

**ESTUDO DA FLAMBAGEM LOCAL DA MESA DE PERFIS I COM
ALMA SENOIDAL VIA ANÁLISE NÃO-LINEAR PELO MEF**

Daniel Gordilho Souza

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

**ESTUDO DA FLAMBAGEM LOCAL DA MESA DE PERFIS I COM
ALMA SENOIDAL VIA ANÁLISE NÃO LINEAR PELO MEF**

Daniel Gordilho Souza

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

Comissão Examinadora:

Prof. Dr. Gilson Queiroz
DEES-UFMG – (Orientador)

Prof. Dr. Ricardo Hallal Fakury
DEES-UFMG

Prof. Dr. Ronaldo Carvalho Battista
COPPE-UFRJ

Belo Horizonte, 28 de novembro de 2006.

*Dedico este trabalho a meus pais,
José Luiz e Angela,
meu horizonte de ser humano e de vida profissional.*

AGRADECIMENTOS

Agradeço inicialmente ao meu orientador e mestre, Gilson Queiroz, pela sua contribuição decisiva nos rumos deste trabalho, pela sua paciência, equilíbrio, competência e principalmente pelos ensinamentos práticos e teóricos que fizeram abrir minha cabeça para esse universo espetacular que é a engenharia.

Agradeço a Roberval Pimenta pelo convite em participar de um trabalho instigante e inovador, por acreditar na minha capacidade, pelas valiosas considerações técnicas durante a elaboração deste trabalho, pelas “aulas particulares” de dinâmica e pela sua amizade.

Aos meus professores, Ricardo Fakury, minha porta de entrada na UFMG, que mesmo com sua agenda intensiva sempre encontrou tempo para dúvidas e conversas, Fernando Amorim, Armando Lavall, Roque Pitangueira, e demais docentes do curso de pós-graduação, pela importante contribuição para minha vida profissional.

Aos meus colegas de curso de pós-graduação pela contribuição de cada um nesta aprendizagem coletiva. Especialmente, a Alessandro, Samir, Victor e Márcio, pelos constantes estudos em grupo.

Aos funcionários do Departamento de Engenharia de Estruturas, em particular a Patrícia, Lucíola e Inês, prestativas em todos os momentos. As instituições, agradeço a USIMINAS pela bolsa de estudo e a Codeme Engenharia S.A. pelo apoio na elaboração dessa pesquisa.

A minha família, pelo apoio e carinho. A minha querida mãe, Angela, pelo seu amor, dedicação e por estar sempre por perto ajudando na organização das idéias. Finalmente, agradeço em especial ao meu pai, José Luiz, pelo incentivo durante todo meu processo de formação profissional e pelo exemplo de uma brilhante carreira na área de engenharia estrutural, o que para mim é motivo de muito orgulho como filho e aprendiz.

RESUMO

No presente trabalho investigou-se a flambagem local da mesa em perfis I de alma senoidal. Em uma primeira etapa, criaram-se pré-processadores no ANSYS 9.0, utilizando-se a linguagem paramétrica do programa, para análise numérica não-linear de perfis I de alma plana e de alma senoidal. Analisou-se um grupo de perfis de alma plana e calibraram-se os parâmetros da análise não-linear de forma a obter resultados numéricos consistentes com aqueles obtidos pelo processo de cálculo do projeto de revisão da NBR8800 (Set/2006). Utilizando-se os pré-processadores para perfis de alma senoidal e os parâmetros da análise não-linear calibrados nos modelos de alma plana, realizou-se um estudo paramétrico abrangendo geometrias associadas à faixa de aplicação dos perfis de alma senoidal. Os resultados numéricos obtidos foram comparados com os valores de resistência última obtidos por outros dois procedimentos: o processo de cálculo da NBR8800 para verificação de perfis I de alma plana e a proposta de dimensionamento de perfis de alma senoidal da fabricante austríaca Zeman, adaptado para a NBR8800. Observou-se que o procedimento da Zeman, adaptado para a NBR8800, é conservador. O procedimento da NBR8800, considerando $k_c=0,763$ como coeficiente de flambagem da mesa, é consistente para o regime inelástico de flambagem da mesa e conservador para o regime elástico. Como resultado deste estudo, propõe-se um procedimento baseado no projeto de revisão da NBR 8800, adaptando-se a curva de verificação do regime elástico, de forma a atender aos resultados numéricos.

Palavras-chave: Estruturas de aço; Perfis de alma senoidal; Flambagem local da mesa, Flambagem não-linear.

ABSTRACT

Flange local buckling of sinusoidal web I girders is investigated in this study. As a first step, pre-processors for ANSYS 9.0 are created, using the software parametric design language, for the non-linear numerical analysis of plane web and sinusoidal web I girders. A group of plane webs I girders is analyzed and the non-linear analysis parameters are calibrated in order to get results consistent with the ones obtained by the Brazilian steel code, NBR8800 (under revision - sept/2006), design procedures. Using the pre-processors for sinusoidal web models and the non-linear analysis parameters calibrated in the plane web models, a parametric investigation is carried out, considering the application range of sinusoidal webs I girders. The numerical results obtained are compared to the ultimate capacity proposed by two different procedures as such: the NBR 8800 design process for plane web I girders and the sinusoidal web I girders design procedure used by the Austrian industry Zeman, adapted to the NBR8800. It is verified that the Zeman design procedure, adapted do the NBR8800, is conservative. The NBR8800 design process, considering $k_c=0,763$ as flange buckling coefficient, is consistent for the inelastic range and conservative for the elastic range. As a result of this study, a design procedure is proposed, based in the NBR 8800 design process, adapting the curve of the elastic range in order to attend the numerical results.

Keywords: Steel structures; Corrugated webs profiles; Flange local buckling; Non linear buckling.

SUMÁRIO

1– Introdução.....	01
1.1 - Contexto.....	01
1.2 - Objetivo.....	06
1.3 - Metodologia.....	07
1.4 - Justificativa.....	10
2 – Revisão Bibliográfica.....	12
2.1 - Teoria de flambagem de placa.....	12
2.2 - Critérios de norma para análise da FLM.....	21
2.2.1 - Perfis sujeitos a força normal de compressão.....	23
2.2.2 - Perfis sujeitos a flexão pura.....	25
2.3 - Perfis de alma senoidal.....	33
2.3.1 - Literatura geral associada aos perfis de alma corrugada.....	33
2.3.2 - FLM em perfis de alma senoidal.....	34
3– Desenvolvimento de Pré-processadores.....	38
3.1 - Perfil I de alma plana.....	39
3.2 - Perfil I de alma senoidal.....	42
4 – Análise Numérica.....	48
4.1 - Premissas.....	48
4.2 - Perfil I de alma plana sujeito a flexão simples.....	51
4.2.1 - Geometria.....	53
4.2.2 - Carregamento.....	54
4.2.3 - Condições de contorno.....	56
4.2.4 - Análise elástica.....	58

4.2.5 - Tensões residuais.....	60
4.2.6 - Imperfeições Iniciais.....	61
4.2.7 - Análise não-	
linear.....	63
4.2.8 - Resultados.....	65
4.3 - Perfil I de alma senoidal sujeito a flexão simples com o uso de forças impostas (pré-processador flexão-força).....	71
4.4 - Perfil I de alma senoidal sujeito à compressão com o uso de forças impostas (pré-processador compressão-força).....	79
4.5 - Perfil I de alma senoidal sujeito à compressão com o uso de deslocamentos impostos (pré-processador compressão deslocamento)..	84
 5 – Parametrização.....	86
5.1 - Seleção dos casos.....	86
5.2 - Seleção do pré-processador para realização das análises.....	92
5.3 - Resultados.....	94
5.3.1 - Grupo 1.....	96
5.3.2 - Grupo 2.....	102
5.3.3 - Grupo 3.....	108
5.3.4 - Grupo 4.....	114
 6 – Considerações Finais.....	120
6.1 - Discussão de resultados.....	120
6.2 - Proposição de um procedimento de cálculo.....	125
6.3 - Comparações entre os diferentes procedimentos de cálculo apresentados e os resultados numéricos.....	135
6.4 - Conclusões.....	138
6.5 - Proposta para trabalhos posteriores.....	139
 7 – Referências Bibliográficas.....	141

LISTA DE FIGURAS

- 1.1 - Perfil I soldado
- 1.2 - Perfil I laminado
- 1.3 - Perfil I de alma corrugada trapezoidal
- 1.4 - Perfil I de alma corrugada senoidal
- 1.5 - Analogia entre treliça e viga de alma corrugada
- 1.6 - Galpão Magazine Luiza em Belo Horizonte
- 1.7 - Soldagem do perfil I de alma senoidal
- 2.1 - Modo de colapso por flambagem local da mesa comprimida devida a momento fletor
- 2.2 - Placa comprimida idealizada
- 2.3 - Condição de contorno de referência para determinação da tensão crítica de flambagem elástica de placas
- 2.4 - Curvas k_c x a/b
- 2.5 - Valores de k_c para diferentes tipos de vinculação, em placas com $a/b > 5$
- 2.6 - Curva σ_{cr} x b/t
- 2.7 - Valor de k_c idealizado para a semimesa de perfis I laminados, adotado na NBR8800
- 2.8 - Curva σ_n x b/t para verificação da FLM de perfis laminados sujeitos a força de compressão, segundo a NBR8800
- 2.9 - Distribuição de tensões para cada tipo de solicitação
- 2.10 - σ devido a M em regime elástico e no instante da instabilidade elástica
- 2.11 - Gráfico M_n x λ (FLM) de perfis I laminados sujeitos a flexão simples, segundo a NBR8800
- 2.12 - Largura de mesa b_l para análise da FLM de perfis senoidais (Zeman)
- 2.13 - Tipos de corrugação e critérios de largura livre considerados
 - a) corrugação senoidal densa
 - b) corrugação trapezoidal esparsa
- 3.1 - Posição do eixo cartesiano na geração dos modelos de perfil I de alma plana
- 3.2 - Dimensões dos elementos da alma dos modelos de perfil I de alma plana
- 3.3 - Dimensões dos elementos das mesas dos modelos de perfil I de alma plana

