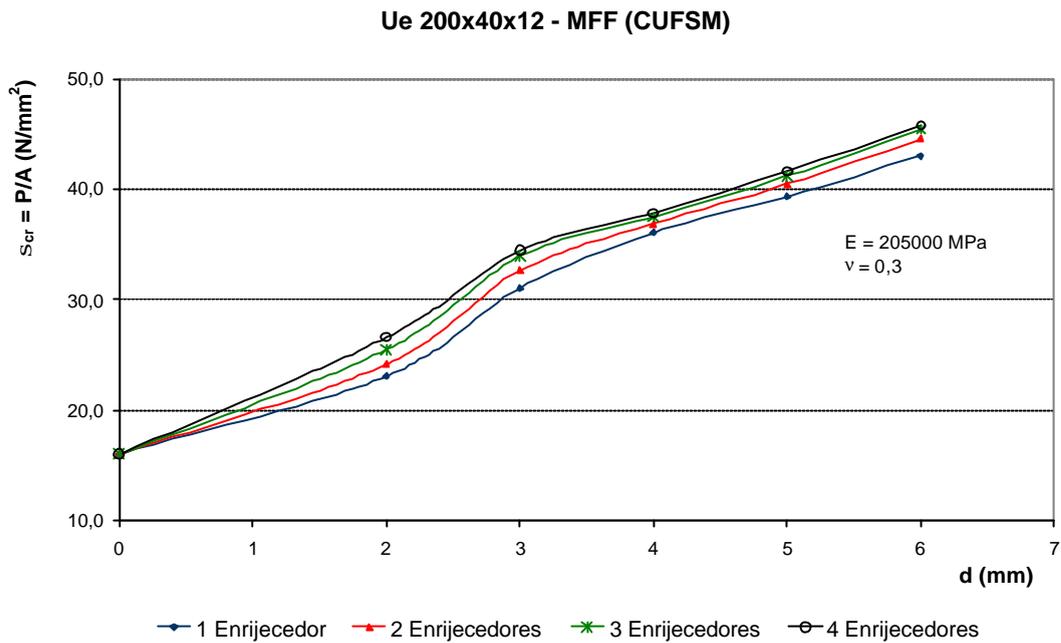


Figura 4.8 - Tensões críticas para a seção Ue200x40x12 com enrijecedores intermediários, obtidas via MFF.

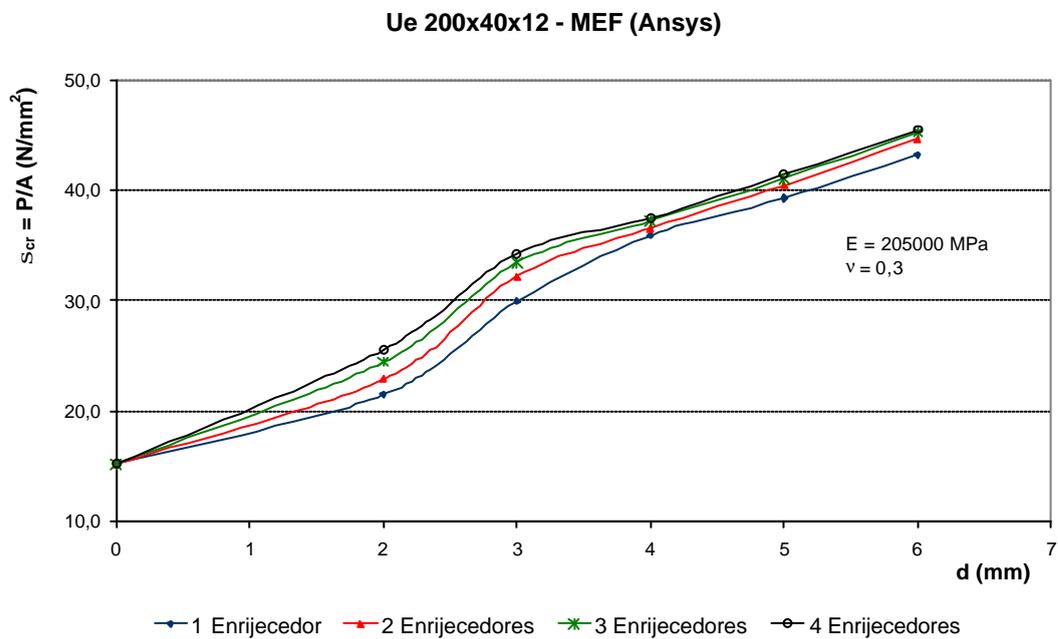


Figura 4.9 - Tensões críticas para a seção Ue200x40x12 com enrijecedores intermediários, obtidas via MEF.

Observa-se para esta seção que os acréscimos na tensão crítica acontecem até um valor de altura do enrijecedor intermediário igual a 6 mm. Porém, os acréscimos são mais acentuados até um valor de d igual a 3 mm. Esses valores são mais perceptíveis através do comparativo mostrado na tabela 4.7.

Tabela 4.7 - Aumento da tensão crítica em função do número de enrijecedores intermediários (NEI) – seção Ue200x40x12.

200x40x12	σ_{cr} (N/mm ²)					Variação (%)			
	(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	$\frac{(2)-(1)}{(1)}$	$\frac{(3)-(2)}{(2)}$	$\frac{(4)-(3)}{(3)}$	$\frac{(5)-(4)}{(4)}$
NEI	d=2mm	d=3mm	d=4mm	d=5mm	d=6mm	(1)	(2)	(3)	(4)
1	21,47	29,89	35,88	39,28	43,15	39,2	20,0	9,5	9,9
2	22,83	32,19	36,54	40,41	44,64	41,0	13,5	10,6	10,5
3	24,43	33,43	37,20	41,04	45,25	36,8	11,3	10,3	10,3
4	25,56	34,26	37,45	41,37	45,48	34,0	9,3	10,5	9,9

Para uma altura de enrijecedor de 3 mm, há um acréscimo sensível na tensão crítica quando se compara a seção com um e com dois enrijecedores intermediários, com valor de tensão crítica 7,7% maior para a seção com dois enrijecedores.

Aumentos no número de enrijecedores, a partir de 2, provocam pequenos acréscimos nos valores das tensões críticas, da ordem de 3,9% comparando-se a seção com três enrijecedores com a seção com apenas dois, e da ordem de 2,5% quando comparadas as seções com quatro e três enrijecedores intermediários. Tem-se, portanto, uma seção bastante eficiente com dois enrijecedores intermediários de 3mm de altura.

A figura 4.10 ilustra o modo de flambagem distorcional apresentado pelo modelo E2-200x076-D03, em análise realizada via MEF. Este modelo possui dois enrijecedores intermediários de altura igual a 3 mm. O modo crítico acontece para um comprimento de meia onda da ordem de 310 mm, fornecido pelo CUFSM. Mais uma vez, o modo de flambagem distorcional predomina, correspondendo ao modo crítico.

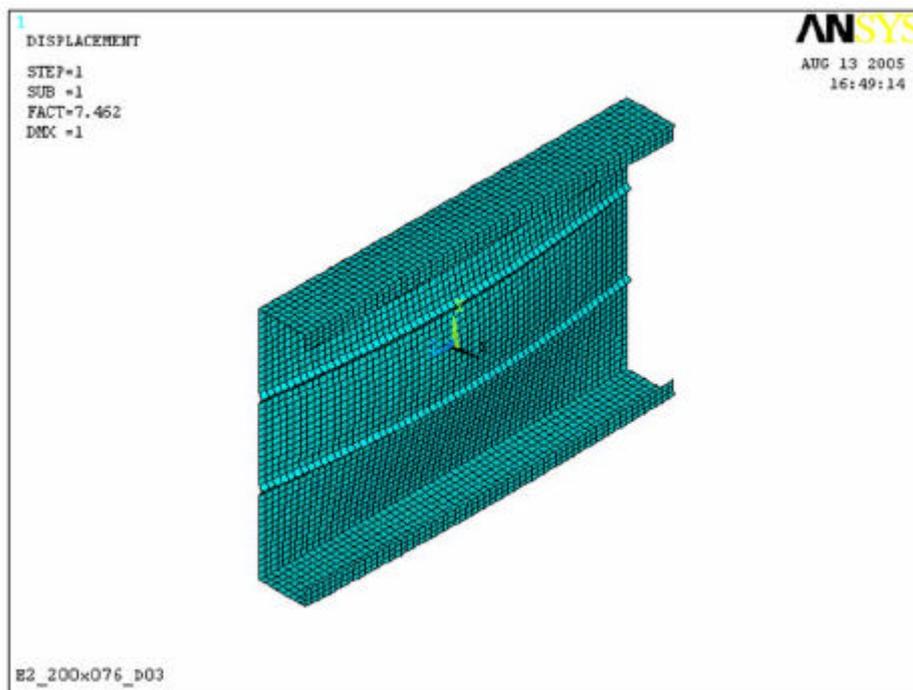


Figura 4.10 - Modo de flambagem do modelo E2-200x076-D03.

Para uma altura de enrijecedor intermediário de 4 mm, há uma variação muito pequena na tensão crítica para seções com um, dois, três ou quatro enrijecedores intermediários. Assim, a utilização de dois ou três enrijecedores intermediários pouco acrescenta na rigidez da peça e a seção poderá ser eficiente com apenas um enrijecedor intermediário de 4 mm.

4.5- SEÇÃO Ue 250x40x12

Para esta seção, foram realizadas análises com 1 a 4 enrijecedores intermediários, variando-se as alturas desses enrijecedores, d , de 2 a 6 mm. A tabela 4.8 apresenta os modelos analisados, suas dimensões e as tensões críticas obtidas através do MEF e do MFF. Os valores das tensões críticas obtidos para esta seção são inferiores aos obtidos para as seções anteriores, em função da maior relação largura-espessura da alma.

Tabela 4.8 - Modelos, dimensões e resultados para a seção Ue250x40x12.

Seção	Modelo	d(mm)	S_{cr} (N/mm ²)		L(mm)	Modo de Flambagem
			MF	MEF		
U enrijecido	Ue-250x076	0	10,4	9,8	180	Local
	E1-250x076-D02	2	14,2	13,2	250	Distorcional
	E1-250x076-D03	3	18,1	17,7	400	Distorcional
	E1-250x076-D04	4	20,3	20,2	560	Distorcional
	E1-250x076-D05	5	22,7	22,7	640	Distorcional
	E1-250x076-D06	6	25,3	25,5	710	Distorcional
	E2-250x076-D02	2	14,7	14,0	260	Distorcional
	E2-250x076-D03	3	18,7	18,5	470	Distorcional
	E2-200x076-D04	4	21,1	21,0	600	Distorcional
	E2-250x076-D05	5	23,7	23,7	680	Distorcional
	E2-250x076-D06	6	26,8	26,8	760	Distorcional
	E3-250x076-D02	2	15,5	14,8	280	Distorcional
	E3-250x076-D03	3	19,2	19,1	520	Distorcional
	E3-250x076-D04	4	21,7	21,5	630	Distorcional
	E3-250x076-D05	5	24,6	24,4	710	Distorcional
	E3-250x076-D06	6	27,8	27,9	790	Distorcional
	E4-250x076-D02	2	16,1	15,5	300	Distorcional
	E4-250x076-D03	3	19,5	19,4	550	Distorcional
	E4-250x076-D04	4	22,2	22,0	650	Distorcional
	E4-250x076-D05	5	25,2	25,1	740	Distorcional
	E4-250x076-D06	6	28,4	28,4	820	Distorcional

Esses valores são apresentados nos gráficos das figuras 4.11 e 4.12, expressos em função da altura e do número de enrijecedores intermediários utilizados nas análises via MEF e MF.

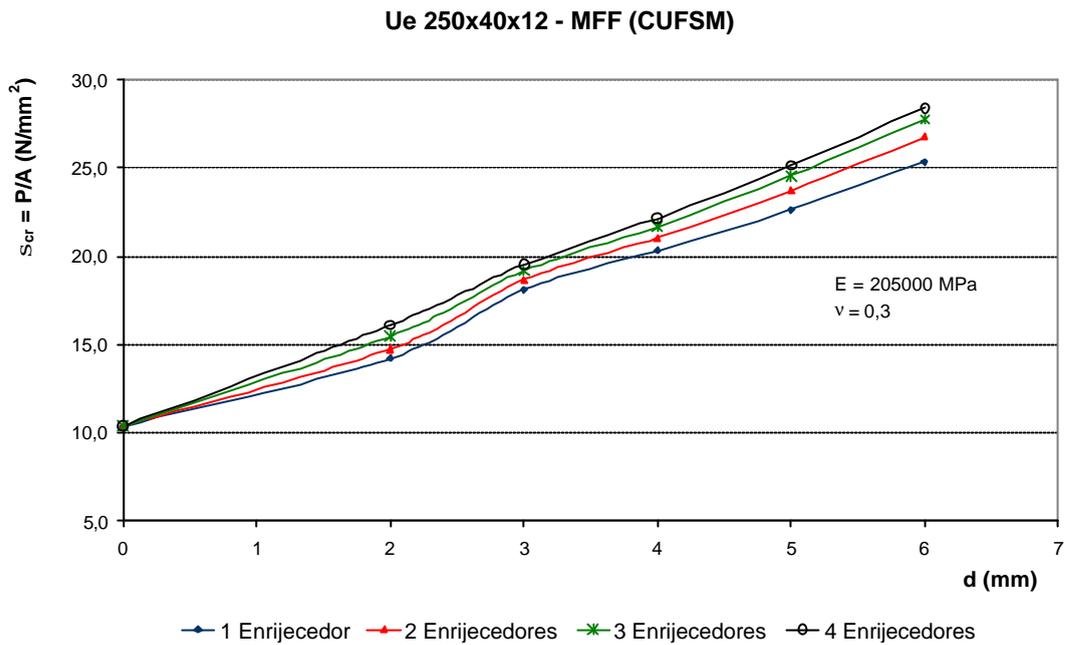


Figura 4.11 - Tensões críticas para a seção Ue250x40x12 com enrijecedores intermediários, obtidas via MFF.