- 3.4 - Posição do eixo cartesiano na geração dos modelos de perfil I com alma senoidal
- 3.5 - Interpolação da curva senoidal com o uso de 10 segmentos de reta
- 3.6 - Dimensões dos elementos da alma dos modelos de perfil I com alma senoidal
- 3.7 - Dimensões dos elementos das mesas dos modelos de perfil I com alma senoidal
- 4.1 - Material linearmente elástico
- 4.2 - Material elástico-perfeitamente plástico
- 4.3 - Curva $M_n \times \lambda$
- 4.4 - Perfil I de alma plana ($L=186cm$)
- 4.5 - Modelo do perfil I de alma plana - $I 40 \times 0,475 \times 24 \times 0,63$
- 4.6 - Carga de referência para análise elástica do modelo em exemplo
- 4.7 - Binário que gera o momento fletor de referência para análise elástica de autovalor
- 4.8 - Condições de contorno do modelo em exemplo
- 4.9 - Análise elástica estática do modelo em exemplo, carregado com o momento de referência (perspectiva e vista lateral)
- 4.10 - Primeiro modo de flambagem do modelo em exemplo
- 4.11 - Carregamento por variação de temperatura do modelo em exemplo
- 4.12 - Nível de tensões residuais do modelo em exemplo
- 4.13 - Tolerância de fabricação de perfis I soldados segundo a AWS
- 4.14 - Tensões na direção X do modelo em exemplo para o primeiro, segundo e último passo de carga da análise não-linear
- 4.15 - Curva $(M_u/M_p) \times \lambda$ da NBR8800 e resultados da análise numérica considerando imperfeição de $b_f/1000$
- 4.16 - Curva $(M_u/M_p) \times \lambda$ da NBR8800 e resultados da análise numérica considerando imperfeição de $b_f/100$
- 4.17 - Perfil I de alma senoidal ($L=186cm$)
- 4.18 - Modelo do perfil I de alma senoidal - $I Sen 40 \times 0,2 \times 24 \times 0,63$
- 4.19 - Carga de referência para análise elástica do modelo em exemplo
- 4.20 - Condições de contorno do modelo em exemplo

- 4.21 - Análise elástica estática do modelo em exemplo, carregado com o momento de referência (perspectiva e vista lateral)
- 4.22 - Primeiro modo de flambagem do modelo em exemplo
- 4.23 - Carregamento por variação de temperatura e nível de tensões residuais do modelo em exemplo
- 4.24 - Tensões na direção X do modelo em exemplo para o primeiro, segundo e último passo de carga da análise não-linear
- 4.25 - Nó de referência para a curva $M/M_p \times \theta$ (nó 968) do modelo em exemplo
- 4.26 - Curva $M/M_p \times \theta$ (nó 968) para o modelo em exemplo
- 4.27 - Carga de referência para análise elástica do modelo em exemplo
- 4.28 - Análise elástica estática do modelo em exemplo, carregado com a força de compressão de referência (perspectiva)
- 4.29 - Primeiro modo de flambagem do modelo em exemplo
- 4.30 - Tensões na direção X do modelo em exemplo para o primeiro, segundo e último passo de carga da análise não-linear
- 4.31 - Nó de referência para a curva $N/N_p \times Ux$ (nó 1) do modelo em exemplo
- 4.32 - Curva $N/N_p \times Ux$ (nó 1) para o modelo em exemplo (com forças impostas)
- 4.33 - Curva $N/N_p \times Ux$ (nó 1) para o modelo em exemplo (com deslocamentos impostos)
- 5.1 - Influência da relação $(b_f/2t_f)$ na FLM
- 5.2 - Influência da relação (w/b_w) na FLM
- 5.3 - Influência da relação (b_f/b_w) na FLM
- 5.4 - Grupos de perfis do estudo paramétrico
- 5.5 - Curvas $M_u/M_p \times \lambda$ da NBR 8800 e resultados numéricos considerando a semi-largura da mesa na determinação da sua esbeltez (Grupo 1)
- 5.6 - Curvas $M_u/M_p \times \lambda$ da NBR 8800 e resultados numéricos considerando na determinação da esbeltez da mesa a largura reduzida proposta pela Zeman (Grupo 1)
- 5.7 - Curvas $M_u/M_p \times \lambda$ da NBR 8800 e resultados numéricos considerando a semi-largura da mesa na determinação da sua esbeltez (Grupo 2)

- 5.8 - Curvas M_u / M_p x λ da NBR 8800 e resultados numéricos considerando na determinação da esbeltez da mesa a largura reduzida proposta pela Zeman (Grupo 2)
- 5.9 - Curvas M_u / M_p x λ da NBR 8800 e resultados numéricos considerando a semi-largura da mesa na determinação da sua esbeltez (Grupo 3)
- 5.10 - Curvas M_u / M_p x λ da NBR 8800 e resultados numéricos considerando na determinação da esbeltez da mesa a largura reduzida proposta pela Zeman (Grupo 3)
- 5.11 - Curvas M_u / M_p x λ da NBR 8800 e resultados numéricos considerando a semi-largura da mesa na determinação da sua esbeltez (Grupo 4)
- 5.12 - Curvas M_u / M_p x λ da NBR 8800 e resultados numéricos considerando na determinação da esbeltez da mesa a largura reduzida proposta pela Zeman (Grupo 4)
- 6.1 - Curva M_u / M_p x λ do procedimento proposto e resultados da análise não-linear considerando a semi-largura das mesa na determinação de sua esbeltez (Grupo 1)
- 6.2 - Curva M_u / M_p x λ do procedimento proposto e resultados da análise não-linear considerando a semi-largura das mesa na determinação de sua esbeltez (Grupo 2)
- 6.3 - Curva M_u / M_p x λ do procedimento proposto e resultados da análise não-linear considerando a semi-largura das mesa na determinação de sua esbeltez (Grupo 3)
- 6.4 - Curva M_u / M_p x λ do procedimento proposto e resultados da análise não-linear considerando a semi-largura das mesa na determinação de sua esbeltez (Grupo 4)

LISTA DE TABELAS

- 2.1 - Parâmetros (b/t) limites
- 3.1 - Pontos da curva senoidal
- 4.1 - Propriedades geométricas e momento plástico dos perfis de alma plana analisados
- 4.2 - Resultados obtidos pelo processo da NBR 8800 para perfis I soldados de alma plana
- 4.3 - Resultados obtidos na análise numérica elástica de autovalor
- 4.4 - Resultados obtidos na análise numérica não-linear, considerando a deformada elástica normalizada, multiplicada pelo fator $b_f/1000$, como imperfeição inicial
- 4.5 - Resultados obtidos na análise numérica não-linear, considerando a deformada elástica normalizada, multiplicada pelo fator $b_f/100$, como imperfeição inicial
- 5.1 - Estudo comparativo entre os três tipos de modelos gerados pelos pré-processadores flexão-força (1), compressão-força (2) e compressão-deslocamento (3)
- 5.2 - Propriedades geométricas e momento plástico dos perfis de alma senoidal (Grupo 1)
- 5.3 - Valores de resistência propostos pela NBR 8800 considerando $k_c=0,763$ (Grupo 1)
- 5.4 - Valores de resistência propostos pela NBR 8800 considerando $k_c=0,425$ (Grupo 1)
- 5.5 - Resultados obtidos na análise numérica elástica de autovalor (Grupo 1)
- 5.6 - Resultados obtidos na análise numérica não-linear (Grupo 1)
- 5.7 - Propriedades geométricas e momento plástico dos perfis de alma senoidal (Grupo 2)
- 5.8 - Valores de resistência propostos pela NBR 8800 considerando $k_c=0,763$ (Grupo 2)
- 5.9 - Valores de resistência propostos pela NBR 8800 considerando $k_c=0,425$ (Grupo 2)
- 5.10 - Resultados obtidos na análise numérica elástica de autovalor (Grupo 2)
- 5.11 - Resultados obtidos na análise numérica não-linear (Grupo 2)
- 5.12 - Propriedades geométricas e momento plástico dos perfis de alma senoidal (Grupo 3)
- 5.13 - Valores de resistência propostos pela NBR 8800 considerando $k_c=0,763$ (Grupo 3)
- 5.14 - Valores de resistência propostos pela NBR 8800 considerando $k_c=0,425$ (Grupo 3)
- 5.15 - Resultados obtidos na análise numérica elástica de autovalor (Grupo 3)
- 5.16 - Resultados obtidos na análise numérica não-linear (Grupo 3)
- 5.17 - Propriedades geométricas e momento plástico dos perfis de alma senoidal (Grupo 4)

- 5.18 - Valores de resistência propostos pela NBR 8800 considerando $k_c=0,763$ (Grupo 4)
- 5.19 - Valores de resistência propostos pela NBR 8800 considerando $k_c=0,425$ (Grupo 4)
- 5.20 - Resultados obtidos na análise numérica elástica de autovalor (Grupo 4)
- 5.21 - Resultados obtidos na análise numérica não-linear (Grupo 4)
- 6.1 - Resultados da análise não-linear, dos casos 1, 4, 12, 15, 23, 26, 34 e 37 (ver TABS. 5.06, 5.11, 5.16 e 5.21), para alma com espessura de $0,2cm$
- 6.2 - Resultados da análise não-linear, dos casos 1, 4, 12, 15, 23, 26, 34 e 37 (ver TABS. 5.06, 5.11, 5.16 e 5.21), alterando a espessura da alma para $0,3cm$
- 6.3 - Limites de resistência da FLM nos perfis de alma senoidal segundo o procedimento proposto (Grupo 1)
- 6.4 - Limites de resistência da FLM nos perfis de alma senoidal segundo o procedimento proposto (Grupo 2)
- 6.5 - Limites de resistência da FLM nos perfis de alma senoidal segundo o procedimento proposto (Grupo 3)
- 6.6 - Limites de resistência da FLM nos perfis de alma senoidal segundo o procedimento proposto (Grupo 4)
- 6.7 - Resistências últimas, normalizadas em relação ao momento plástico, dos casos dos grupos 1, 2 e 4, pelos diversos procedimentos de cálculo apresentados para os perfis de alma senoidal e pela análise numérica não-linear
- 6.8- Quadro comparativo das resistências últimas obtidas pelos procedimentos de cálculo com as resistências últimas obtidas na análise numérica não-linear

LISTA DE NOTAÇÕES, ABREVIATURAS, SIGLAS E SÍMBOLOS

Letras Maiúsculas

<i>AWS</i>	American Welding Society
<i>AISC</i>	American Institute of Steel Construction
<i>E</i>	módulo de elasticidade do aço
<i>FLA</i>	flambagem local da alma
<i>FLM</i>	flambagem local da mesa
<i>FLT</i>	flambagem lateral com torção
<i>G</i>	módulo de elasticidade transversal
<i>L</i>	comprimento do modelo
<i>M_u</i>	momento fletor último resistente
<i>M_d</i>	momento fletor de cálculo
<i>M_{cr}</i>	momento fletor crítico de flambagem elástica
<i>M_y</i>	momento fletor de início de escoamento da seção transversal
<i>M_p</i>	momento fletor de plastificação total da seção transversal
<i>M_{ref}</i>	momento fletor de referência para análise de autovalor
<i>NBR-0,763</i>	procedimento da NBR 8800, para análise da FLM, considerando o valor fixo $k_c=0,763$ e a semilargura da mesa na determinação de sua esbeltez
<i>N_d</i>	força normal de cálculo
<i>N_{ref}</i>	força normal de referência para análise de autovalor
<i>NUM-NL</i>	resultados obtidos na análise numérica não-linear de perfis de alma senoidal
<i>N_x</i>	força normal na direção <i>X</i> (teoria de flambagem de placas)
<i>N_{x,cr}</i>	força normal crítica na direção <i>X</i> (teoria de flambagem de placas)
<i>PROPO-0,763</i>	procedimento de cálculo proposto no presente trabalho para verificação de perfis de alma senoidal
<i>W_c</i>	módulo elástico de seção da face comprida do perfil I
<i>W_t</i>	módulo elástico de seção da face tracionada do perfil I
<i>W</i>	módulo elástico de seção