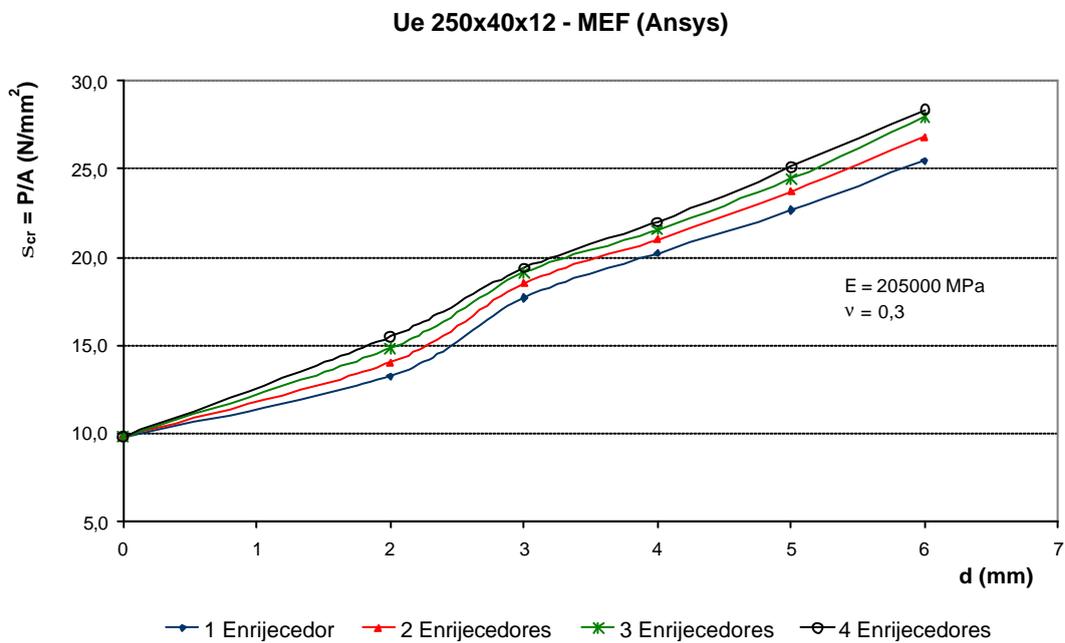


Figura 4.12 - Tensões críticas para a seção Ue250x40x12 com enrijecedores intermediários, obtidas via MEF.

Em função da alta relação largura-espessura da alma da seção, observam-se valores sempre crescentes da tensão crítica em relação à altura e também ao número de enrijecedores intermediários. Porém, os acréscimos são mais acentuados até um valor de d igual a 3 mm. Esses valores são mais perceptíveis através do comparativo mostrado na tabela 4.9.

Tabela 4.9 - Aumento da tensão crítica em função do número de enrijecedores intermediários (NEI) – seção Ue250x40x12.

250x40x12	σ_{cr} (N/mm ²)					Variação (%)			
NEI	(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	$\frac{(2)-(1)}{(1)}$	$\frac{(3)-(2)}{(2)}$	$\frac{(4)-(3)}{(3)}$	$\frac{(5)-(4)}{(4)}$
	d=2mm	d=3mm	d=4mm	d=5mm	d=6mm	(1)	(2)	(3)	(4)
1	13,2	17,7	20,2	22,7	25,5	33,6	14,1	12,4	12,3
2	14,0	18,5	21,0	23,7	26,8	32,1	13,5	12,9	13,1
3	14,8	19,1	21,5	24,4	27,9	29,1	12,6	13,5	14,3
4	15,5	19,4	22,0	25,1	28,4	25,2	13,4	14,1	13,1

Para uma altura de enrijecedor de 3 mm, os maiores acréscimos na tensão crítica são observados para as seções com dois e com três enrijecedores intermediários, conforme apresentado nas figuras 4.11 e 4.12. Uma maior rigidez, no entanto, é assegurada com a utilização de três enrijecedores intermediários.

A figura 4.13 ilustra o modo de flambagem distorcional apresentado pelo modelo E3-250x076-D03. Este modelo possui três enrijecedores intermediários de alturas iguais a 3 mm. O modo crítico acontece para um comprimento de meia onda da ordem de 520 mm, fornecido pelo CUFSM. O modo de flambagem distorcional predomina, correspondendo ao modo crítico.

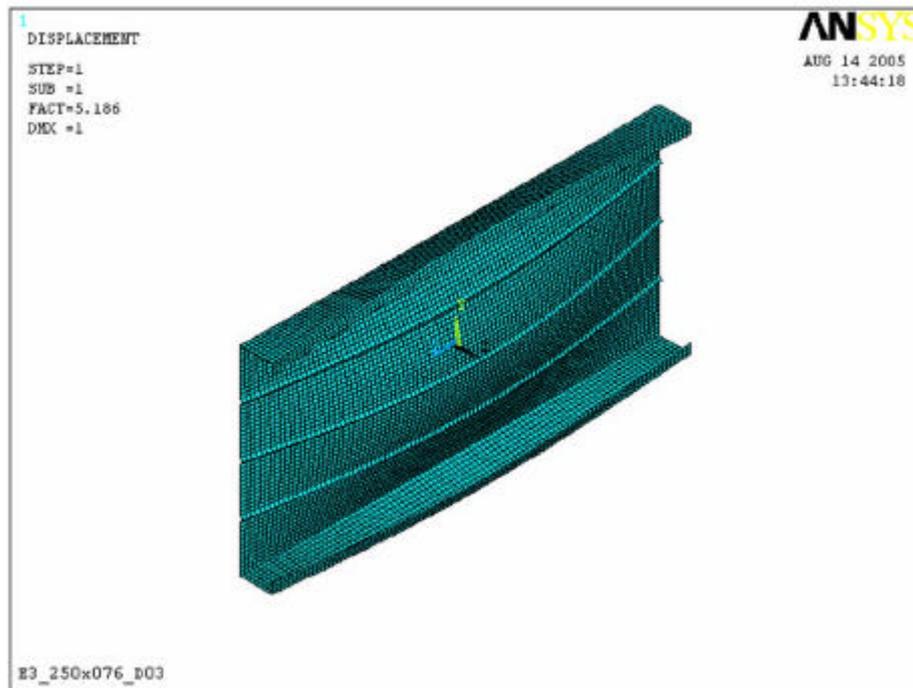


Figura 4.13 - Modo de flambagem do modelo E3-250x076-D03

4.6- OUTRAS SECÇÕES

De acordo com os resultados obtidos nos itens anteriores deste capítulo, são observados consideráveis ganhos de rigidez dos perfis U enrijecido quando acrescentados enrijecedores intermediários nas almas dos mesmos. Para as diversas seções analisadas, diferentes valores de tensão crítica foram obtidos para diversas alturas e quantidades de enrijecedores intermediários.

Em termos práticos, o sistema *Steel Frame* propõe um processo construtivo industrializado, constituído de elementos pré-fabricados padronizados. Deste modo, torna-se mais interessante evitar a variação nas alturas dos enrijecedores intermediários, buscando-se uma padronização do processo de fabricação.

Para todas as seções analisadas, os valores de alturas de enrijecedores intermediários, d , mais eficientes foram 3 e 4 mm. Os enrijecedores de 2 mm de altura foram pouco eficientes, quando comparados aos enrijecedores de 3 a 6 mm. Os valores

de d iguais a 5 ou 6 mm, além de pouco acrescentarem na rigidez da seção em relação às alturas de 3 e 4 mm, podem proporcionar dificuldades de montagem dos montantes, para o caso de seções utilizadas na junção de paredes estruturais.

Portanto, os valores mais recomendados para alturas de enrijecedores intermediários para as seções analisadas são 3 e 4 mm, com melhor desempenho observado para altura de 3mm. É importante ressaltar que essa altura de enrijecedor proporciona grande rigidez à seção em relação ao perfil U enrijecido, porém induz a mesma ao desenvolvimento do modo distorcional, em função do deslocamento do enrijecedor intermediário.

A definição do número de enrijecedores intermediários varia de acordo com a seção adotada, em função principalmente da relação largura-espessura da alma. Uma avaliação prática da eficiência da seção em função do número de enrijecedores intermediários pode ser feita através da curva apresentada na figura 4.14. Tal curva relaciona a relação largura-espessura da alma da seção, b/t , com a tensão crítica do perfil com enrijecedor intermediário parametrizada pela tensão crítica do perfil U enrijecido, S_{cr}/S_{crUe} .

A curva foi obtida para um valor fixo de altura dos enrijecedores intermediários de 3mm. Uma análise criteriosa pode ser feita para alguns trechos da curva apresentada, condizente com faixas de valores para a relação largura-espessura. Nas figuras 4.15, 4.16 e 4.17 são apresentados os resultados para valores de b/t até 150, entre 150 e 250, e acima de 250.

Observa-se no trecho correspondente à figura 4.15 (valores de b/t até 150), que para um valor da relação b/t igual ou inferior a 130, a adoção de apenas um enrijecedor intermediário proporcionará grande rigidez à coluna e será suficiente, sem a necessidade de outros enrijecedores intermediários. Quando o valor da relação b/t se aproxima de 150, a adoção de mais um enrijecedor poderá ser necessária. Os valores de tensão crítica para a seção com enrijecedor intermediário são bem maiores do que os valores obtidos para o perfil U enrijecido.

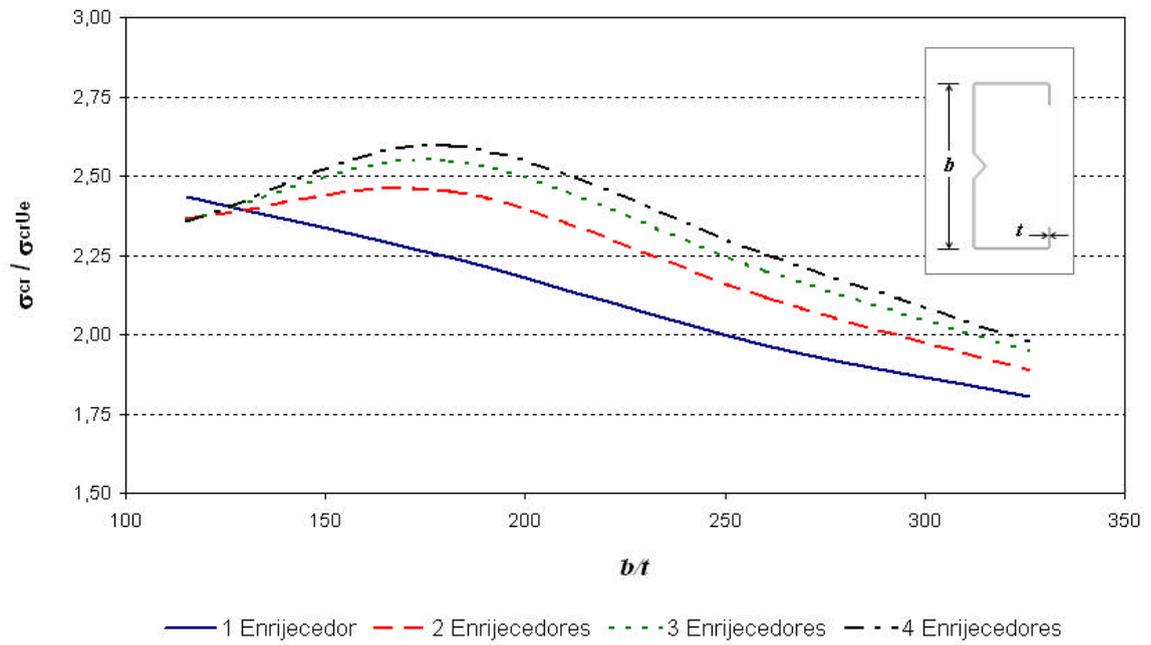


Figura 4.14 - Tensão crítica em função da relação largura-espessura da alma.

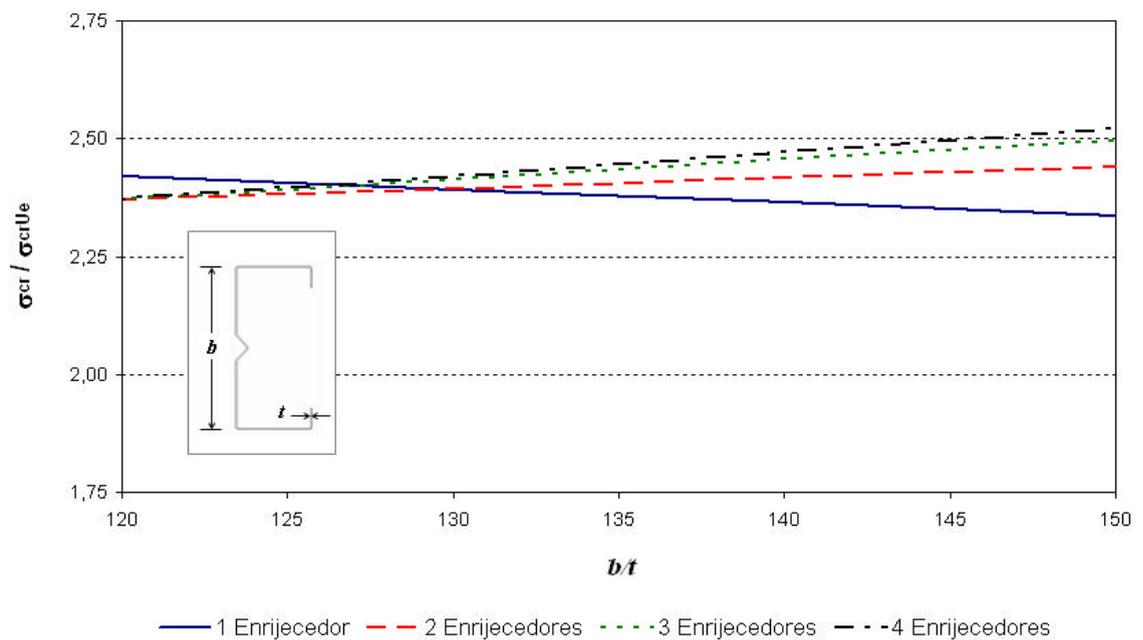


Figura 4.15 - Tensão crítica para valores de b/t até 150.

A seção analisada neste estudo Ue 90x40x12, com espessura de parede de 0,76 mm (sem revestimento), está incluída neste trecho, onde se conclui que a adoção de apenas um enrijecedor é suficiente. Outro exemplo é a seção Ue 140x40x12 com espessura de parede de 1,21 mm (sem revestimento), com relação b/t dentro da faixa da figura 4.15.

O trecho apresentado na figura 4.16 (para b/t entre 150 e 250mm) sugere a adoção de seções com pelo menos dois enrijecedores intermediários. À medida que se aumenta a relação largura-espessura da alma, aumenta a diferença nos valores de tensão crítica entre as seções com um e com dois enrijecedores intermediários. A seção Ue140x40x12 com espessura de 0,76 mm pertence a este trecho, apresentando melhor eficiência com dois enrijecedores intermediários na alma.

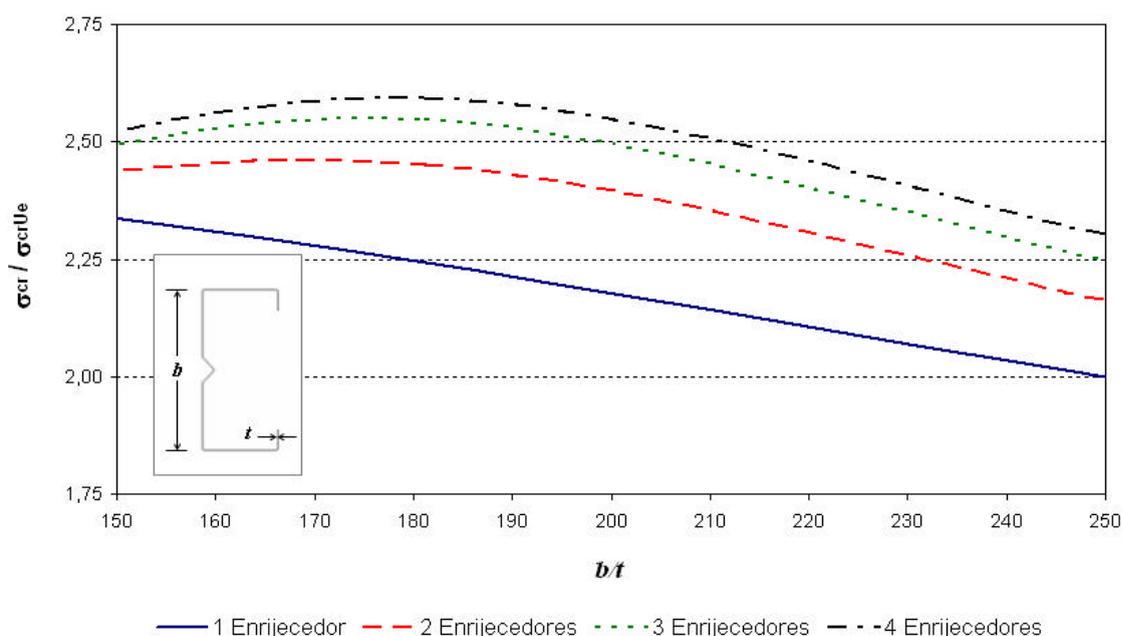


Figura 4.16 - Tensão crítica para valores de b/t entre 150 e 250.

No terceiro trecho, apresentado na figura 4.17, se observa que na maioria dos casos a adoção de dois enrijecedores intermediários proporciona melhor eficiência à seção, quando comparada com a mesma acrescida de um ou três enrijecedores intermediários. A seção Ue200x40x12 com espessura de 0,76 mm pertence a este

trecho. Para certos trechos, onde se tem maiores valores da relação b/t (acima de 300), pode ser justificada a adoção de três enrijecedores intermediários, como no caso da seção Ue250x40x12.

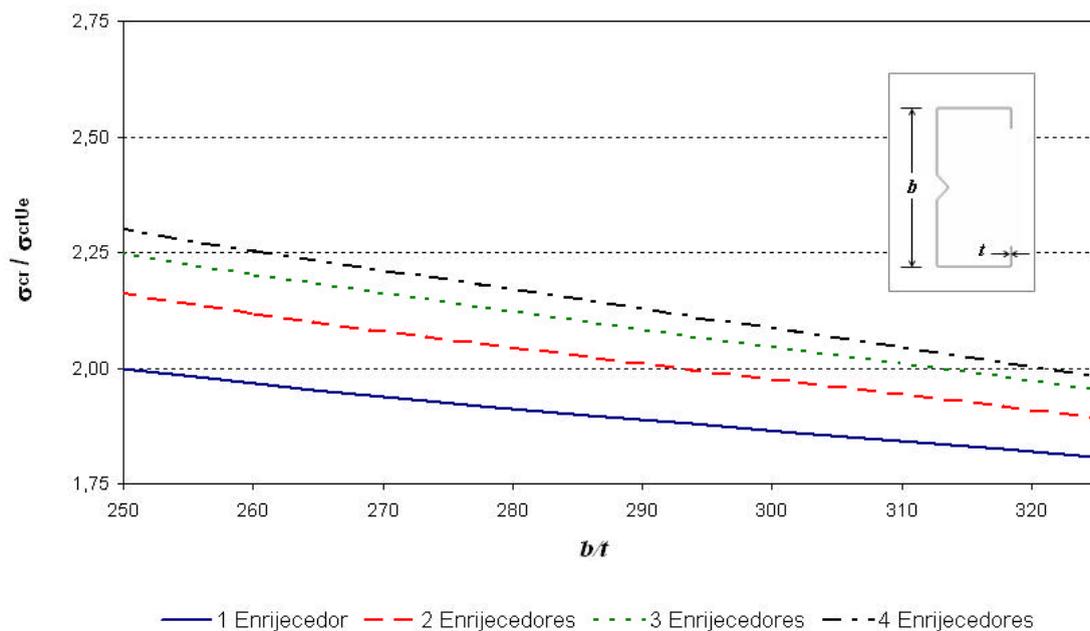


Figura 4.17 - Tensão crítica para valores de b/t acima de 250.

CAPÍTULO 5

ANÁLISE DE ESTABILIDADE LINEAR DO PERFIL COM ENRIJECEDOR INTERMEDIÁRIO

5.1– INTRODUÇÃO

Apresenta-se neste capítulo um estudo da estabilidade elástica de perfis de paredes esbeltas, do tipo U enrijecido, com enrijecedor intermediário na alma. Através de análises lineares via Método dos Elementos Finitos (MEF), são obtidas as tensões críticas e os respectivos modos de flambagem das seções analisadas. Para todas as análises foram consideradas condições de empenamento livre.

As análises foram realizadas variando-se os comprimentos das colunas, tendo como objetivos avaliar o comportamento das mesmas para esses diferentes comprimentos, identificando os modos de flambagem associados. Apenas os modos locais de instabilidade como o modo local de placa e o modo distorcional são avaliados neste trabalho.

As seções utilizadas nas análises foram o perfil U enrijecido Ue 90x40x12 e o mesmo modelo com um enrijecedor intermediário de 3mm de altura, E1-90x076-D03. Os perfis U enrijecido geralmente apresentam, em ordem crescente de comprimento, o modo local de placas, o modo distorcional e, em seguida, os modos globais de flexão e flexo-torção. Em alguns casos, dependendo das dimensões da seção transversal e do comprimento da peça, pode haver interação entre os modos.

O aparecimento do modo de flambagem distorcional, todavia, não depende somente do comprimento da coluna, como também das dimensões dos elementos que compõem a seção transversal do perfil. O anexo D da Norma Brasileira NBR 14762 (2001) sugere valores para as relações entre as paredes de seções do tipo U enrijecido de modo a evitar o aparecimento do modo distorcional. Para esses casos, os

perfis estarão sujeitos apenas ao modo local de placas e aos modos globais de flexão e/ou de flexo-torção.

Em função das dimensões da seção transversal, principalmente da altura do enrijecedor intermediário, as seções que possuem esse elemento adicional podem apresentar seqüência semelhante aos perfis U enrijecido, ou seja, modo local de placa, modo distorcional e modos globais, à medida que se aumenta o comprimento da coluna.

Em outros casos, o modo distorcional pode precipitar-se ao modo local, através do deslocamento do enrijecedor intermediário. Esses diferentes modos de flambagem estão apresentados no capítulo 2, através das figuras 2.16 a 2.18. Objetiva-se neste trabalho avaliar a influência que o enrijecedor passa a exercer no comportamento da seção avaliada.

5.2– APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS

A figura 5.1 apresenta os resultados obtidos para os modelos Ue 90x40x12 e E1-90x076-D03, onde podem ser observadas as cargas de flambagem descritas em função dos comprimentos, L , adotados para os protótipos.

Observam-se claramente pelas curvas apresentadas na figura 5.1, valores de cargas críticas de flambagem local para a seção E1-90x076-D03 sensivelmente superiores aos valores apresentados pela seção, Ue 90X40x12. Além das tensões críticas, as seções também apresentam modos de flambagem diferenciados, em função dos diferentes comportamentos observados para essas seções, conforme descrito nos itens a seguir.

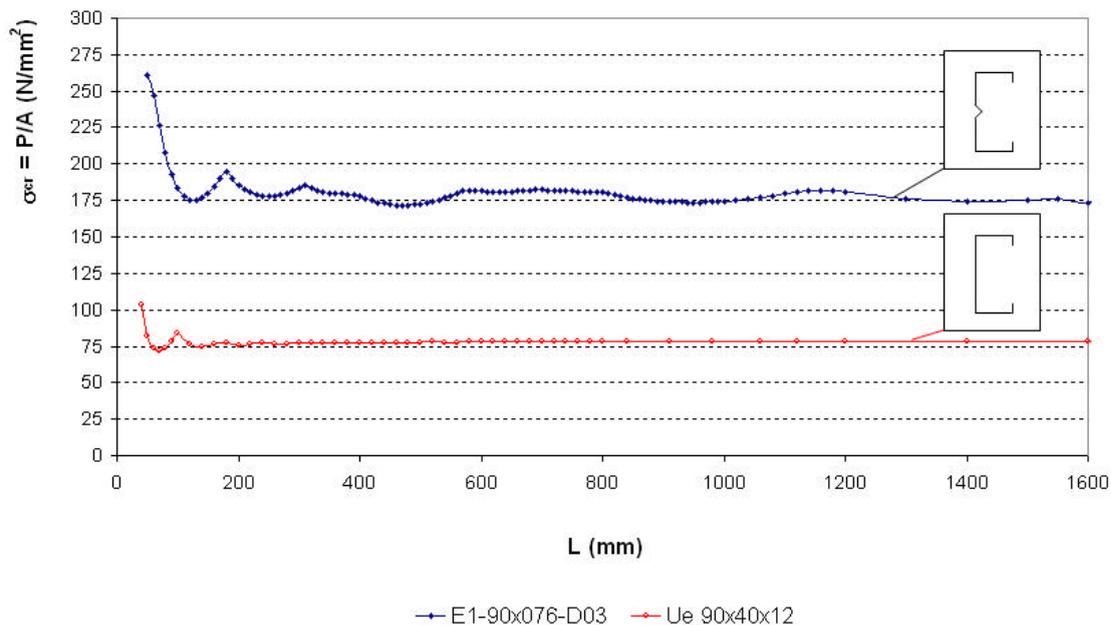


Figura 5.1 - Tensões de flambagem obtidas para os modelos Ue 90x40x12 e E1-90x076-D03 em função do comprimento da coluna.

5.2.1- SEÇÃO Ue 90x40x12

Esta seção se enquadra nas recomendações do anexo D da Norma Brasileira NBR 14762 (2001), apresentando dimensões da seção transversal que permitem isenção da verificação da flambagem distorcional. Essa isenção pode ser confirmada através da análise da figura 5.2, que apresenta os resultados obtidos para a seção Ue 90x40x12, onde pode ser identificado apenas o modo de flambagem local de placas (MLP) e o início do modo global (MG).

A figura 5.3 apresenta os resultados da seção para uma faixa de comprimento curto em que a mesma encontra-se sujeita ao modo de flambagem local de placas, MLP. Nessa figura, podem ser observadas as nomenclaturas MLP(1), MLP(2), etc correspondentes aos modos de flambagem, e os valores entre parênteses são associados aos números de meias ondas senoidais que se formam na direção longitudinal do perfil.