V_d	força cortante de cálculo
$ZEM-0,763$	procedimento da Zeman, para análise da FLM, adaptado para NBR8800, considerando o valor fixo $k_c=0,763$ e uma esbeltez de mesa reduzida
$ZEM-0,425$	procedimento da Zeman, para análise da FLM, adaptado para NBR8800, considerando o valor fixo $k_c=0,425$ e uma esbeltez de mesa reduzida

Letras Minúsculas

a	comprimento da placa (teoria de flambagem de placas)
a_{mn}	amplitude máxima de deslocamento de cada modo de flambagem
b	largura da placa (teoria de flambagem de placas)
b_f	largura da mesa do perfil I
b_l	largura livre da mesa para determinação da esbeltez
b_w	dobro da amplitude da curva senoidal
d	altura do perfil I
f_y	limite de escoamento do aço
h	altura da alma do perfil I
I_y	momento de inércia em relação ao eixo principal y
k_c	coeficiente de flambagem de placas
$k_c \text{ num}$	valores de k_c que, aplicados à teoria de flambagem de placas, acarretam resultados similares aos resultados obtidos na análise numérica elástica
$k_c \text{ num eq}$	valores de k_c que, aplicados à teoria de flambagem de placas, acarretam resultados similares aos resultados obtidos na análise numérica não-linear
$k_c \text{ propo}$	valores de k_c propostos no presente trabalho
m	número de semi-ondas na direção X
n	número de semi-ondas na direção Y
q_p	carga linearmente distribuída na mesa para análise não-linear
t	espessura da placa (teoria de flambagem de placas)
t_f	espessura da mesa do perfil I

t_w	espessura da alma do perfil I
w	período da senóide da alma corrugada
λ	índice de esbeltez da mesa
λ'	relação largura da mesa / dobro da amplitude da curva senoidal
λ_e	índice de esbeltez limite para consideração de flambagem elástica de uma placa ideal
λ_p	índice de esbeltez limite para consideração de plastificação total
λ_r	índice de esbeltez limite para consideração de flambagem elástica
λ_{inel}	índice de esbeltez que cai no regime inelástico de flambagem
σ_{cr}	Tensão crítica de flambagem elástica de placas
σ_r	tensão residual do perfil I
ν	coeficiente de Poisson

1

INTRODUÇÃO

1.1 – Contexto

A partir do século XIX, com o surgimento das ferrovias, a construção metálica foi impulsionada na engenharia civil. Inicialmente as estruturas metálicas eram feitas com ferro fundido, depois com aço forjado e posteriormente com o aço laminado. Desde então, diversos fatores, tais como o desenvolvimento do processo produtivo do aço, a melhoria de suas propriedades mecânicas e as soluções de alta tecnologia para as ligações, fizeram o aço se tornar um dos principais materiais para sistemas estruturais, sendo, na maioria das vezes, a melhor opção para obras especiais de grandes vãos e de grande porte.

Os perfis de aço mais utilizados como elementos dos sistemas estruturais são os perfis I, os perfis H, os perfis U, os perfis tubulares, as cantoneiras e os perfis formados por chapas dobradas.

O perfil I é aquele que tem maior aplicação em estruturas nas quais os esforços predominantes são os esforços de flexão em um plano, tais como vigas e pórticos. Isto se deve à elevada relação inércia/massa do perfil I, garantida pela concentração da

massa nas mesas da seção transversal. A freqüente utilização do perfil I se deve ainda, no caso dos perfis soldados, à facilidade de fabricação associada à simples geometria do mesmo. Entre os tipos de perfil I mais difundidos no mercado brasileiro estão os perfis I laminados e os perfis I soldados de alma plana. O perfil I soldado (FIG.1.1) é formado pelo corte, composição e soldagem de chapas planas, duas chapas formando as mesas e uma chapa formando a alma. O perfil I laminado (FIG.1.2) é obtido a partir da perfilação de um bloco a quente, processo pelo qual cilindros conformadores vão modelando o perfil por meio de uma sucessão de passes. Em seguida, um laminador de acabamento executa a conformação final do perfil, conforme DIAS (1998).

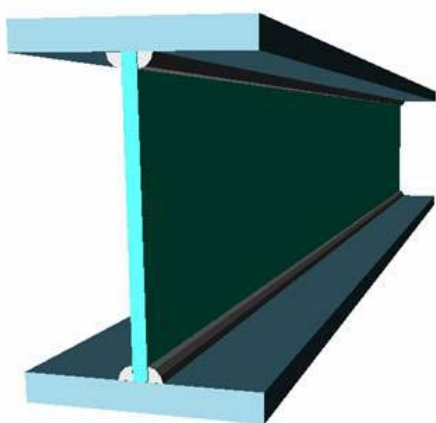


FIGURA 1.1 - Perfil I soldado

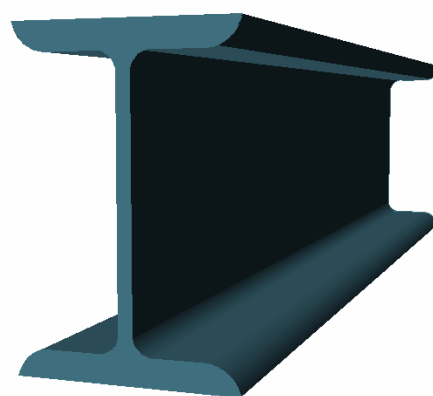


FIGURA 1.2 - Perfil I Laminado

Apesar da grande aplicabilidade desses dois tipos de perfis I, os mesmos apresentam algumas limitações. Os perfis laminados são economicamente viáveis para vãos relativamente pequenos, pois à medida que se aumentam as dimensões das seções, são requeridas almas muito espessas, o que resulta em perfis pesados comparativamente às resistências obtidas. Sendo assim, a altura máxima de um perfil I laminado encontrada no mercado brasileiro é da ordem de *60cm*. Para vãos maiores, torna-se mais viável a utilização de perfis I soldados de alma plana, apresentando seções mais altas e almas mais esbeltas. Contudo, à medida que é requerida mais resistência à flexão, tornam-se necessárias alturas maiores para as seções. Com isso, surgem com mais freqüência fenômenos associados à flambagem da alma. As medidas mais utilizadas para solução

deste problema são o aumento da espessura da alma ou a colocação de enrijecedores, ambas de alto custo devido ao gasto excessivo de material e à dificuldade de fabricação, respectivamente. Outro agravante é que a utilização de enrijecedores potencializa a fadiga, um fenômeno indesejável nas estruturas em geral.

A permanente busca de soluções estruturais otimizadas fez surgir, a partir de 1960, o perfil I de alma corrugada. Sua principal característica é a utilização de corrugações na alma, geralmente trapezoidais (FIG.03) ou senoidais (FIG.04), na direção vertical, resultando em aumento de resistência da mesma para tensões de cisalhamento e efeitos locais. Com esta característica é possível utilizar almas extremamente esbeltas e dispensar enrijecedores, acarretando economia.

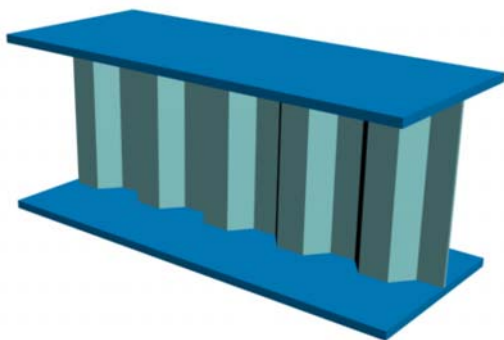


FIGURA 1.3 - Perfil I de alma
corrugada trapezoidal

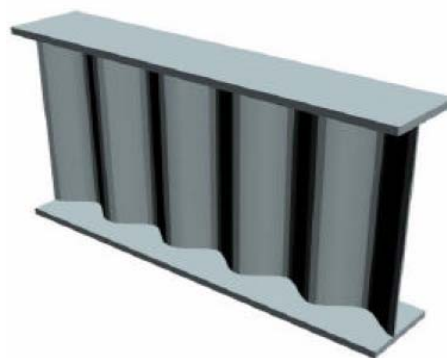


FIGURA 1.4 - Perfil I de alma corrugada senoidal

Fonte: Codeme Engenharia, 2005, p. 01

O perfil I de alma corrugada pode ser visto como uma melhor alternativa que o perfil I soldado convencional para grandes vãos, uma vez que garante o bom comportamento à flexão, característica de qualquer tipo de perfil I, e apresenta uma substancial melhora na resistência a força cortante e efeitos locais na alma, para determinada espessura de alma.

A utilização do perfil de alma corrugada é recomendada quando a flexão é predominante em relação a força normal, uma vez que a corrugação da alma faz a

mesma apresentar rigidez desprezível na direção axial. A resposta estrutural desse perfil permite a analogia do comportamento do mesmo ao comportamento de uma treliça, onde os momentos fletores e forças normais são transmitidos apenas pelas mesas do perfil, funcionando como os banzos, e as forças cortantes transmitidos apenas pela alma corrugada, funcionando como os montantes e diagonais (FIG.1.5). Essa analogia é levada em consideração pelas empresas fabricantes em algumas verificações dos perfis de alma corrugada, onde, geralmente, são adotados processos de cálculo bastante simplificados.

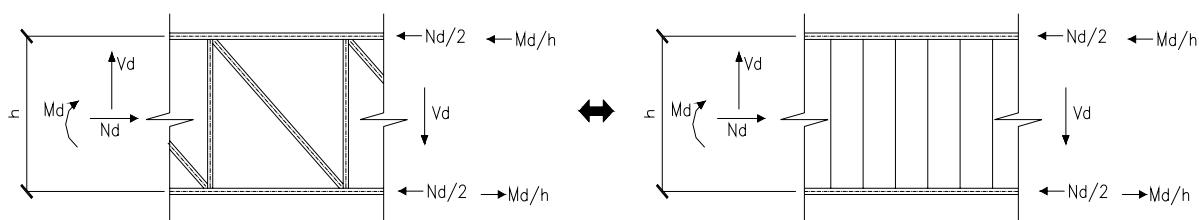


FIGURA 1.5 - Analogia entre treliça e viga de alma corrugada

Apesar de os perfis de alma corrugada terem sido utilizados a partir de 1960, apenas recentemente se iniciou no mercado internacional a produção automatizada dos mesmos. Entre as empresas fabricantes de perfis de alma corrugada estão a Ranabalken, da Suécia, a GLP Corrugated Plate Industry, dos Países Baixos, a Zeman & Co., na Áustria, e a Codeme Engenharia S.A., no Brasil. Na FIG.1.6 mostra-se a cobertura de um galpão formado por perfis de alma senoidal.