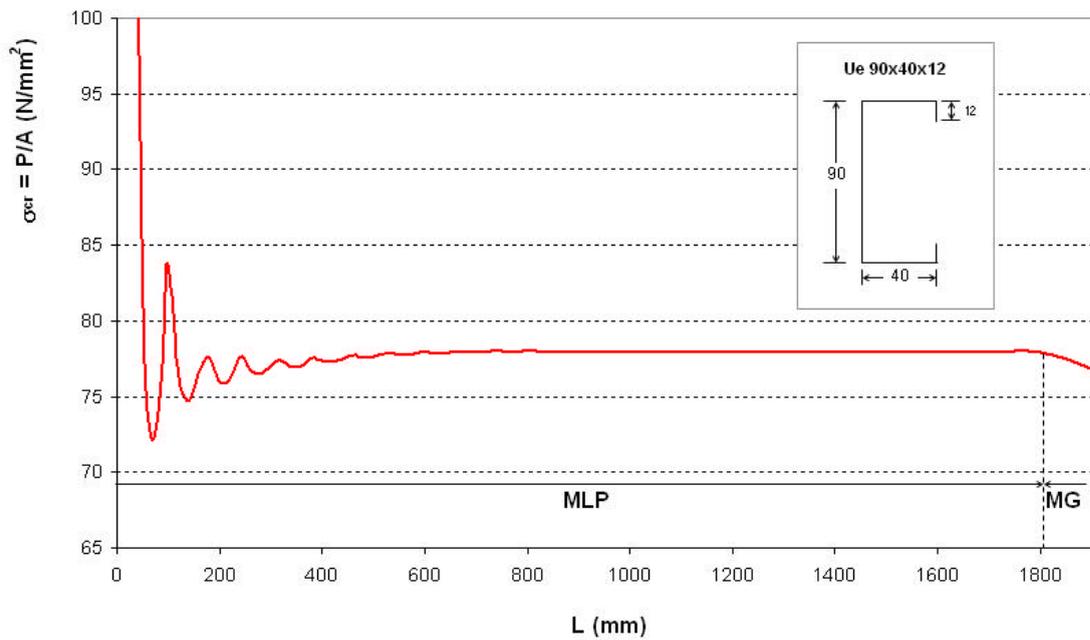


Figura 5.2 – Identificação dos modos de flambagem local de placas (MLP) e global (MG) para a seção Ue 90x40x12 em função do comprimento.

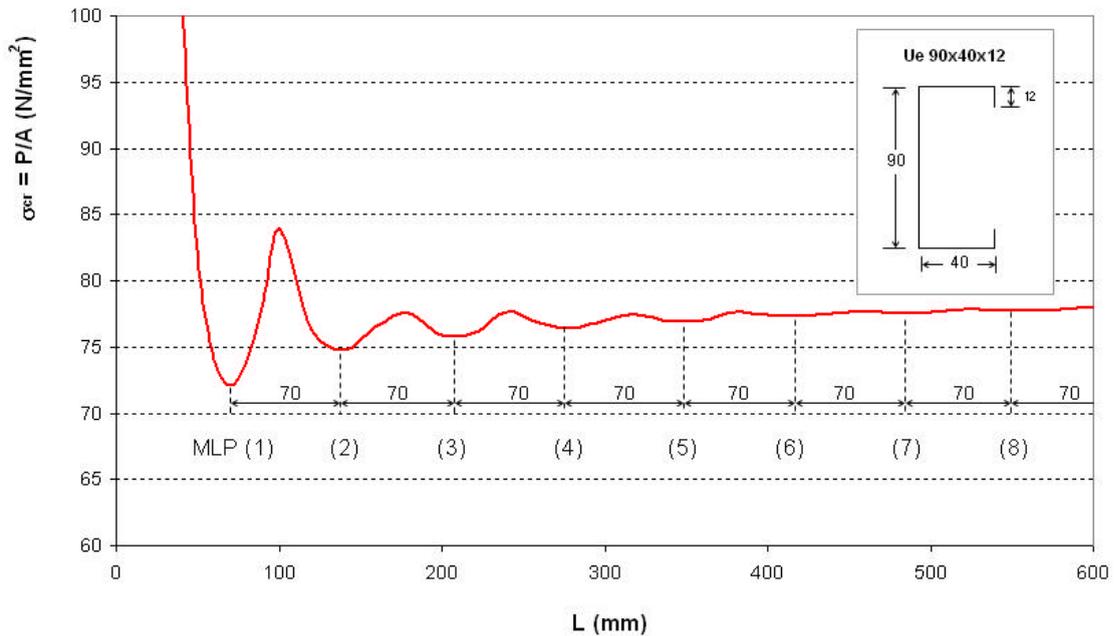


Figura 5.3 – Comprimento e número de meias ondas senoidais correspondentes ao modo local de placas (MLP) para a seção Ue 90x40x12 em função do comprimento.

O comprimento de meia onda do modo de flambagem local obtido para a seção é da ordem de 70 mm, conforme apresentado na figura 5.3. Portanto, a cada 70 mm, tem-se um valor de tensão crítica para um número inteiro de meias ondas associado. A figura 5.4 mostra resultados de análises via método dos elementos finitos para a seção com comprimentos variando de 70 a 420 mm, onde podem ser observados os modos de flambagem correspondentes.

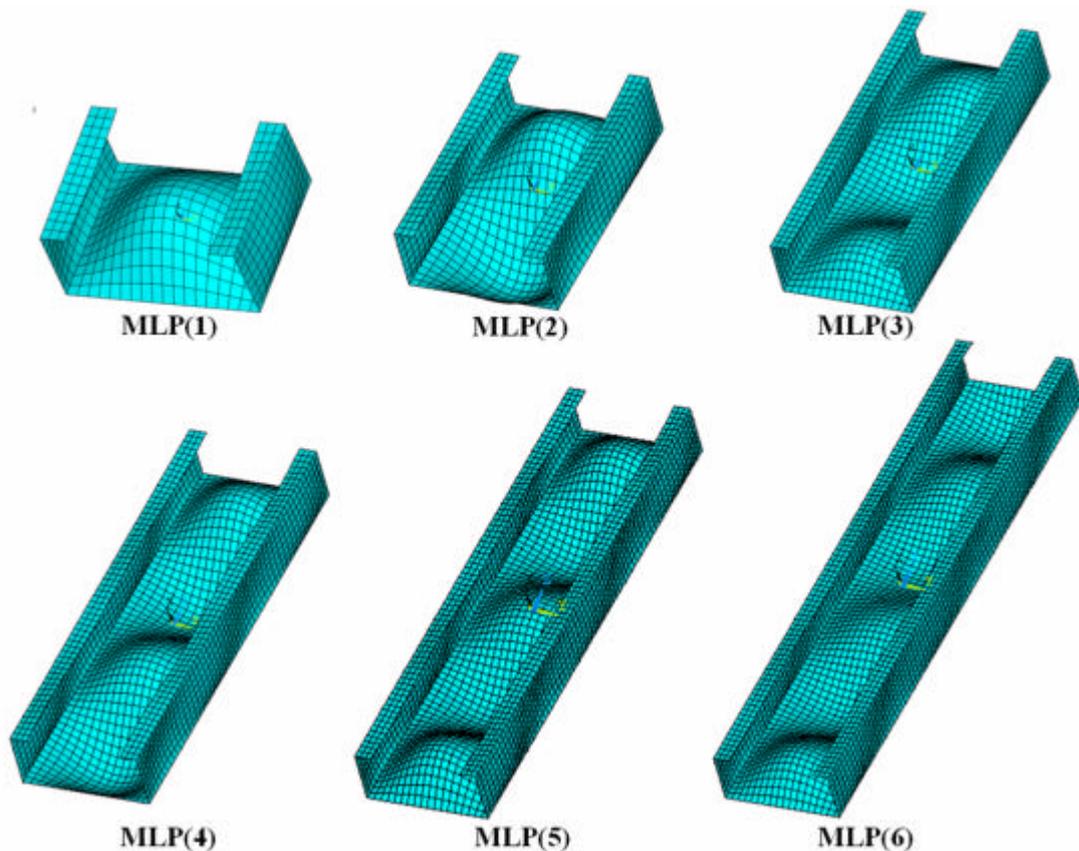


Figura 5.4 – Modos de flambagem para diferentes comprimentos da seção Ue90x40x12.

As características do modo local de placas podem ser visualizadas na figura, onde além do conjunto de meias ondas senoidais formadas ao longo das paredes que formam a seção, os ângulos entre essas paredes não variam e as arestas comuns a paredes adjacentes permanecem retas ao longo do comprimento do perfil.

5.2.2– SEÇÃO E1-90x076-D03

Conforme descrita no capítulo anterior, a utilização de enrijecedor intermediário na alma do perfil proporciona uma maior rigidez à seção, que induz o aparecimento antecipado do modo distorcional de flambagem. Inicialmente, tal modo é caracterizado pelo deslocamento do enrijecedor intermediário e, posteriormente, pelo deslocamento das arestas comuns a elementos adjacentes.

A figura 5.5 apresenta os resultados obtidos para a seção E1-90x076-D03, onde pode ser identificado o modo de flambagem distorcional caracterizado apenas pelo deslocamento do enrijecedor (MDE), o modo distorcional atingido por toda a seção (MDS) e o início do modo global (MG).

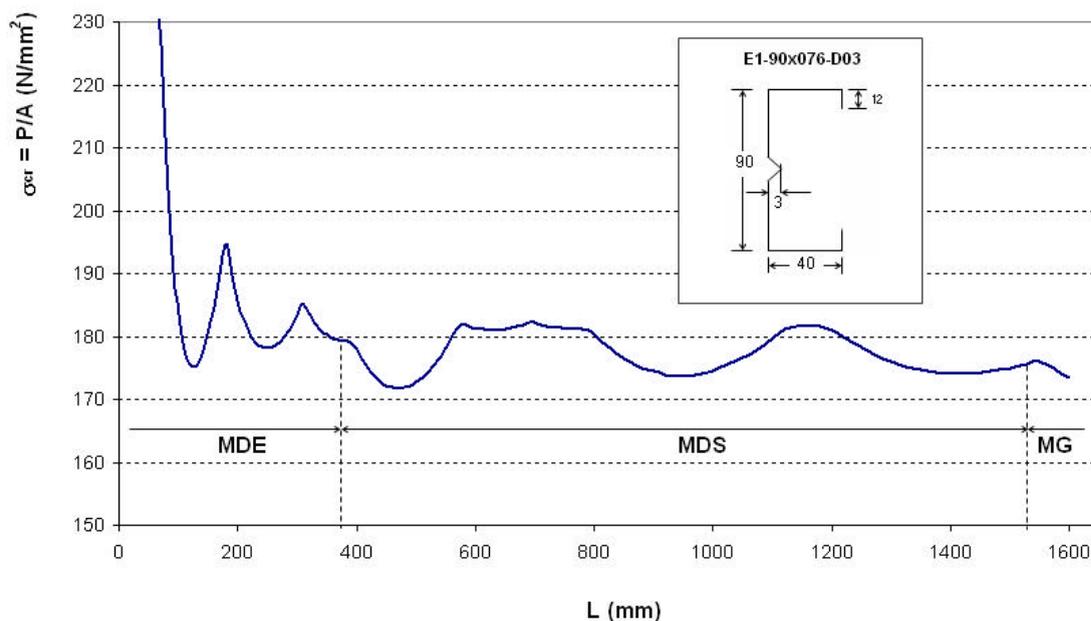


Figura 5.5 - Identificação dos modos de flambagem distorcional do enrijecedor intermediário (MDE), distorcional da seção (MDS) e global (MG) para a seção E1-90x076-D03 em função do comprimento.

Pode-se perceber pelo gráfico que o comportamento do perfil é semelhante ao apresentado por um perfil U enrijecido propenso a sofrer flambagem distorcional,

substituindo-se o modo local de placa (MLP) pelo modo distorcional do enrijecedor intermediário (MDE), para colunas curtas. Para comprimentos intermediários, identifica-se o modo distorcional da seção (MDS), seguindo-se os modos globais (MG) para comprimentos maiores.

A figura 5.6 apresenta os resultados da seção para uma faixa de comprimento em que a mesma encontra-se sujeita ao modo de flambagem do enrijecedor intermediário, MDE. Na figura, podem ser observadas as nomenclaturas MDE(1), MDE(2) e MDE(3), que correspondem aos modos de flambagem, e os valores entre parênteses são associados aos números de meias ondas senoidais que se formam na direção longitudinal do perfil.

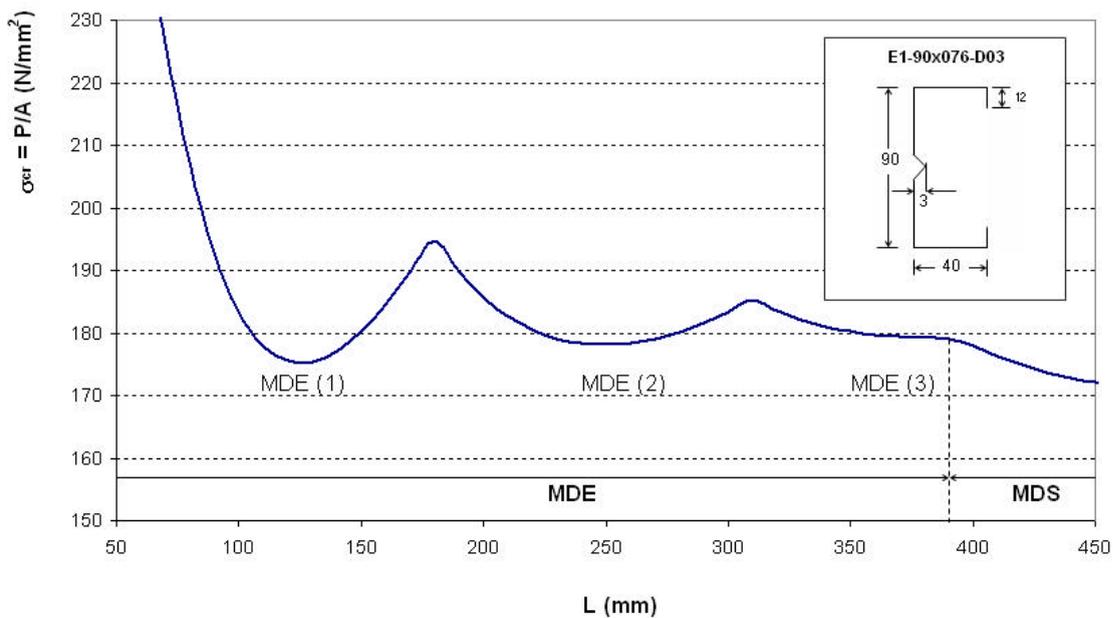


Figura 5.6 - Comprimento e número de meias ondas senoidais correspondentes ao modo distorcional do enrijecedor (MDE).

O comprimento de meia onda do modo de flambagem obtido para esta seção é da ordem de 130 mm, resultando em um comprimento total de 260 mm correspondente ao modo com duas meias ondas, MDE(2), e 390 mm para o modo com três meias ondas,

MDE(3), conforme figura 5.6. As figuras 5.7 e 5.8 mostram resultados de análise via método dos elementos finitos para a seção com comprimento de 260 mm, onde pode ser observado o modo correspondente ao MDE(2). Na figura 5.7, pode-se visualizar o conjunto de meias ondas na alma do perfil, enquanto a figura 5.8 apresenta os deslocamentos do enrijecedor.

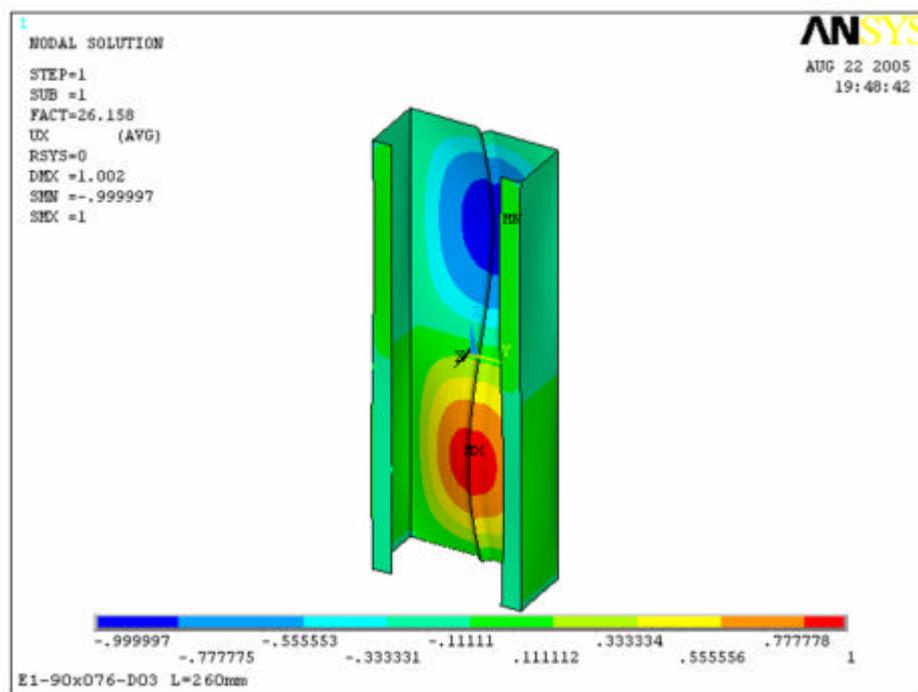


Figura 5.7 – Modo de flambagem MDE(2) da alma do perfil E1-90x076-D03 com 260 mm de comprimento.

Observa-se pelas figuras que o modo distorcional do enrijecedor intermediário, MDE, apresenta características semelhantes às apresentadas pelo modo local de placas, MLP. Além do conjunto de meias ondas formadas ao longo das paredes que formam a seção, os ângulos entre essas paredes não variam e as arestas comuns a paredes adjacentes permanecem retas ao longo do comprimento do perfil.

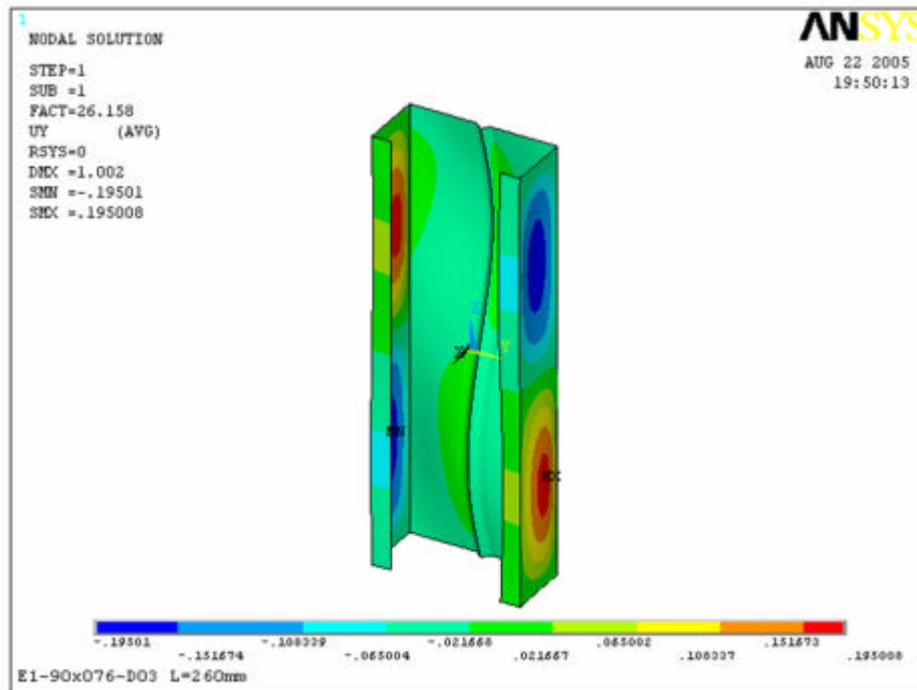


Figura 5.8 - Modo de flambagem MDE(2) das mesas do perfil E1-90x076-D03 com 260 mm de comprimento.

A figura 5.9 apresenta os resultados da seção para uma faixa de comprimento intermediária, em que a mesma encontra-se sujeita ao modo de flambagem distorcional da seção, MDS. Na figura, podem ser observadas as nomenclaturas MDS(1), MDS(2) e MDS(3), que correspondem aos modos de flambagem, e os valores entre parênteses são associados aos números de meias ondas senoidais que se formam na direção longitudinal do perfil.

O comprimento de meia onda do modo de flambagem obtido para esta seção é da ordem de 480 mm, resultando em um comprimento total de 960 mm correspondente ao modo com duas meias ondas, MDS(2), e 1440 mm para o modo com três meias ondas, MDS(3), conforme figura 5.9. As figuras 5.10 e 5.11 mostram resultados de análise via método dos elementos finitos para a seção com comprimento de 960 mm, onde pode ser observado o modo correspondente ao MDS(2). Na figura 5.10, pode-se visualizar o conjunto de meias ondas na alma do perfil, enquanto a figura 5.11 apresenta os deslocamentos nas mesas.

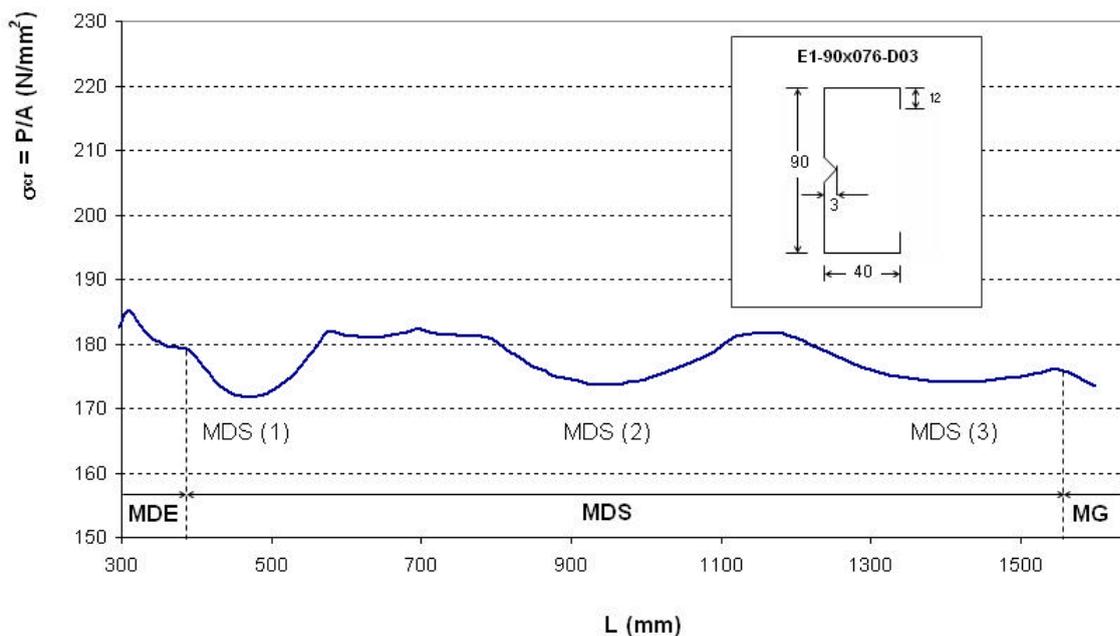


Figura 5.9 – Comprimento e número de meias ondas senoidais correspondentes ao modo distorcional da seção (MDS).

Verifica-se para este modo de flambagem que além do deslocamento do enrijecedor intermediário, há também flexão dos elementos constituintes e, como já previsto para o modo distorcional, as arestas comuns a esses elementos não permanecem retas ao longo do comprimento da coluna. As figuras 5.10 e 5.11 mostram claramente as distorções ocorridas na seção transversal, que se abre em um trecho correspondente a um comprimento de meia onda e se fecha no trecho correspondente à outra meia onda.

A adoção de enrijecedor intermediário resultou, portanto, em uma seção com comportamento bastante diferenciado das seções usuais do tipo U enrijecido. Uma maior rigidez é proporcionada pela utilização desse enrijecedor que, em contrapartida, induz o aparecimento e a predominância do modo distorcional, que pode influenciar consideravelmente na capacidade de carga da coluna. Portanto, uma avaliação do comportamento das seções com enrijecedores intermediários em regime pós-crítico faz-se necessária. O assunto é então abordado no próximo capítulo.

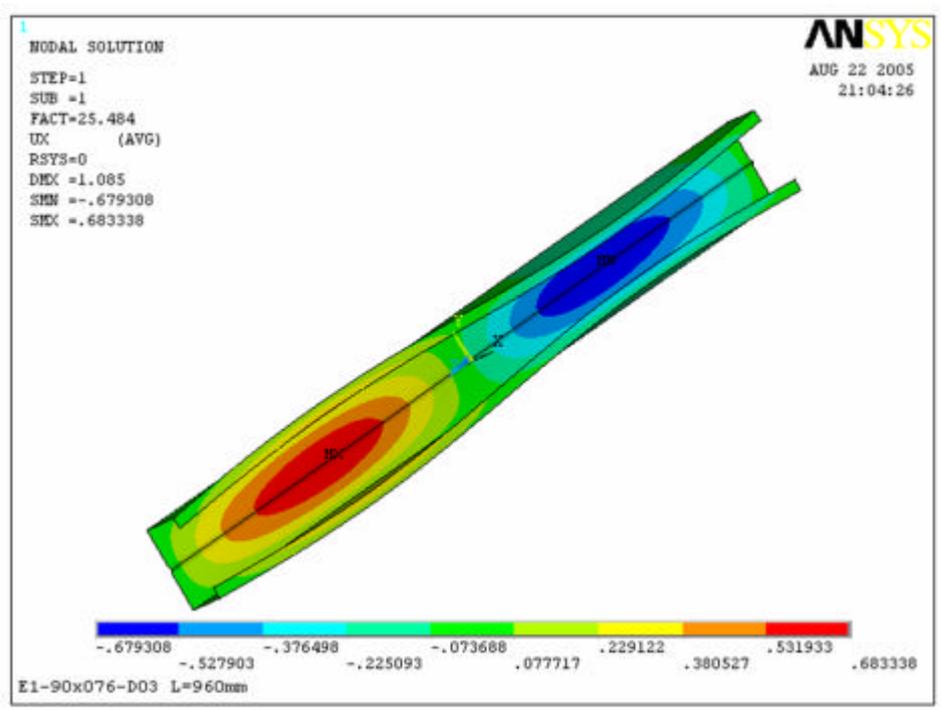


Figura 5.10 – Modo de flambagem MDS(2) da alma do perfil E1-90x076-D03 com 960 mm de comprimento.