O perfil de alma senoidal apresenta uma vantagem especial em relação ao de alma trapezoidal. O perfil de alma trapezoidal pode sofrer flambagem local dos painéis planos existentes, delimitados por duas dobras verticais adjacentes e duas interfaces alma-mesa. O perfil de alma senoidal não apresenta tais painéis planos e sua corrugação se dá de forma suave, o que melhora seu comportamento em relação à flambagem local da alma pelo efeito da força cortante.



FIGURA 1.6 - Galpão Magazine Luiza em Belo Horizonte

O processo de fabricação do perfil de alma senoidal, utilizado pela Codeme, por exemplo, pode ser resumido da seguinte maneira: as chapas das almas, depois de cortadas e corrugadas, são introduzidas, juntamente com as mesas, na estação de montagem. Em seguida garras hidráulicas pressionam as mesas contra a alma senoidal para o início da soldagem, executada por dois robôs, um em cada mesa do perfil (FIG.1.7).

Como a produção automatizada dos perfis de alma senoidal é recente, a bibliografia existente sobre o assunto ainda é escassa e baseada em um número relativamente pequeno de ensaios experimentais. Para a utilização desses perfis em diversas situações é necessário desenvolver pesquisas complementares, com o intuito de obter informações ainda não disponíveis na bibliografia e também verificar a validade de procedimentos já propostos. Visando atender esse objetivo, foi formado na UFMG um grupo de pesquisa composto de dois alunos de mestrado e quatro de doutorado, com dois orientadores acadêmicos.



FIGURA 1.7 - Soldagem do perfil I de alma senoidal

A dissertação aqui apresentada integra esta pesquisa mais ampla, tratando mais especificamente do fenômeno da flambagem local da mesa comprimida em perfis de alma senoidal, conforme apresentado nos itens a seguir.

1.2 – Objetivo

Esta dissertação pretende investigar o fenômeno da flambagem local da mesa comprimida em perfis de alma senoidal sujeitos a força normal de compressão e momento fletor. Tem como principal objetivo analisar a validade das formulações de cálculo existentes, relacionadas a esse fenômeno, propondo, onde aplicável, novos procedimentos.

1.3 – Metodologia

Para se atingir o objetivo apresentado no item 1.2 são elaborados e analisados modelos em elementos finitos de perfis I de alma senoidal, no programa ANSYS 9.0, sujeitos a duas solicitações: momento fletor e força normal de compressão. Para a discretização dos modelos, utiliza-se o elemento de casca de quatro nós *Shell 181*, com seis graus de liberdade por nó (três translações X, Y, Z e três rotações em torno de X, Y, Z). Uma vez gerado o modelo, realiza-se análise não-linear (física e geométrica) para obtenção de sua capacidade última.

Os principais parâmetros tais como altura do perfil, largura da mesa, espessura da mesa e espessura da alma são variados em cada um desses modelos. Essa parametrização considera como limites geométricos a faixa de aplicação dos perfis de alma senoidal. A altura do perfil, por exemplo, é parametrizada entre os limites *40cm* e *120cm*, onde ocorre a utilização desses perfis no Brasil.

Antes da análise dos perfis de alma senoidal, analisa-se um grupo de perfis de alma plana e calibram-se os parâmetros da análise não-linear de forma a obter resultados numéricos consistentes com as resistências últimas recomendadas pelo processo de cálculo da NBR 8800 (projeto de revisão).

Como são necessários diversos modelos de perfis de alma senoidal e de perfis de alma plana, são desenvolvidos pré-processadores para modelagem desses perfis. Nesses pré-processadores, o usuário estabelece, nos dados de entrada, os parâmetros geométricos do modelo e os níveis de tensões residuais. Uma vez elaborados os pré-processadores, realizam-se as análises dos perfis de alma plana, calibram-se os parâmetros da análise não-linear e finalmente realiza-se o estudo paramétrico analisando-se os diversos modelos de perfis de alma senoidal.

De uma maneira mais detalhada, a metodologia utilizada para a análise numérica pode ser dividida em cinco etapas, conforme mostrado a seguir.

1ª Etapa – Modelos de perfis I de alma plana sujeitos a flexão pura

Analisam-se modelos de perfis I de alma plana sujeitos a flexão pura. Essa etapa tem como objetivo aferir o modelo estrutural adotado (carregamentos, condições de contorno, refinamento da malha, tensões residuais, imperfeições geométricas iniciais, entre outras características adotadas no modelo). Essas características são similares nos modelos de perfis de alma senoidal. Como a flambagem local da mesa dos perfis I de alma plana devida ao momento fletor é um fenômeno investigado e considerado na NBR 8800, os resultados dos modelos numéricos dos perfis de alma plana são comparados com as recomendações da NBR 8800. Havendo conformidade, o modelo estrutural adotado tem sua validade verificada. Mostram-se todos os passos da discretização de um modelo de perfil I de alma plana em flexão. Nesses modelos adotam-se almas bastante compactas, com relação h/t_w menores que 100, evitando assim uma influência pronunciada da flambagem local da alma na resistência última dos modelos, uma vez que o enfoque do presente trabalho é a flambagem local da mesa.

Os modelos dos perfis I de alma plana são discretizados com um limite de escoamento $f_y = 35kN/cm^2$ tanto para as mesas como para a alma desses perfis.

2ª Etapa – Modelos de perfis I de alma senoidal sujeitos a flexão pura

Os modelos de perfis I de alma senoidal sujeitos a flexão pura são desenvolvidos com base no modelo já estabelecido para os perfis I de alma plana. Analogamente mostram-se todos os passos realizados na discretização de um modelo de perfil I de alma senoidal sujeito a flexão pura, com geometria similar à do perfil de alma plana apresentado na 1ª etapa.

Os limites de escoamento adotados nesses modelos são $f_y = 35kN/cm^2$ para as mesas e $f_y = 30kN/cm^2$ para a alma.

3ª Etapa – Modelos de perfis I de alma senoidal sujeitos a força normal de compressão

Analisa-se modelos de perfis I de alma senoidal submetidos a força normal de compressão. Mais uma vez, mostram-se todos os passos realizados na discretização de um modelo de perfil I de alma senoidal sujeito a compressão pura, com geometria igual à do perfil apresentado na 2ª etapa.

Nesta etapa pretende-se mostrar as diferenças associadas a dois tipos de modelo: um que utiliza forças impostas e outro que utiliza deslocamentos impostos nas seções de extremidade.

4ª Etapa – Definição dos casos da parametrização

Os casos da parametrização são definidos com base na faixa de aplicação dos perfis de alma senoidal. São fixadas nos modelos a forma da corrugação (período de $15,5\text{cm}$ e amplitude de 4cm) e a espessura da alma ($0,2\text{cm}$), e parametrizadas as seguintes dimensões:

b_f = largura da mesa

t_f = Espessura da mesa

h = Altura do perfil

Os comprimentos L dos perfis analisados devem ter valores que resultem em colapso por flambagem local da mesa comprimida. Como critério de partida utiliza-se o valor de oito vezes a largura da mesa.

Ao final, para alguns casos da parametrização, variou-se a espessura da alma para $0,3\text{cm}$, visando verificar a influência desse parâmetro nos resultados.

5ª Etapa – Tabelas e curvas de resultados

São apresentadas curvas e tabelas com os resultados dos modelos numéricos analisados na parametrização. A validade de procedimentos de cálculo adotados pelas principais empresas fabricantes de perfis de alma senoidal é avaliada. Comparações entre o comportamento de perfis I de alma senoidal e perfis I de alma plana são realizadas. Para análise de perfis I de alma plana utilizam-se as recomendações do projeto de revisão da norma brasileira ABNT - NBR 8800 (Set/2006), além da extensa bibliografia existente relacionada a esse tipo de perfil.

1.4 – Justificativa

Como já comentado, o perfil I de alma senoidal é economicamente mais vantajoso que o perfil I soldado para sistemas estruturais de grandes vãos. Para aplicação otimizada do mesmo, em diversos sistemas estruturais, torna-se necessário conhecer a fundo seu comportamento, trabalhando como elemento de aço isolado, no caso de galpões e coberturas, e também integrando sistemas mistos de aço e concreto, no caso de pisos, pontes e passarelas.

A literatura relacionada ao comportamento estrutural do perfil de alma senoidal ainda é escassa e simplificações no dimensionamento são muitas vezes utilizadas pelas empresas que projetam e fabricam estruturas com esses perfis, como mostrado na revisão bibliográfica.

Essa lacuna de informação relacionada ao perfil de aço de alma senoidal instiga uma investigação mais geral de seu comportamento. Esse estudo deveria contemplar a análise do perfil sujeito a forças normais, forças cortantes, momentos fletores, forças localizadas, e sistemas mistos de aço e concreto. Tal investigação seria por demais extensa para ser totalmente desenvolvida em uma dissertação de mestrado. Sendo assim, a escolha do objetivo principal do presente trabalho levou em consideração estudos já existentes e trabalhos em desenvolvimento, relacionados ao perfil de alma senoidal.

Da investigação mais geral citada, pode-se dizer que os efeitos da força cortante nesses perfis foi o tema mais pesquisado até a presente data.

A pesquisa completa que está sendo desenvolvida na UFMG está assim distribuída. A flambagem lateral com torção (FLT) devida ao momento fletor esta sendo investigada por GONZAGA (em curso) e HACKBARTH JUNIOR (2006). Um estudo relacionado a flambagem lateral com distorção (FLD) está sendo feito por CALENZANI (em curso). O comportamento misto aço-concreto do perfil de alma senoidal é um assunto complexo que abre todo um novo horizonte de pesquisa. Estudos teórico-experimentais relacionados a esse tema estão sendo desenvolvidos nos trabalhos de GALVÃO (em curso) e CALENZANI (em curso). Finalmente, a flambagem local da mesa (FLM) devida ao esforço normal de compressão e momento fletor é abordada neste trabalho.

O tratamento de todos os temas abordados pelo grupo de pesquisa, relacionando-se tanto ao comportamento do perfil isolado quanto ao comportamento misto, está sendo reunido e discutido por PIMENTA (em curso) em sua tese de doutorado, na qual serão propostos procedimentos de cálculo.

Concluindo, as vantagens econômicas associadas à utilização do perfil de alma senoidal, a carência de informações associadas ao seu comportamento, o entusiasmo pela investigação de um sistema estrutural novo de alta tecnologia e a complementação de um estudo mais amplo relacionado ao tema, justificam o presente trabalho.

2

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 – Teoria de flambagem de placa

Uma seção de perfil I, quando submetida a momento fletor ou força normal de compressão, apresenta uma ou duas mesa(s) comprimida(s) respectivamente. Por se tratar de um elemento plano, existe a possibilidade de ocorrência da flambagem local dessa(s) mesa(s) comprimida(s). A flambagem local da mesa pode ocorrer isoladamente junto à seção crítica ou ao longo de um comprimento grande, caso a incidência do esforço atuante se aproxime de uma distribuição uniforme ao longo do perfil. Nesse tipo de colapso por flambagem, o elemento estrutural (viga ou pilar) tende a manter seu eixo reto, enquanto que as placas comprimidas flambam formando ondas na direção longitudinal, como mostra a FIG 2.1.