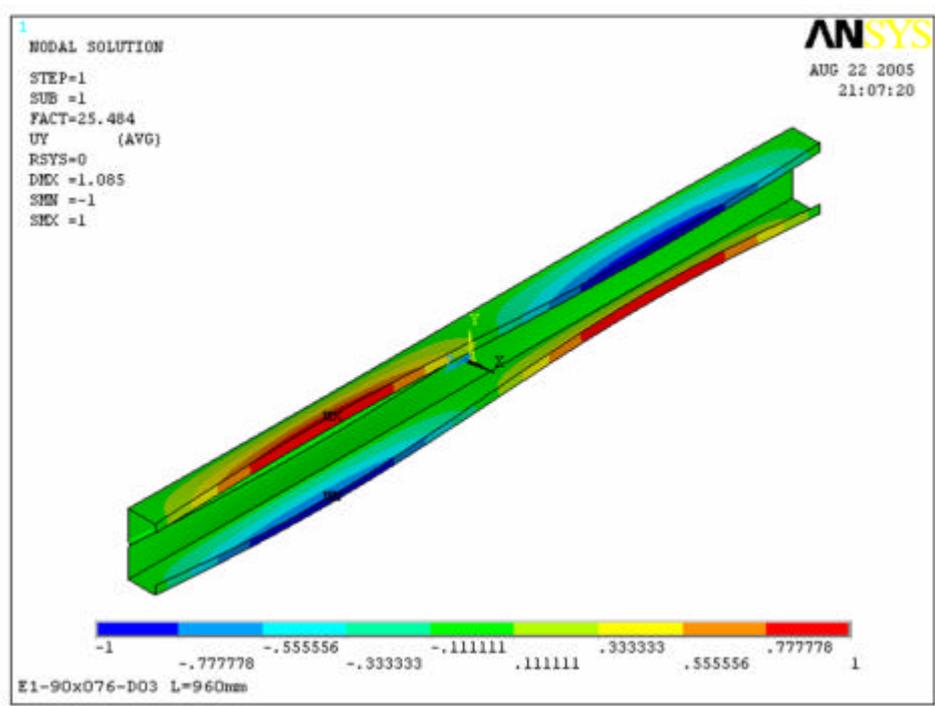


Figura 5.11 – Modo de flambagem MDS(2) das mesas do perfil E1-90x076-D03 com 960 mm de comprimento.

CAPÍTULO 6

ANÁLISE NÃO-LINEAR DE PERFIS COM ENRIJECEDORES INTERMEDIÁRIOS

6.1- INTRODUÇÃO

Neste capítulo, são feitas avaliações do comportamento dos perfis do tipo U enrijecido com enrijecedores intermediários na alma, sob compressão centrada. Através de análises não lineares, são obtidas as cargas últimas e estudado o comportamento pós-crítico desses perfis. As análises foram conduzidas considerando o modelo E2-140x076-D03, que se refere ao perfil U enrijecido Ue140x40x12 com dois enrijecedores intermediários na alma, de alturas iguais a 3mm.

Os comprimentos das colunas estudadas variam ao longo das análises, sendo definidos em função dos comprimentos de meias ondas referentes ao modo distorcional da seção (MDS). As análises utilizam os modelos de condição de contorno com empenamento livre e com placas de carregamento e apoio.

6.2- AVALIAÇÃO DO NÚMERO DE ENRIJECEDORES INTERMEDIÁRIOS NA ALMA

No capítulo 4, foi apresentado um estudo da eficiência das seções do tipo U enrijecido, com a adoção de enrijecedores intermediários na alma. As cargas críticas e os respectivos modos de flambagem foram obtidos para cada uma das seções analisadas, para diferentes valores de alturas e quantidades de enrijecedores intermediários. Em função da rigidez proporcionada por esses enrijecedores, foi adotada uma altura fixa para os mesmos, e proposto um número adequado de enrijecedores, em função da relação entre a largura e a espessura das almas das seções.

Para a seção Ue140x40x12, foi definido que a adoção de dois enrijecedores intermediários de 3 mm de altura era suficiente, aumentando consideravelmente a rigidez da peça. Observa-se um acréscimo sensível na tensão crítica quando comparadas seções com um e com dois enrijecedores intermediários, com valor de tensão crítica 9,4% maior para a seção com dois enrijecedores. A partir daí, aumentos no número de enrijecedores provocam pequenos acréscimos nos valores das cargas críticas, da ordem de 4% comparando-se a seção com três enrijecedores com a seção com apenas dois, e da ordem de 1,8% quando comparadas seções com quatro e três enrijecedores intermediários.

Uma avaliação para esta seção, com dois e com três enrijecedores intermediários, foi feita através de análises não lineares, para verificar a eficiência da mesma até a carga de ruína. Inicialmente foram realizadas análises lineares de flambagem elástica para obtenção das cargas críticas. Em seguida, feitas as análises não lineares, onde foram aplicados carregamentos gradualmente nas colunas, através de passo de carga inicial previamente estabelecido. Os valores do limite de escoamento, f_y , e do limite de resistência do material, f_u , são de 230 e 310 MPa, respectivamente, compatíveis com aços de média resistência.

A tabela 6.1 apresenta os valores das cargas críticas e das cargas últimas obtidas para a seção com dois e com três enrijecedores intermediários, E2-140x076-D03 e E3-140x076-D03, com condição de empenamento livre nas extremidades. Os comprimentos das colunas foram de 630 e 690 mm, correspondentes ao modo crítico de flambagem distorcional, com três meias ondas senoidais.

Tabela 6.1 – Valores de cargas críticas e cargas últimas para os modelos E2-140x076-D03 e E3-140x076-D03, com empenamento livre.

<i>Modelo</i>	$P_{crNumérico} (kN)$	$P_{uNumérico} (kN)$	$\frac{P_{crNumérico}}{P_{uNumérico}} \times 100$
E2-140x076-D03	13,45	21,20	63,4
E3-140x076-D03	14,68	22,24	66,0

O acréscimo observado para a carga crítica quando são utilizados três enrijecedores intermediários é da ordem de 9,1%, quando comparado com a seção com apenas dois. Para a carga última da coluna, observa-se um aumento de menor proporção, da ordem de 4,9%. Esses valores mostram que a adoção de mais um enrijecedor intermediário para esta seção pouco acrescenta na rigidez da peça, como observado no capítulo 4, e também na resistência última da mesma, como observado pelos resultados da tabela 6.1. Outra observação interessante é que as cargas críticas representam entre 63 e 66% das cargas últimas para as colunas analisadas, apresentando reserva de resistência pós-flambagem, como já observado em seções sujeitas à flambagem local de placas.

Os valores de cargas últimas apresentados anteriormente foram obtidos através de análises não-lineares com condição de empenamento livre. Quando são adotadas placas de carregamento e apoio nas extremidades das colunas, o empenamento passa a ser impedido nessas extremidades, conduzindo a valores maiores para as cargas últimas. Uma comparação entre os valores obtidos para as duas condições de contorno adotadas é apresentada na tabela 6.2.

Tabela 6.2 – Valores das cargas últimas obtidos para condições de contorno com empenamentos livre e impedido, para os modelos E2-140x076-D03 e E3-140x076-D03.

<i>Modelo</i>	<i>P_{uNum} (kN)</i>		$\frac{(2)-(1)}{(1)} \times 100$
	(1) Empenamento Livre	(2) Empenamento Impedido	
E2-140x076-D03	21,20	26,55	25,2
E3-140x076-D03	22,24	28,28	27,1

Nas figuras 6.1, 6.2 e 6.3 podem ser observados deslocamentos ao longo do perfil E2-140x076-D03 antes e após ser atingida a carga crítica ($P_{crNum} = 13,45kN$).

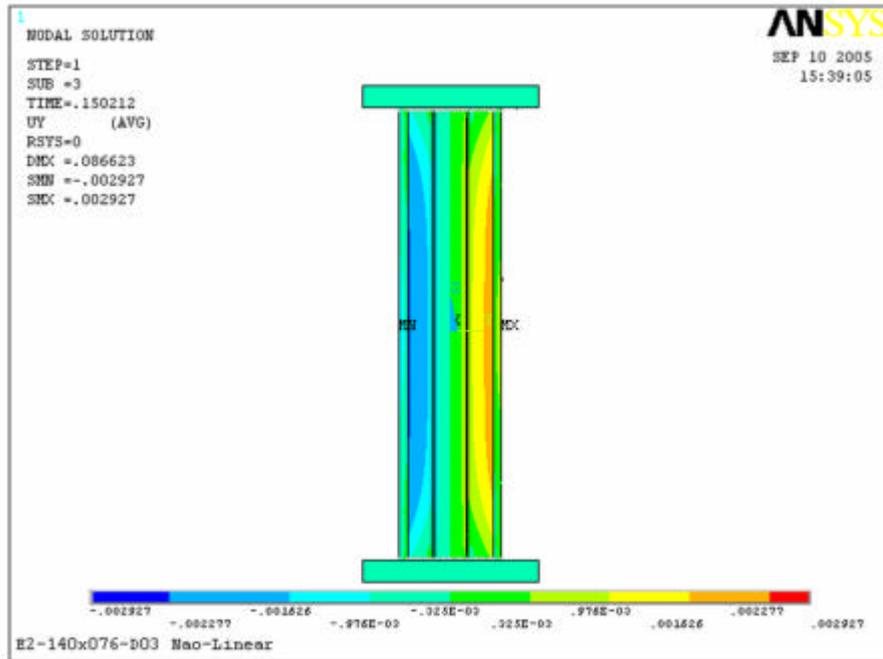


Figura 6.1 – Deslocamentos nas paredes do modelo E2-140x076-D03 antes de ser atingida a carga crítica.

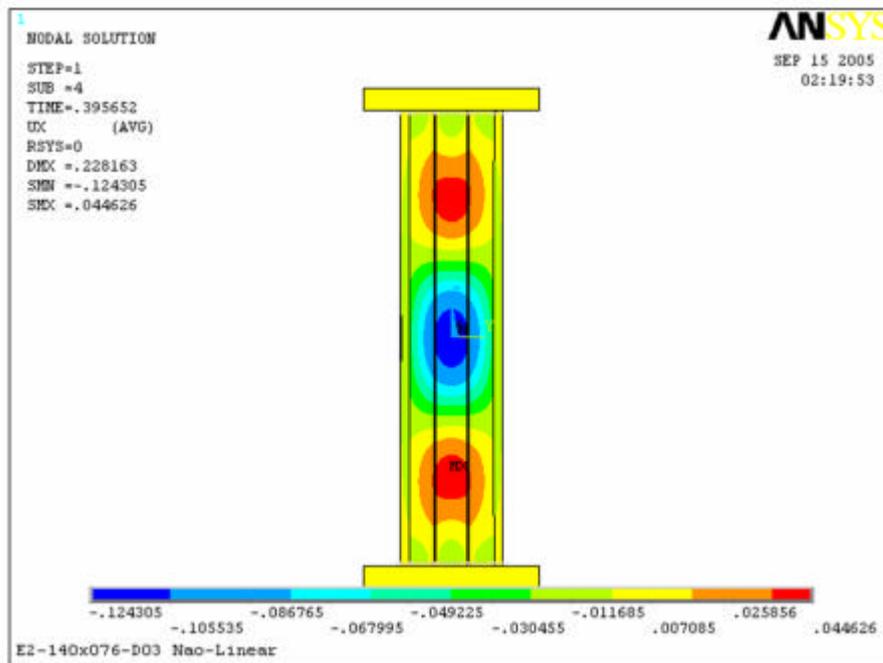


Figura 6.2 – Deslocamentos na alma do modelo E2-140x076-D03 após ser atingida a carga crítica.

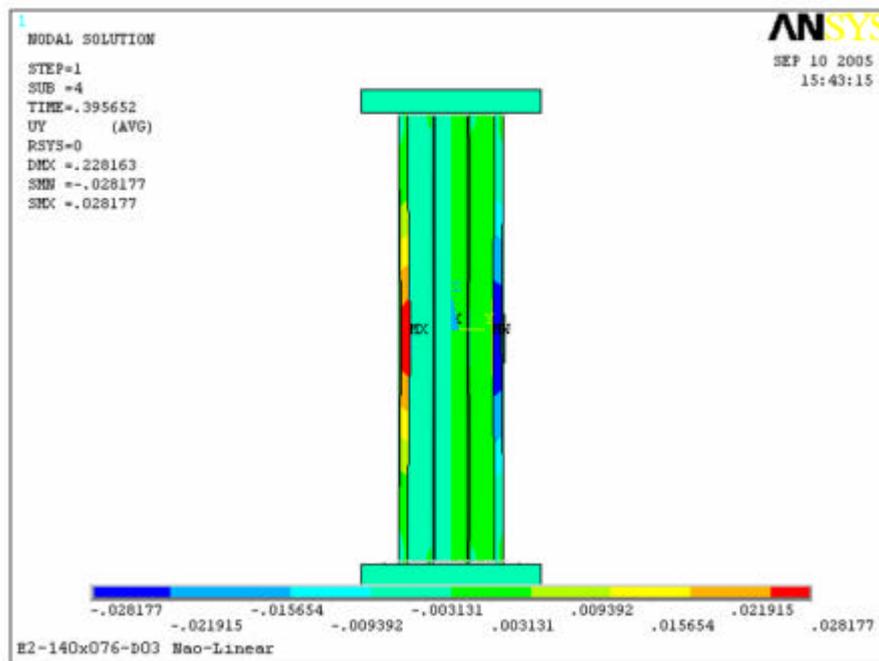


Figura 6.3 – Deslocamento das mesas do modelo E2-140x076-D03 após ser atingida a carga crítica.

As figuras anteriores apresentam os deslocamentos nas colunas para valores de carregamentos próximos ao valor da carga crítica, para os quais as condições de contorno pouco influenciam nos resultados, conforme apresentado na tabela 3.2. Em uma fase de comportamento pós-crítico, a restrição aos deslocamentos nas seções extremas das colunas passa a influenciar significativamente nos resultados, conduzindo a valores de cargas últimas superiores aos obtidos para as colunas com empenamento livre nas extremidades. A restrição aos deslocamentos nas extremidades das colunas pode ser observada com maior nitidez através da configuração deformada obtida para o valor da carga última ($P_{uNum} = 26,55kN$), apresentada na figura 6.4. Três meias ondas correspondentes aos deslocamentos resultantes do modo distorcional de flambagem podem ser observadas.

A figura 6.5 apresenta a distribuição de tensões médias ao longo da coluna, após ser atingida a carga de ruína da mesma. Além do modo de flambagem distorcional, caracterizado pelo deslocamento das arestas comuns às paredes do perfil e pela rotação

relativa entre tais paredes, pode-se observar que a distribuição de tensões na parede do perfil concentra-se nas bordas, próximo às arestas.

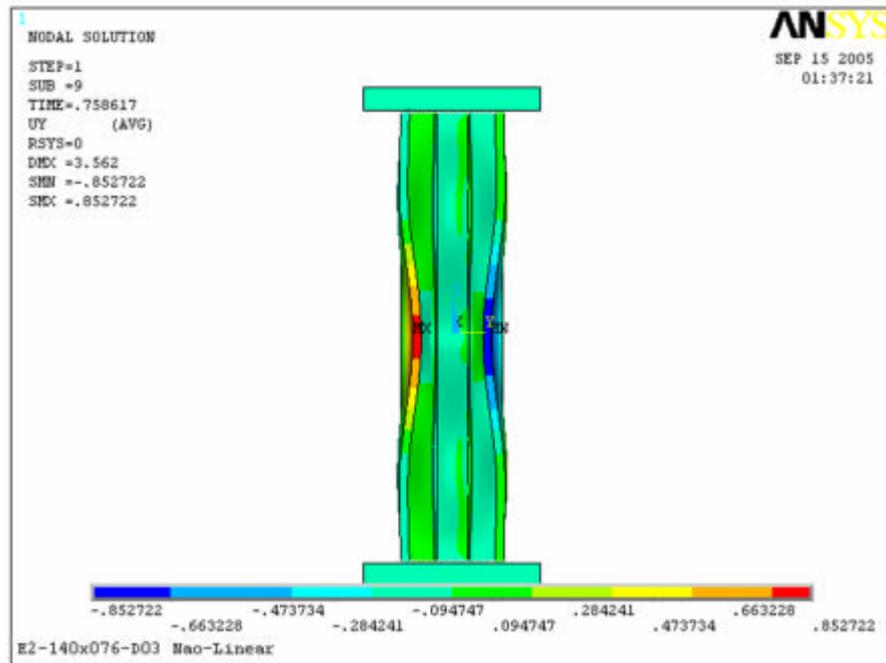


Figura 6.4 – Deformada do modelo E2-140x076-D03 na carga última.

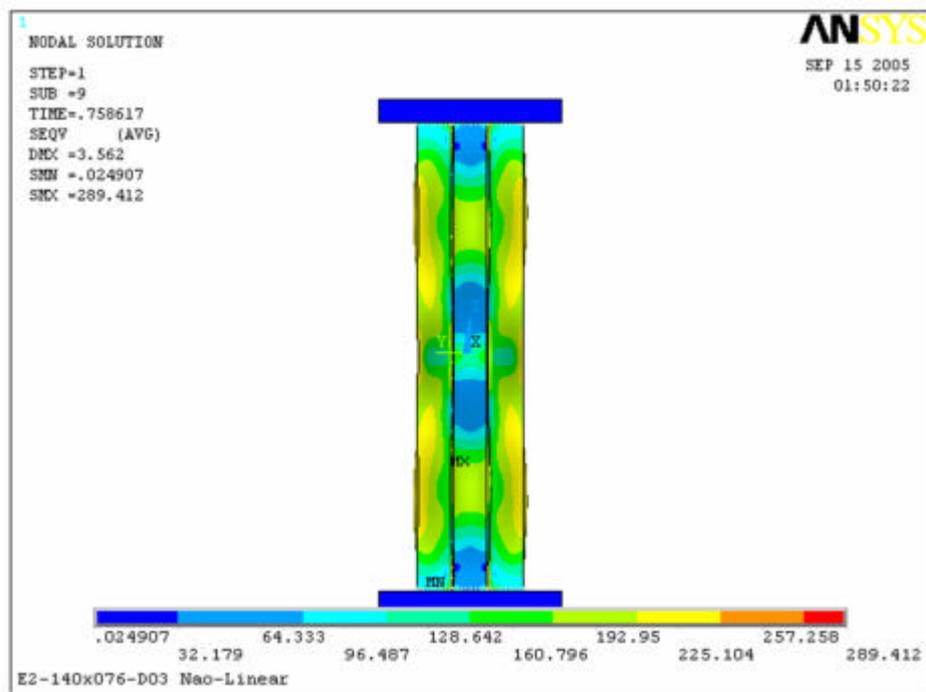


Figura 6.5 – Distribuição de tensões após ser atingida a carga crítica.

6.3- ANÁLISE EM REGIME PÓS-CRÍTICO

Para avaliação da eficiência da seção com enrijecedores intermediários em regime pós-crítico, foram utilizados os resultados das análises do modelo E2-140x076-D03. A figura 6.6 apresenta uma curva que relaciona os valores das cargas com os deslocamentos axiais obtidos para a coluna, para o modelo em análise. As cargas foram aplicadas gradualmente, estabelecendo-se pequenos passos de cargas, em busca da convergência da solução.

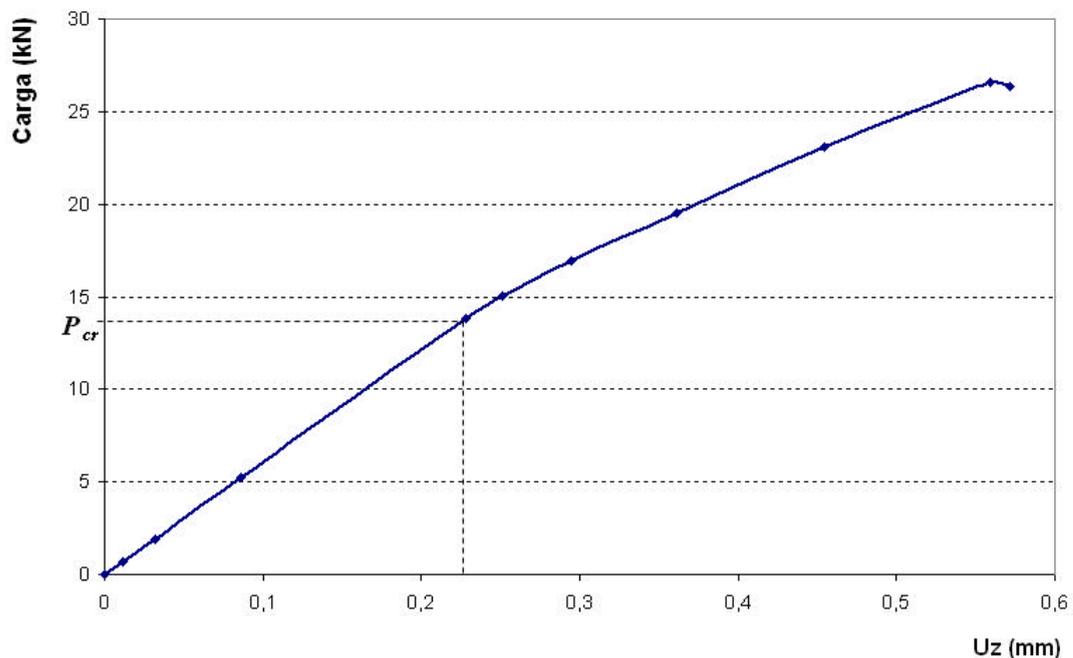


Figura 6.6 – Curva carga x deslocamento axial para o modelo E2-140x076-D03.

A carga crítica para a coluna pode ser observada na curva da figura, no ponto em que a mesma tem sua inclinação modificada. É interessante observar que a seção submetida ao modo de flambagem distorcional também apresenta reserva de resistência pós-flambagem, com valor de carga crítica da ordem de 63% e 50% da carga última, para condição de empenamento livre e condição de empenamento impedido, respectivamente.

O gráfico da figura 6.6 apresenta a relação carga x deslocamento axial para o caso da coluna perfeita. No entanto, os processos de fabricação dos perfis de paredes esbeltas introduzem imperfeições que podem influenciar na capacidade de carga da coluna. Portanto, para avaliar o comportamento da mesma em regime pós-crítico, faz-se necessária a consideração dessas imperfeições. Para o presente estudo, foram adotadas como imperfeições geométricas iniciais a configuração deformada da coluna, correspondente ao modo de flambagem obtido através de análise linear. A figura 6.7 apresenta essa deformada, utilizada como imperfeição inicial.

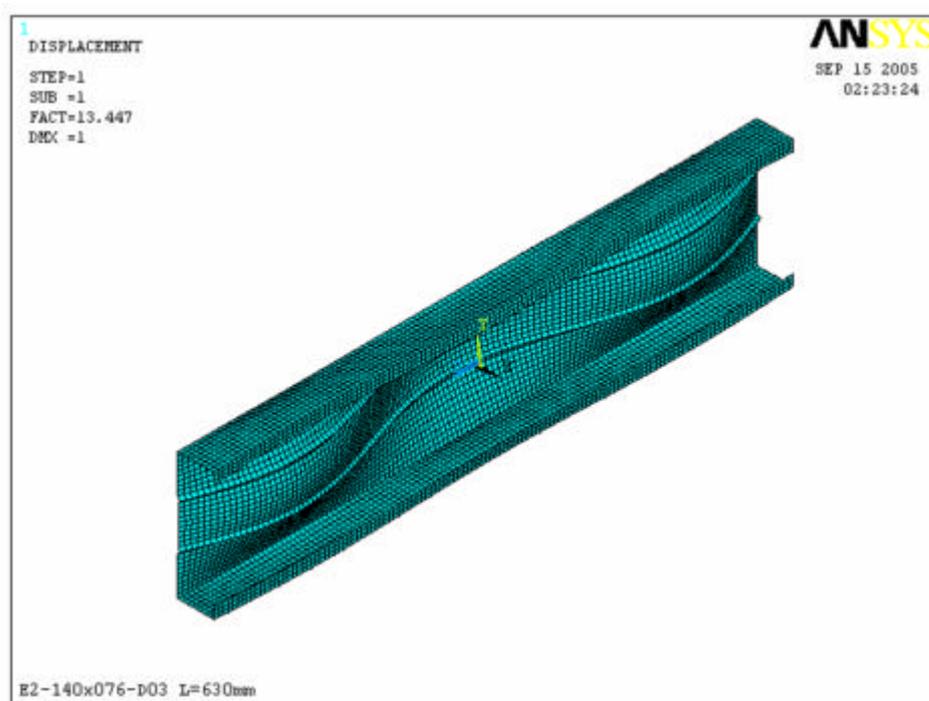


Figura 6.7 – Configuração deformada utilizada como imperfeição inicial.

As amplitudes máximas adotadas para as imperfeições foram da ordem de 10, 25, 50 e 75% da espessura das paredes do perfil, ou seja, 0,076, 0,19, 0,38 e 0,57 mm. A tabela 6.3 apresenta os valores das cargas últimas obtidas numericamente com a coluna perfeita e com as imperfeições descritas acima.

Tabela 6.3 – Cargas últimas para o modelo E2-140x076-D03.

Modelo	Imperfeição (mm)	Carga Última - P_{uNum} (kN)
E2-140x076-D03	-	26,55
E2-140x076-D03-010t	0,076	26,52
E2-140x076-D03-025t	0,19	26,43
E2-140x076-D03-050t	0,38	26,14
E2-140x076-D03-075t	0,57	26,13

A figura 6.8 apresenta as trajetórias de equilíbrio para a coluna sob compressão axial, representadas pelas curvas que relacionam os valores dos incrementos de carga normalizados em relação à carga crítica de flambagem com os deslocamentos axiais obtidos para as colunas, para os diferentes valores de imperfeições iniciais.