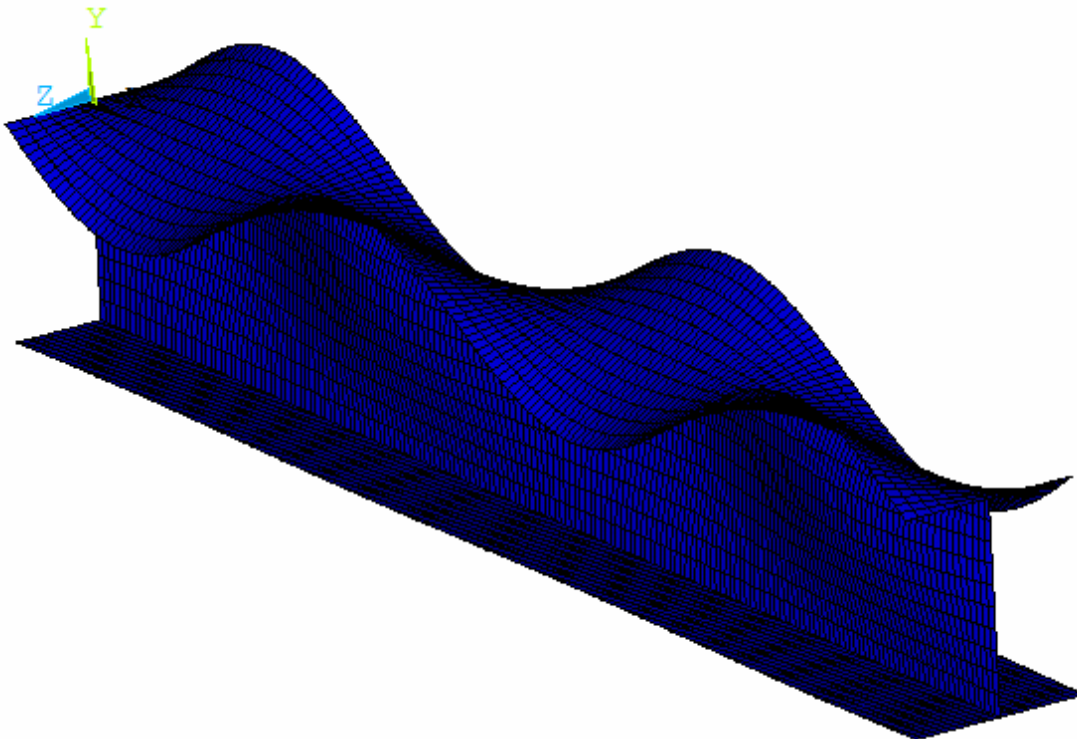


FIGURA 2.1 - Modo de colapso por flambagem local da mesa comprimida devida a momento fletor

Antes de abordar perfis I de alma senoidal, apresenta-se a formulação adotada na análise da flambagem local da mesa em perfis I de alma plana. O tratamento teórico dado a esse fenômeno parte da equação diferencial da superfície elástica de flambagem de uma placa comprimida, conforme TIMOSHENKO (1961).

Considere-se uma placa ideal (FIG. 2.2), de comprimento a , largura b , espessura t , submetida a uma força distribuída N_x na direção X .

A equação diferencial do problema é dada pela Eq.2.1:

$$\frac{d^4}{dx^4}w + 2 \cdot \frac{d^2}{dx^2} \frac{d^2}{dy^2}w + \frac{d^4}{dy^4}w = \frac{1}{D} \left(N_x \cdot \frac{d^2}{dx^2}w \right) \quad (2.1)$$

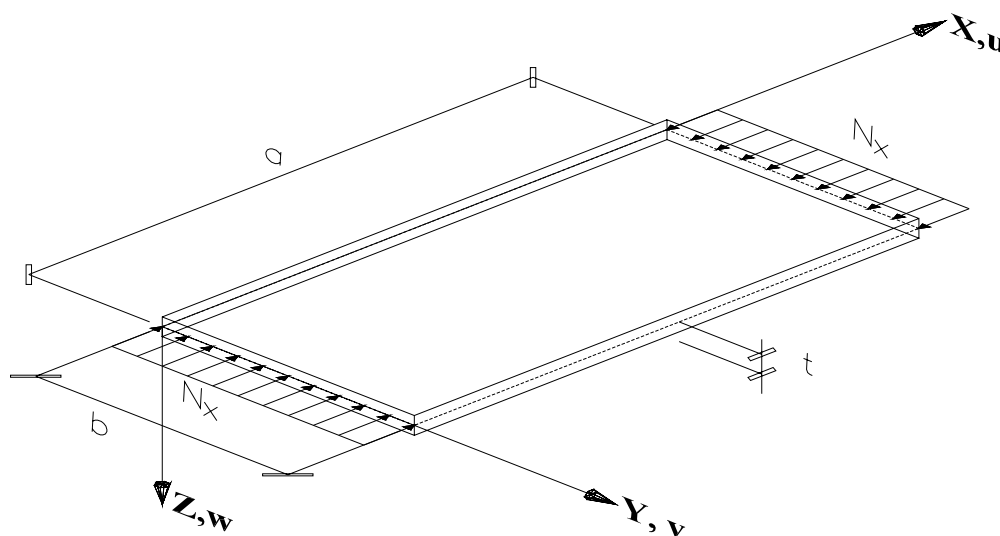


FIGURA 2.2 - Placa comprimida idealizada

sendo:

$$D = \text{rigidez da placa} = \frac{E \cdot t^3}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \quad (2.2)$$

E = módulo de elasticidade do aço

ν = coeficiente de Poisson

t = espessura da placa

$w(x,y)$ = deslocamento perpendicular ao plano da placa

Como situação de referência, consideram-se as quatro bordas da placa simplesmente apoiadas (FIG. 2.3).

A carga crítica de flambagem é obtida através do método da energia, igualando-se a energia de deformação de flexão da placa ΔU ao trabalho realizado pelas forças atuantes no plano médio ΔT (Eq.2.3):

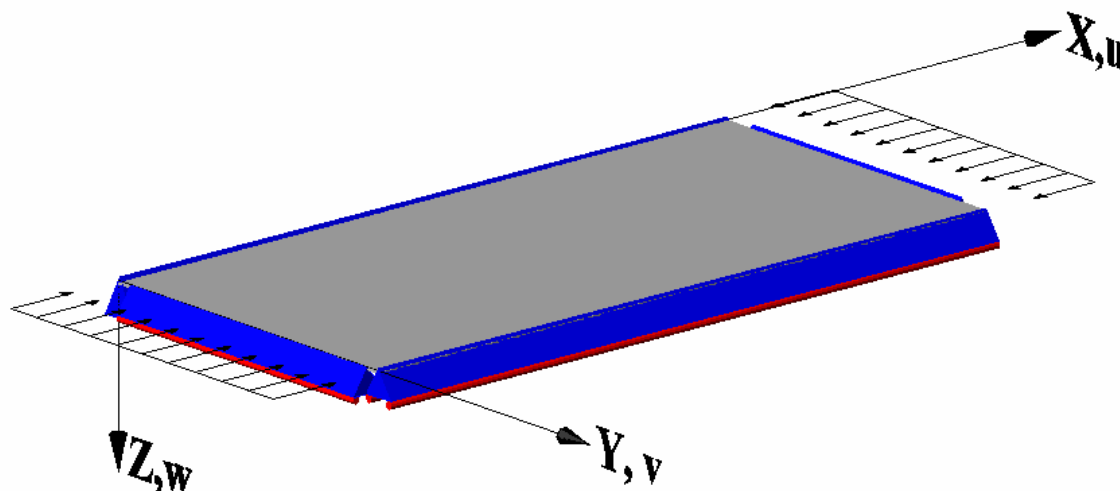


FIGURA 2.3 - Condição de contorno de referência para determinação da tensão crítica de flambagem elástica de placas

$$\Delta U = \Delta T \quad (2.3)$$

Para solução do problema admite-se uma representação em dupla série para a superfície de flambagem, como mostra a Eq.2.4:

$$w = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} a_{mn} \cdot \text{sen}\left(\frac{m\pi x}{a}\right) \cdot \text{sen}\left(\frac{n\pi y}{b}\right) \quad (2.4)$$

onde:

a_{mn} : amplitude máxima de deslocamento de cada modo de flambagem

m : número de semiondas que aparecem durante a flambagem, na direção X

n : número de semiondas que aparecem durante a flambagem, na direção Y

Obs: notar que a representação arbitrada satisfaz às condições de contorno do problema, pois $w=0$ em $x=0, x=a, y=0$ e $y=b$.

A partir das Eqs.2.3 e 2.4 têm-se as infinitas soluções de N_x que satisfazem à equação Eq.2.1.

$$\frac{N_x}{b \cdot t} = \sigma_x = \frac{\pi^2 \cdot a^2 \cdot D}{t \cdot m^2} \cdot \left(\frac{m^2}{a^2} + \frac{n^2}{b^2} \right)^2 \quad (2.5)$$

Os infinitos valores de N_x estão associados aos infinitos modos de flambagem que a placa apresenta. Contudo, o objetivo é saber qual é o valor mínimo ($N_{x,cr}$) que satisfaz a Eq.2.1, o qual corresponde ao primeiro modo de flambagem do problema. Observando-se a Eq.2.5, verifica-se que o valor $N_{x,cr}$ ocorre fazendo-se $n=1$ (Eq.2.6), que corresponde à formação de uma semionda na direção transversal.

$$\frac{N_{x,cr}}{b \cdot t} = \sigma_{x,cr} = \frac{\pi^2 \cdot D}{t \cdot b^2} \cdot \left(m \cdot \frac{b}{a} + \frac{1}{m} \cdot \frac{a}{b} \right)^2 \quad (2.6)$$

Fazendo-se:

$$k_c = \left(m \cdot \frac{b}{a} + \frac{1}{m} \cdot \frac{a}{b} \right)^2 \quad (2.7)$$

Tem-se

$$\sigma_{x,cr} = \frac{\pi^2 \cdot D}{t \cdot b^2} \cdot k_c = \frac{\pi^2}{t \cdot b^2} \cdot \frac{E \cdot t^3}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot k_c = \frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1 - \nu^2) \cdot \left(\frac{b}{t} \right)^2} \cdot k_c \quad (2.8)$$

Onde k_c é denominado coeficiente de flambagem da placa. Analisando-se as curvas k_c versus a/b , para diferentes valores de m , verifica-se que $k_c = 4$ é o valor mínimo que k_c pode assumir para uma placa apoiada nas quatro bordas (FIG 2.4).

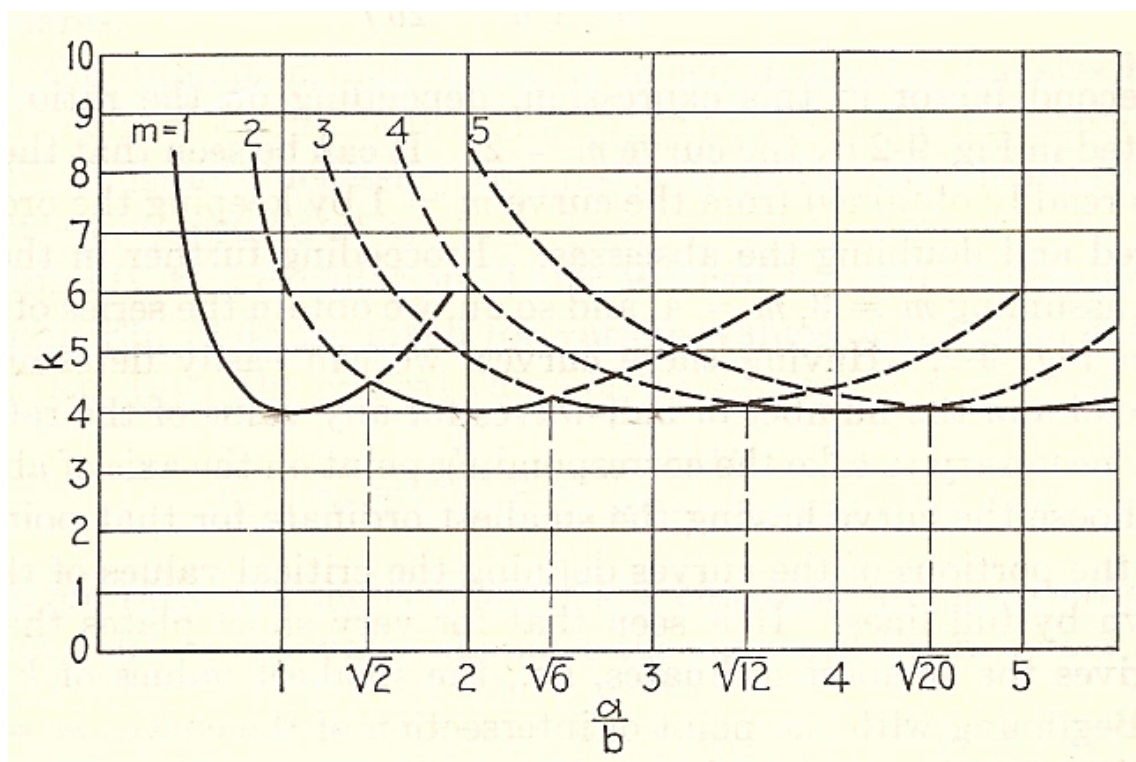


FIGURA 2.4 - curvas k_c versus a/b

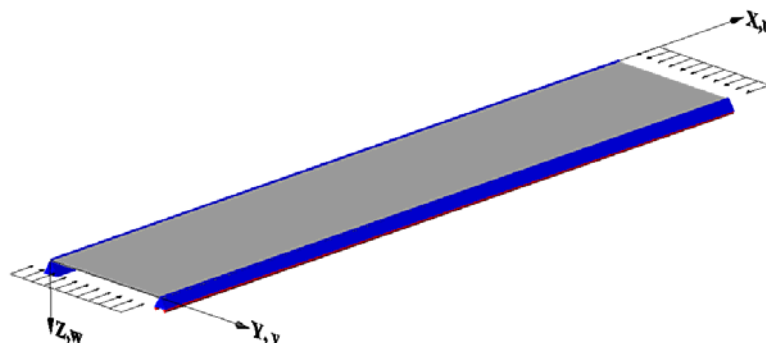
Fonte: Timoshenko, 1961, p. 353

Assumindo-se esse limite inferior ($k_c=4$), para a placa simplesmente apoiada nas quatro bordas, verifica-se que a tensão crítica de flambagem elástica de uma placa pode ser considerada como independente do valor da relação a/b da placa.

Sendo a placa em análise a semi-mesa de um perfil I, tem-se em praticamente todos os casos usuais o comprimento longitudinal a da placa muito maior que seu comprimento transversal b . Segundo SALMON & JOHNSON (1990), a partir da relação $a/b > 5$, o tipo de apoio na direção transversal da placa pouco influi no valor da tensão crítica de flambagem. Nessas condições, a tensão crítica fica relacionada fundamentalmente ao tipo de vínculo propiciado pelas bordas longitudinais. Na FIG.2.5 mostram-se alguns valores de k_c para diferentes situações de apoio, sendo $a/b > 5$.

a)

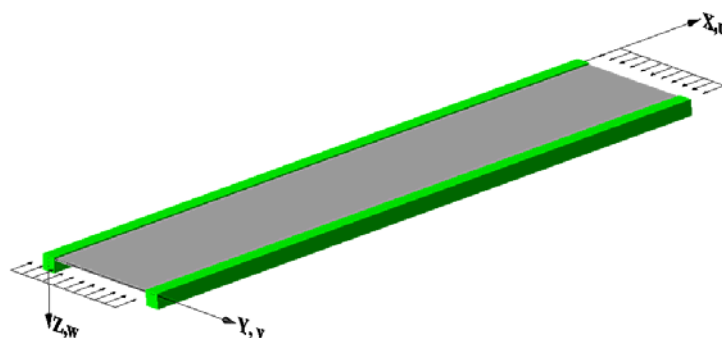
DUAS BORDAS APOIADAS



$$k_c = 4,000$$

b)

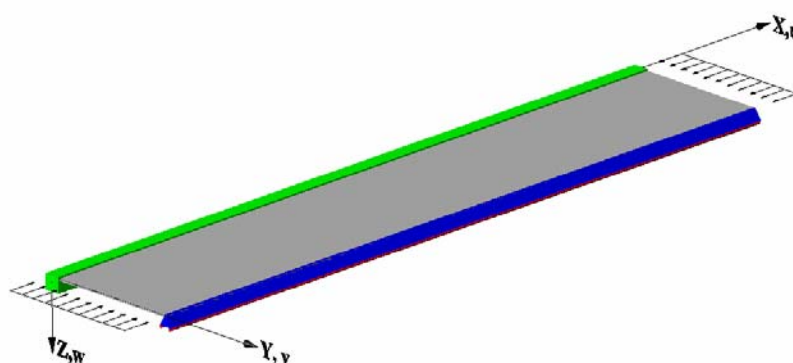
DUAS BORDAS ENGASTADAS



$$k_c = 6,970$$

c)

UMA BORDA ENGASTADA E OUTRA APOIADA

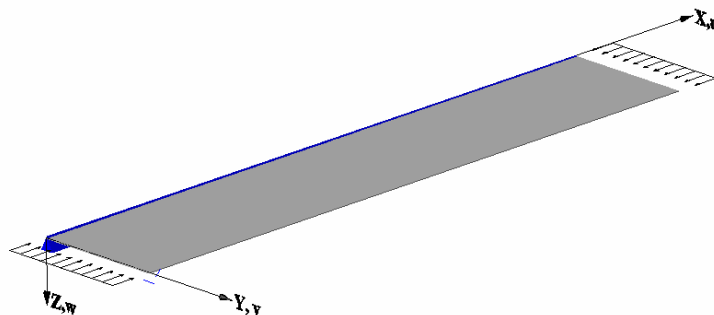


$$k_c = 5,420$$

FIGURA 2.5 - Valores de k_c para diferentes tipos de vinculação em placas com $a/b > 5$

d)

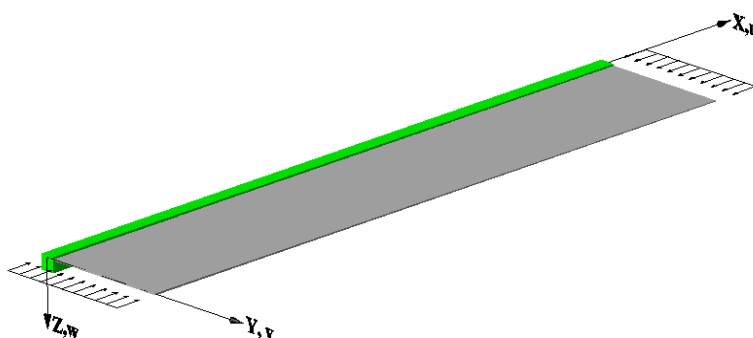
UMA BORDA APOIADA E A OUTRA LIVRE



$$k_c = 0,425$$

e)

UMA BORDA ENGASTADA E A OUTRA LIVRE



$$k_c = 1,277$$

FIGURA 2.5 - Continuação

Iguala-se a tensão crítica σ_{cr} de flambagem de placa à tensão de escoamento f_y (Eq.2.9) para obtenção do valor da relação $(b/t)_e$ correspondente à esbeltez limite de passagem da flambagem elástica para o escoamento total de uma placa ideal, como mostram as Eqs.2.10 e 2.11.

$$\sigma_{cr} = f_y = \frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1 - \nu^2) \cdot \left(\frac{b}{t}\right)^2} \cdot k_c \quad (2.9)$$

Considerando o material aço, com $E = 20500 \text{ kN/cm}^2$ e $\nu = 0,3$, têm-se:

$$\left(\frac{b}{t}\right)_e = \sqrt{\frac{\pi^2}{12 \cdot [1 - (0,3)^2]}} \cdot \sqrt{\frac{20500 \cdot k_c}{f_y}} \quad (2.10)$$

$$\left(\frac{b}{t}\right)_e = 0,95 \cdot \sqrt{\frac{E \cdot k_c}{f_y}} \quad (2.11)$$

A teoria apresentada está relacionada às placas ideais. A transição entre o regime elástico de flambagem e o escoamento da placa para essa condição se dá de forma súbita. Contudo, isso não corresponde ao comportamento apresentado pelas mesas dos perfis I usuais. Devido à existência das tensões residuais, existe uma transição gradual entre a flambagem no regime elástico e o escoamento da mesa. Essa transição é denominada flambagem no regime inelástico (FIG. 2.6).