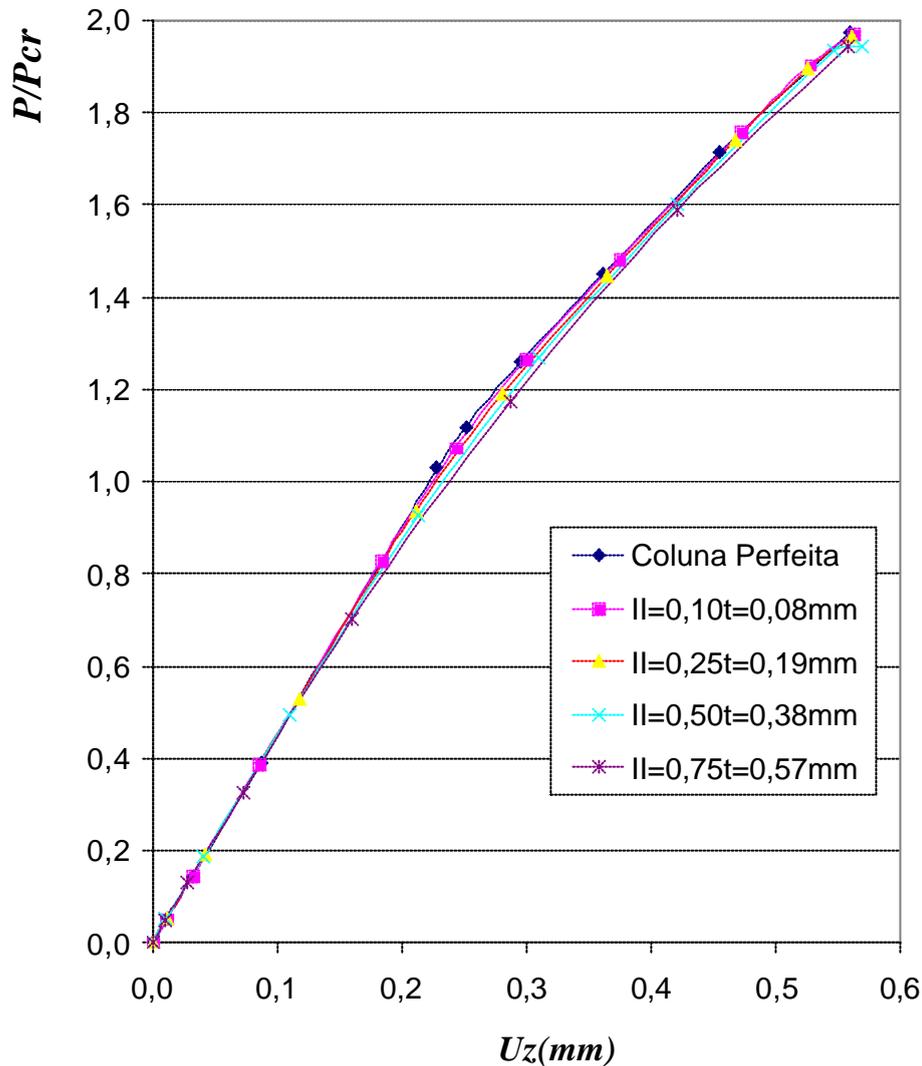


Figura 6.8 – Trajetórias de equilíbrio para o modelo E2-140x076-D03, sob compressão axial, para diferentes valores de imperfeições iniciais.

As curvas revelam que, mesmo após ser atingida a carga crítica, a coluna continua apresentando capacidade de suportar cargas. Esse comportamento, segundo uma trajetória de equilíbrio estável, é apresentado tanto para a coluna sem imperfeições, quanto para as colunas imperfeitas.

Para a coluna perfeita, ou com imperfeição inicial muito pequena (da ordem de 10% da espessura das paredes do perfil) ocorre uma mudança na trajetória de equilíbrio

a partir do momento em que é atingida a carga crítica de flambagem. Por outro lado, para as colunas com maiores imperfeições iniciais, a mudança na trajetória de equilíbrio é caracterizada pela ausência de uma carga de flambagem definida, apresentando uma transição suave entre as fases pré e pós-flambagem, sem mudança brusca na trajetória de equilíbrio.

CAPÍTULO 7

CONCLUSÕES E SUGESTÕES

O objetivo do presente trabalho foi avaliar, através de análises numéricas via Método dos Elementos Finitos, o comportamento de colunas constituídas de perfis de aço de paredes esbeltas, com enrijecedores intermediários na alma. Os resultados obtidos, através de análises lineares de flambagem elástica e análises não-lineares, comprovam a eficiência da análise computacional, confirmando sua utilização como ferramenta essencial em pesquisas na área de engenharia.

Os elementos e modelos utilizados nas análises conduziram a resultados satisfatórios, comparados com ensaios experimentais, numéricos e analíticos. As condições de contorno adotadas nas extremidades das colunas ensaiadas mostraram-se bastante eficientes. Para o caso de análise de flambagem elástica, os resultados foram muito próximos, quando comparadas condições de contorno com empenamento livre e através do uso de placas de apoio e carregamento. Para as análises não lineares, o modelo com placas rígidas de apoio e carregamento, ao impor restrições a deslocamentos nas extremidades, proporcionou valores de cargas últimas não-conservativos, superiores aos valores apresentados pela condição de empenamento livre.

Analisando-se os resultados iniciais, obtidos para calibração dos modelos numéricos, foi possível confirmar que a formulação polinomial do 2º grau proposta por Sarmanho é mais adequada do que aquelas adotadas por normas de projeto, para avaliação do comportamento pós-crítico até a ruína de perfis de paredes esbeltas. A formulação do 2º grau apresenta melhor correlação com os resultados numéricos, assim como apresentado no resultado dos ensaios experimentais.

Para as seções utilizadas como montantes no sistema *Light steel frame*, analisadas no capítulo 4, foram observados consideráveis ganhos de rigidez quando acrescentados enrijecedores intermediários nas almas das mesmas. Para a maioria das

seções, são observados acréscimos nas tensões críticas de flambagem distorcional à medida que um maior número de enrijecedores intermediários é adotado. A metodologia utilizada por Schafer (1997), para obtenção da tensão crítica de flambagem elástica por distorção, poderá ser mais adequada, por levar em consideração a contribuição da alma da seção na rigidez à torção no encontro entre alma e mesa.

Para todas as seções analisadas, os valores de alturas de enrijecedores intermediários, d , mais eficientes foram 3 e 4 mm. Os enrijecedores de 2 mm de altura foram pouco eficientes, quando comparados aos enrijecedores de 3 a 6 mm. Os valores de d iguais a 5 ou 6 mm, além de pouco acrescentarem na rigidez da seção em relação às alturas de 3 e 4 mm, podem proporcionar dificuldades de montagem dos montantes, para o caso de seções utilizadas na junção de paredes estruturais. Portanto, os valores mais recomendados para alturas de enrijecedores intermediários para as seções analisadas são 3 e 4 mm, com melhor desempenho observado para altura de 3 mm.

A adoção de enrijecedores intermediários de alturas iguais a 3 mm, para as seções estudadas, proporciona grande rigidez à seção em relação ao perfil U enrijecido, porém induz a mesma ao desenvolvimento do modo distorcional, em função do deslocamento do enrijecedor intermediário. Portanto, o desenvolvimento de soluções analíticas simplificadas, de fácil uso por parte de engenheiros de projetos, faz-se necessária, para a obtenção das tensões críticas de flambagem distorcional para seções com enrijecedores intermediários.

As seções com enrijecedores intermediários na alma, cujo modo de flambagem preponderante é modo distorcional, também apresentam comportamento pós-crítico estável, com reserva de resistência pós-flambagem. A inevitável presença de imperfeições geométricas nas peças influencia na capacidade de carga das mesmas, reduzindo a carga última esperada. No entanto, o comportamento pós-crítico é estável como no caso de colunas sem imperfeições, diferenciando apenas na trajetória de equilíbrio.

Algumas sugestões podem ser feitas para trabalhos futuros, buscando-se a continuidade do estudo realizado:

- Realização de ensaios experimentais com as seções analisadas neste trabalho, sob compressão uniforme, com o objetivo de validar as análises numéricas realizadas;
- Estudo numérico e experimental das seções com enrijecedores intermediários na alma, sob carregamento de flexo-compressão, buscando-se avaliar a eficiência desses enrijecedores para os montantes pertencentes às paredes estruturais externas.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABNT (2004). NBR 14762/2001: Dimensionamento de Estruturas de Aço constituídas por Perfis Formados a Frio – Procedimento. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Rio de Janeiro.
- AISI (1997). Cold-Formed Steel Design Manual – 1996 Edition. American Iron and Steel Institute, Washington DC.
- Allen, H. G. e Bulson, P. (1980). Background to Buckling. Mc Graw-Hill, London.
- ANSYS (1996). Basic Analysis Procedure Guide, ANSYS Inc., Houston, PA.
- Batista, E. M. (1988). Etude de La Stabilité des Profils à Parois Minces et Section Ouverte de Types U et C. Tese de Doutorado, Universidade de Liège.
- Batista, E. M., Vazquez, E. G., Nagahama, K. J. e Camotim, D. (2000). Estudos dos modos de instabilidade local de placa e distorcional em perfis de chapa dobrada de aço. In: Jornadas SudAmericanas de Ingenieria Estructural, 29, Punta Del Este, Uruguai, 14 p.
- Batista, E.M., Camotim, D., Prola, L.C. e Vazquez, E.G., (1998). On the stability and strength of steel columns affected by distortional buckling. Journal of constructional steel research, v. 46, n. 1-3, 129-131 (artigo completo em CD-ROM, artigo # 86).
- Bulson, P. S. (1970). The Stability of Flat Plates. Chatto e Wintus, London.
- CBCA (2004). Tabelas de Dimensionamento Estrutural para Edificações com o Sistema Construtivo em *Steel Framing*. www.cbca-ibs.org.br.
- Chou, S. M., Chai, G. B., Ling, L. (2000). Finite Element Technique for Design of Stub Columns. Thin Walled Structures, v. 37, pp. 97-112, Elsevier Science Ltd, Singapore.
- Crasto, R. C. M. (2005). Arquitetura e Tecnologia em Sistemas Construtivos Industrializados: Light Steel Framing. Dissertação de Mestrado, EM/UFOP, Ouro Preto.
- Desmond, T. P.; Peköz, T. and Winter, G. (1981). Intermediate Stiffeners for Thin-Walled Members. Journal of Structural Division, v.107, pp.627-648, Ithaca, NY.
- Galambos, T. V. (1988). Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures, Fourth Edition. John Wiley & Sons Inc., New York.
- Hancock, G. J., Kwon, Y. B. and Bernard, E. S. (1994). Strength Design Curves for Thin-Walled Sections Undergoing Distortional Buckling. Journal Construction Steel Research, v.31, pp.169–186.

Inoue, H. (2004). Sistemas diafragma com painéis de chapa fina, aplicados a edificações estruturadas em aço. Tese de Doutorado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.

Kesti, J. and Davies, M. (1999). Local and distortional buckling of thin-walled short columns. *Thin Walled Structures*, v.34, pp.115-134.

Kwon, Y. B. and Hancock, G. J. (1992). Tests of Cold-Formed Channels with Local and Distortional Buckling. *Journal of Structural Engineering-ASCE*, v.117, pp.1786–1803, Sydney, Australia.

Lau, C. W. and Hancock, G. J. (1987). Distortional Buckling Formulas for Channel Columns. *Journal of Structural Engineering*, v.113, n.5, pp. 269-294.

Mulligan, G. P. and Peköz, T. (1984). Locally Buckled Thin-Walled Column. *Journal of Structural Engineering*, v.110, n.11, pp. 2635-2654.

Pereira Júnior, C. J. (2004). Edifícios de pequeno porte contraventados com perfis de chapa fina de aço. Tese de Mestrado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.

Prola, L. C. e Camotim, D. (2002). Comportamento de Pós-Flambagem Local de Elementos Estruturais de aço Formados a Frio com Seção em C. XXX Jornadas Sul-Americanas de Engenharia Estrutural, Brasília.

Sarmanho, A. M. C. (1991). Estudo do Comportamento Pós-Critico de Paredes Esbeltas de Perfis Metálicos. Tese de Mestrado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.

Schafer, B. W. (2003). CUFSM 2.6 Software. User Manual and Tutorials, www.ce.jhu.edu/bschafer/cufsm.

Schafer, B. W. (2002). Local, distortional, and Euler buckling of thin-walled columns. *Journal of Structural Engineering*, vol. 128, 3, pp 289-299.

Schafer, B. W. (2000). Distortional buckling of cold-formed steel columns. Final Report, AISI. Schafer, B. W. (2000). Distortional buckling of cold-formed steel columns. Final Report, AISI.

Schafer, B. W. and Peköz, T. (1999). Local and Distortional Buckling of Cold-Formed Steel Members With Edge Stiffened Flanges. *Light-Weight Steel and Aluminium Structures*, pp. 89-97.

Schafer, B. W. and Peköz, T. (1998). Cold-Formed Steel Members with Multiple Longitudinal Intermediate Stiffeners. *Journal of Structural Engineering*, v.124, pp.1175–1181.

Schafer, B. W. and Peköz, T. (1997). The Behavior and Design of Longitudinal Stiffened Thin-Walled Compression Elements. *Thin Walled Structures*, v.27, n.1, pp. 65–78.

Schafer, B. W. (1997). Cold-formed steel behavior and design: analytical and numerical modeling of elements and members with longitudinal stiffeners. Tese de doutorado, Cornell University, New York, USA.

Severo Júnior, A. S. (2000). Análise Experimental de Perfis de Paredes Esbeltas com Enrijecedor Intermediário. Dissertação de Mestrado, EM/UFOP, Ouro Preto.

Sivakumaran, K. S. and Abdel-Rahman, N. (1998). A Finite Element Analysis Model for the Behaviour of Cold-Formed Steel Members. Thin Walled Structures, v.31, pp.305-324.

Timoshenko, S. P. and Gere, J. M. (1961). Theory of Elastic Stability. Mc Graw-Hill Book Co.,Inc, New York.

Vazquez, E. G. (1998). Estabilidade e Resistência de Perfis de Chapa Dobrada Afetados pelo Modo Distorcional. Tese de Mestrado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.

von Kármán, T., Sechler, E. E. and Donnel, L. H. (1932). The Strength of Thin Plates in Compression. Transaction ASME, Applied Mechanics, v. 54, No.APM-54-5, pp. 53.

Winter, G. (1947). Strength of Thin-Walled Compression Flanges. Transactions of the American Society of Civil Engineers, A.S.C.E., v.112, pp. 527 - 555.

Yu, W. W. (1991). Cold-Formed Steel Design, Second Edition. John Wiley & Sons Inc., Canada.