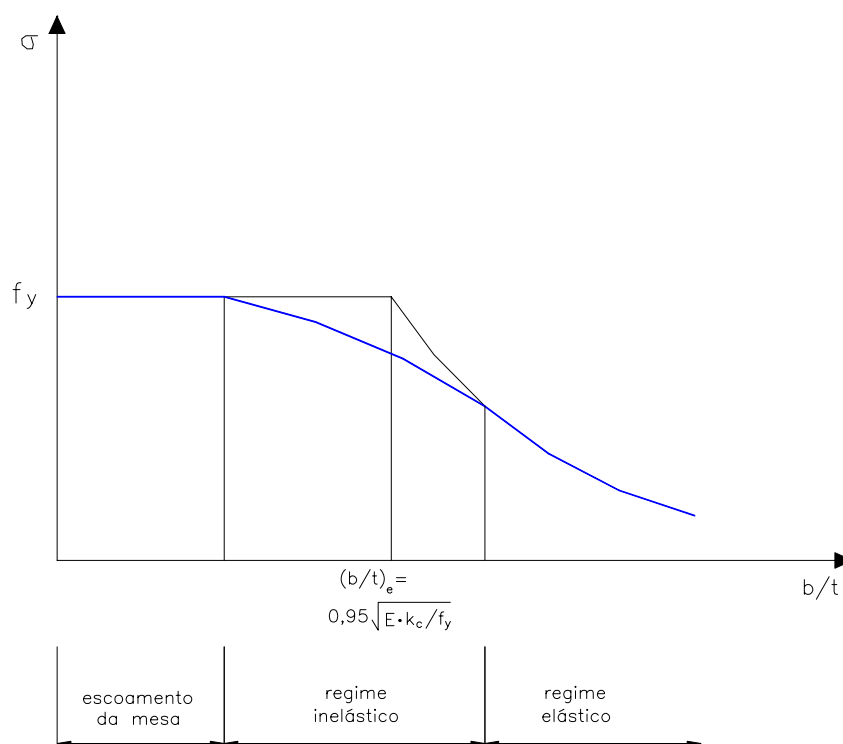


FIGURA 2.6 - Curva σ versus b/t

2.2 – Critérios de norma para análise da FLM

Nesta seção será demonstrada passo a passo a formulação do projeto de revisão da NBR 8800 (Set/2006), em fase de aprovação, para verificação da flambagem local da mesa de perfis I devido a força normal de compressão e momento fletor.

A norma parte de condições de contorno idealizadas para as semi-mesas de perfis I de alma plana. Para os perfis laminados, a condição de contorno corresponde a um $k_c=0,763$ (engastamento elástico), situação intermediária entre $k_c=0,425$ (rótula ideal) e $k_c=1,277$ (engaste ideal), já comentados.

UMA BORDA ENGASTADA ELASTICAMENTE E A OUTRA LIVRE

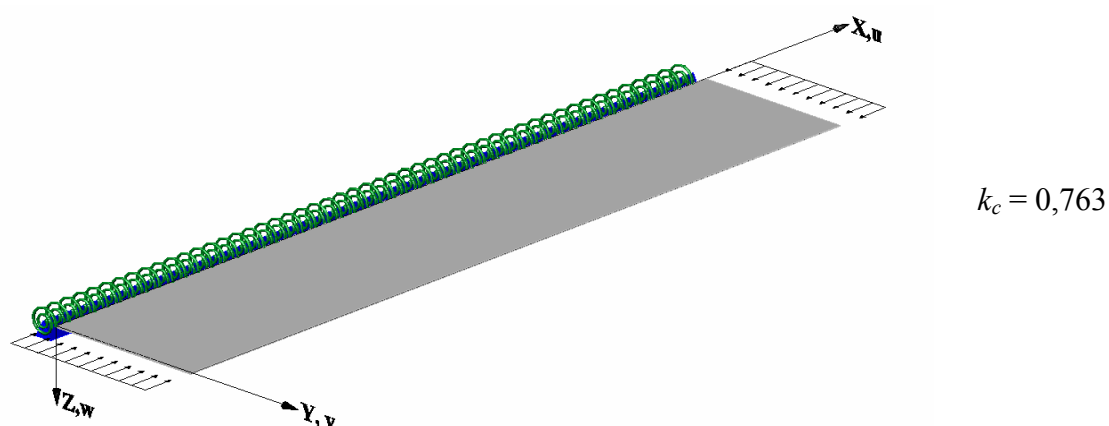


FIGURA 2.7 - Valor de k_c idealizado para a semi-mesa de perfis I laminados, adotado pela NBR8800

Para os perfis I soldados a norma adota uma fórmula empírica para k_c , conforme a Eq.2.12.

$$k_c = 4 \cdot \sqrt{\frac{t_w}{h}} \quad \text{sendo} \quad 0,350 < k_c < 0,763 \quad (2.12)$$

A Eq.2.12, proposta pela norma de projeto de estruturas de aço americana ANSI/AISC 360-05, tem base em análises numéricas e ensaios experimentais. Nota-se que essa expressão leva em consideração apenas a geometria da alma do perfil. A expressão, contudo, é válida apenas para resultados de k_c que caem dentro de uma faixa, sendo o valor máximo recomendado (0,763) correspondente ao engastamento elástico adotado para semi-mesas de perfis laminados e o valor mínimo (0,350) um valor inferior à rótula idealizada (0,425), já apresentada na presente seção. Esse valor mínimo está associado à esbeltezes muito elevadas (o valor de k_c para perfis I soldados de alma plana é inversamente proporcional à esbeltez da alma) o que leva a concluir que, para almas muito esbeltas, pode ocorrer interação entre a FLM e a FLA devido à flexão, sendo essa uma situação mais desfavorável que a FLM isolada associada a uma rótula ideal como condição de contorno.

Tal diferenciação entre os perfis soldados e laminados na idealização de k_c é coerente uma vez que a restrição à rotação da mesa de um perfil I soldado geralmente é menor que a de um perfil laminado.

Particularizando-se para o caso de perfis laminados, tem-se a relação $(b/t)_e$ que corresponde à passagem da flambagem elástica para o escoamento total da semi-mesa, considerando-se a semi-mesa uma placa ideal sem tensões residuais.

$$\left(\frac{b}{t}\right)_e = 0,95 \cdot \sqrt{\frac{E \cdot 0,763}{f_y}} = 0,83 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (2.13)$$

O limite de esbeltez apresentado na Eq.2.13 se aplica às placas ideais que não apresentam flambagem inelástica, o que não ocorre na realidade. Para estabelecer os limites que separam os três regimes de colapso (FIG 2.6) a NBR 8800 estabelece algumas considerações, diferentes entre os casos de perfis sujeitos a força normal de compressão e perfis sujeitos a flexão pura.

2.2.1 – Perfis sujeitos a força normal de compressão

O atual projeto de revisão da NBR 8800 apresenta uma formulação para verificação da mesa de perfis sujeitos a força normal de compressão baseada na formulação NBR 8800/1986 vigente, contudo adaptada para os valores de k_c mostrados no item 2.2. Na formulação da NBR 8800/1986 os valores limites que separam o escoamento da mesa, o colapso por flambagem inelástica e o colapso no regime elástico, $(b/t)_{máx}$ e $(b/t)_r$, respectivamente, são os mesmos para as mesas dos perfis soldados e laminados, apresentados na Eq.2.14.

$$\left(\frac{b}{t}\right)_{máx} < \left(\frac{b}{t}\right)_{inel} < \left(\frac{b}{t}\right)_r = 0,56 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} < \left(\frac{b}{t}\right)_{inel} < 1,03 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (2.14)$$

A NBR 8800/1986 apresenta a expressão para $(b/t)_{máx}$ a partir da Eq.2.11, multiplicando-se a mesma por um fator empírico igual a 0,7 e considerando um k_c idealizado para semimesa de perfis I no valor de 0,7, tanto para perfis soldados como laminados.

$$\left(\frac{b}{t}\right)_{máx} = \left(0,95 \cdot \sqrt{\frac{E \cdot 0,7}{f_y}}\right) \cdot 0,7 = 0,56 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (2.15)$$

O atual projeto de revisão da NBR 8800 corrige a Eq. 2.15 multiplicando o k_c pelo valor (0,7/0,763), possibilitando assim a utilização dos valores particulares de k_c , apresentados no item 2.2.

$$\left(\frac{b}{t}\right)_{máx} = 0,66 \cdot \sqrt{\frac{E \cdot k_c \cdot 0,7}{0,763 \cdot f_y}} = 0,64 \cdot \sqrt{\frac{E \cdot k_c}{f_y}} \quad (2.16)$$

A expressão $(b/t)_r$ é obtida considerando um nível de tensões residuais idealizado, da ordem de $\sigma_r = 0,5 f_y$, e também considerando acréscimos de resistência devido a reservas pós-flambagem, apresentadas nas mesas dos perfis I.

$$\left(\frac{b}{t}\right)_r = 0,95 \cdot \sqrt{\frac{E \cdot 0,7}{f_y}} = 1,12 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} \xrightarrow[\text{pós-flambagem}]{\text{reserva}} \left(\frac{b}{t}\right)_r = 1,03 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (2.17)$$

A redução do valor $(b/t)_r$ de $1,12 \cdot (E/f_y)^{1/2}$ para $1,03 \cdot (E/f_y)^{1/2}$, devido a reservas de resistência pós-flambagem, é recomendado com base em ensaios experimentais. O atual projeto de revisão da NBR 8800 apresenta uma expressão para $(b/t)_r$ que possibilita a utilização dos valores particulares de k_c apresentados no item 2.2.

$$\left(\frac{b}{t}\right)_r = 1,17 \cdot \sqrt{\frac{E \cdot k_c}{f_y}} \quad (2.18)$$

Caso a relação b/t da mesa esteja entre os valores $(b/t)_{m\acute{a}x}$ e $(b/t)_r$, a mesa estará sujeita a colapso por flambagem inelástica, como mostra a Eq.2.19.

$$0,64 \cdot \sqrt{\frac{E \cdot k_c}{f_y}} < \left(\frac{b}{t}\right)_{inel} < 1,17 \cdot \sqrt{\frac{E \cdot k_c}{f_y}} \quad (2.19)$$

Para barras axialmente comprimidas uma curva parabólica liga o escoamento da mesa ao regime elástico de colapso da mesma, como mostra a FIG.2.8.

Para confirmar relação da expressão 2.19, apresentada pelo atual projeto de revisão da NBR 8800, com base nos critérios da NBR 8800/1986, substitui-se o valor $k_c=0,763$ para encontrar os valores limites iniciais de referência.

$$0,64 \cdot \sqrt{\frac{E \cdot 0,763}{f_y}} < \left(\frac{b}{t}\right)_{inel} < 1,17 \cdot \sqrt{\frac{E \cdot 0,763}{f_y}} = 0,56 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} < \left(\frac{b}{t}\right)_{inel} < 1,03 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (2.20)$$

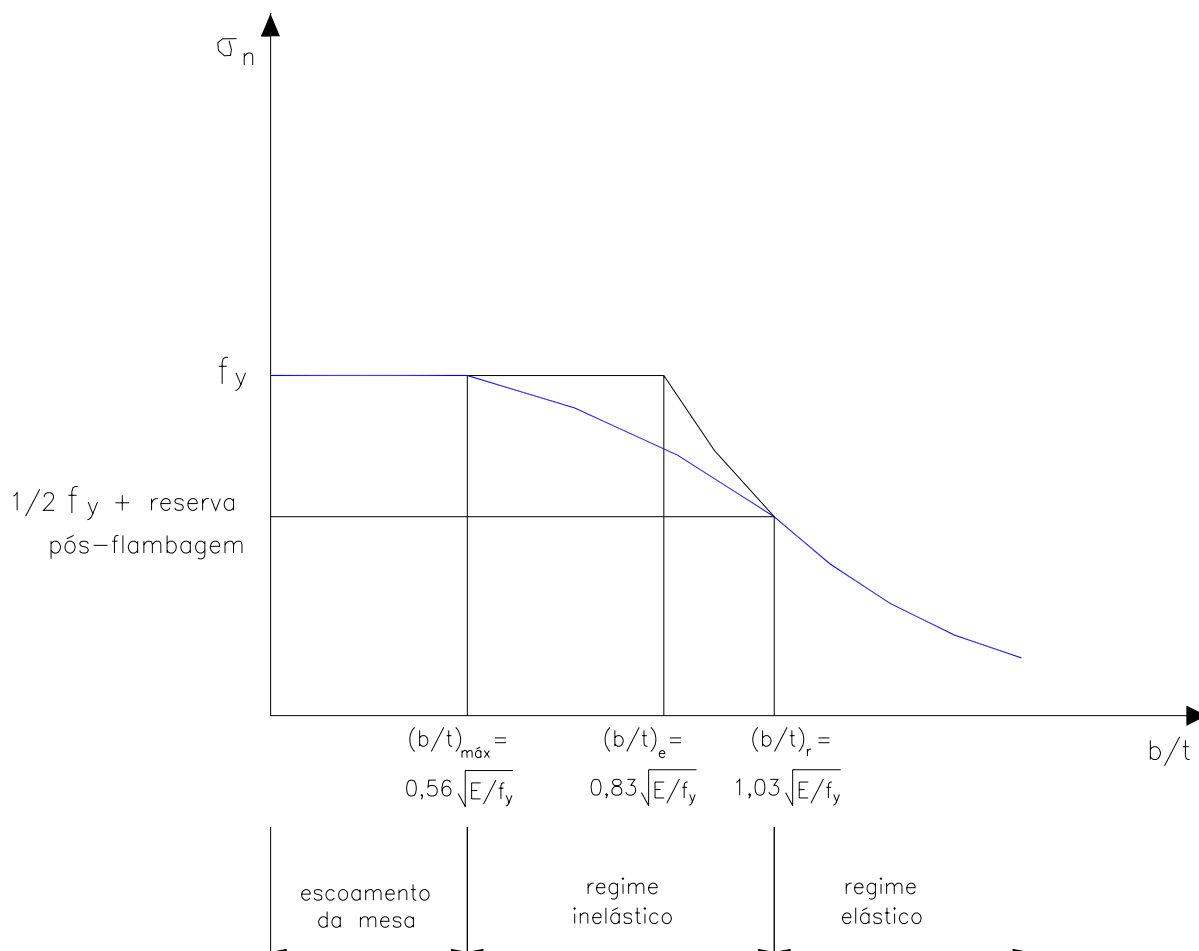


FIGURA 2.8 - Curva σ_n versus b/t para verificação da FLM de perfis laminados sujeitos a força de compressão, segundo a NBR8800

2.2.2 – Perfis sujeitos a flexão pura

Até o presente item estudou-se a flambagem de placas constituintes de perfis sujeitos a força normal de compressão. Contudo, é também objeto do presente trabalho, a flambagem local da mesa de perfis I sujeitos a flexão pura. Para essa condição, o limite de esbeltez máximo $(b/t)_{\text{máx}} = 0,56 \cdot (E/f_y)^{1/2}$ deve ser ainda reduzido, para permitir que o escoamento se propague da mesa comprimida até a região próxima à linha neutra, resultando assim na plastificação total da seção (rótula plástica) devida ao momento

fletor (FIG. 2.9). Para essa situação a NBR recomenda empiricamente o valor $(b/t)_{\text{máx}} = 0,38 \cdot (E/f_y)^{1/2}$.

Em se tratando de capacidade resistente a momento fletor, a relação (b/t) da mesa passa a ser tratada como o parâmetro λ ($\lambda = b_l/t$, sendo b_l igual a metade da largura da mesa do perfil). Dessa forma, o limite máximo de esbelteza da mesa, que garante o escoamento total da seção devido ao momento fletor, é dado pela Eq.2.21.

$$\lambda_p = 0,38 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (2.21)$$

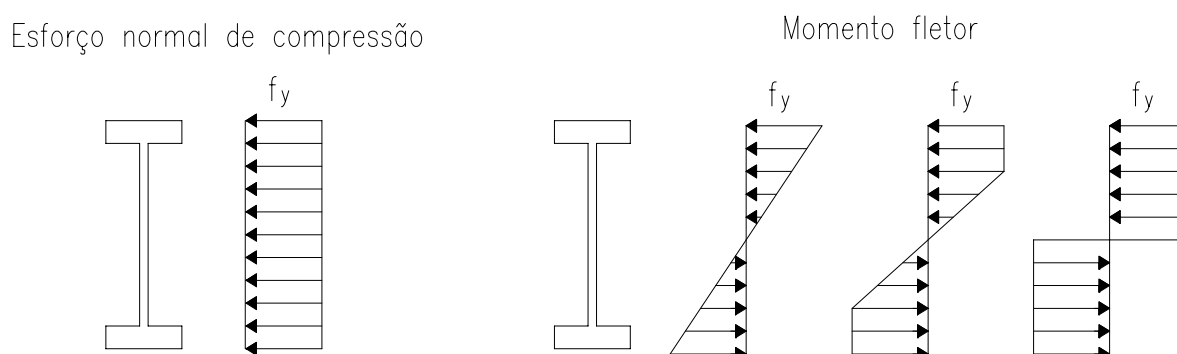


FIGURA 2.9 - Distribuição de tensões para cada tipo de sollicitação

Para considerar os casos em que a seção, além de formar a rótula plástica, tenha deformação plástica suficiente (giro) para garantir a redistribuição dos momentos fletores, permitindo assim uma análise plástica global da estrutura, a norma recomenda um valor ainda menor para λ_p , como mostra a Eq.2.22.

$$\lambda_p = 0,30 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (2.22)$$

O presente trabalho utilizará para efeito de comparação o parâmetro λ_p dado pela Eq.2.21.

Fazendo-se uma analogia com os valores (b/t) limites estudados anteriormente, para o caso de força normal de compressão, é possível expressar um parâmetro λ_e que corresponde à esbeltez mínima da mesa que garante o colapso por flambagem elástica devida ao momento fletor, caso a placa fosse ideal. Esse valor pode ser também determinado igualando-se a tensão crítica de flambagem elástica da semi-mesa à tensão de escoamento (Eqs.2.23 e 2.24).

$$\sigma_{cr} = f_y = \frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1 - \nu^2) \cdot (\lambda_e)^2} \cdot k_c \quad (2.23)$$

$$\lambda_e = 0,95 \cdot \sqrt{\frac{E \cdot k_c}{f_y}} \quad (2.24)$$

Particularizando-se para o caso de perfis laminados, a Eq.2.24 se reduz a Eq.2.25.

$$\lambda_e = 0,83 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (2.25)$$

Para perfis sujeitos a flexão pura, a formulação para determinação da esbeltez λ_r limite, que separa a flambagem elástica da mesa ao colapso em regime inelástico, é diferente da formulação apresentada no item 2.2.1. Diferentemente do valor percentual de $1/3 \cdot f_y$ para as tensões residuais, adotado para as barras axialmente comprimidas, a NBR8800 adota, no estudo do momento fletor resistente de perfis I, valores prefixados de $7kN/cm^2$ para perfis I laminados e perfis soldados fabricados por deposição de metal solda com chapas cortadas a maçarico e $11,5kN/cm^2$ nos demais perfis soldados. Sendo assim o parâmetro λ_r é dado pela Eq.2.26.

$$\lambda_r = 0,95 \cdot \sqrt{\frac{E \cdot k_c}{f_y - \sigma_r}} \quad (2.26)$$

Conseqüentemente o parâmetro de esbeltez associado ao regime de colapso inelástico cai no intervalo dado pela Eq.2.27.

$$0,38 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} < \lambda_{inel} < 0,95 \cdot \sqrt{\frac{E \cdot k_c}{f_y - \sigma_r}} \quad (2.27)$$

Particularizando para o caso de perfis laminados, a Eq.2.27 se reduz a Eq.2.28.

$$0,38 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} < \lambda_{inel} < 0,83 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y - \sigma_r}} \quad (2.28)$$

Diferentemente da parábola de transição adotada no caso de barras axialmente comprimidas, uma reta de interpolação liga regime de colapso por flambagem elástica à plastificação total da seção transversal devida a M_p (FIG. 2.11).

Para uma seção sujeita a momento fletor, a tensão atuante na fibra mais comprimida, em regime elástico, é dada pela Eq.2.29.

$$\sigma = \frac{M}{W} \quad (2.29)$$

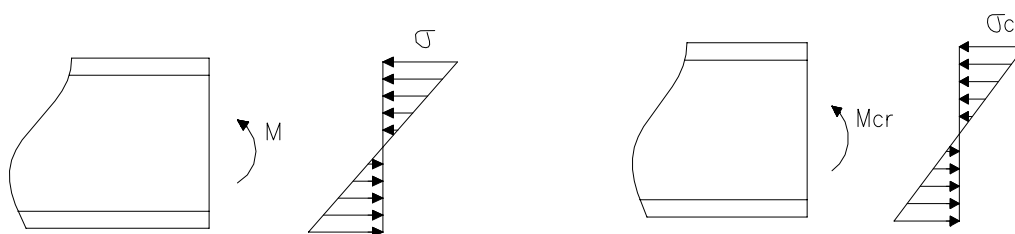


FIGURA 2.10 - σ devido a M em regime elástico e no instante da flambagem elástica

Associado à tensão crítica σ_{cr} está o momento fletor M_{cr} , como mostra a Eq.2.30.

$$\sigma_{cr} = \frac{M_{cr}}{W} \quad (2.30)$$

Dessa forma, o momento crítico para verificação de seções cujas mesas tenham esbeltezes superiores a λ_r pode ser expresso pela pelas Eqs.2.31, 2.32 e 2.33.

$$\sigma_{cr} = \frac{M_{cr}}{W} = \frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1 - \nu^2) \cdot \lambda^2} \cdot k_c \quad (2.31)$$

$$M_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot 20500}{12 \cdot (1 - 0,3^2) \cdot \lambda^2} \cdot k_c \cdot W \quad (2.32)$$

$$M_{cr} = 0,90 \cdot \frac{E}{\lambda^2} \cdot k_c \cdot W \quad (2.33)$$

Particularizando para o caso de perfis laminados, a Eq.2.33 se reduz a 2.34.

$$M_{cr} = 0,69 \cdot \frac{E}{\lambda^2} \cdot W \quad (2.34)$$

A curva azul da FIG. 2.11 corresponde ao momento fletor resistente devido a FLM de um perfil I laminado, segundo a NBR8800.

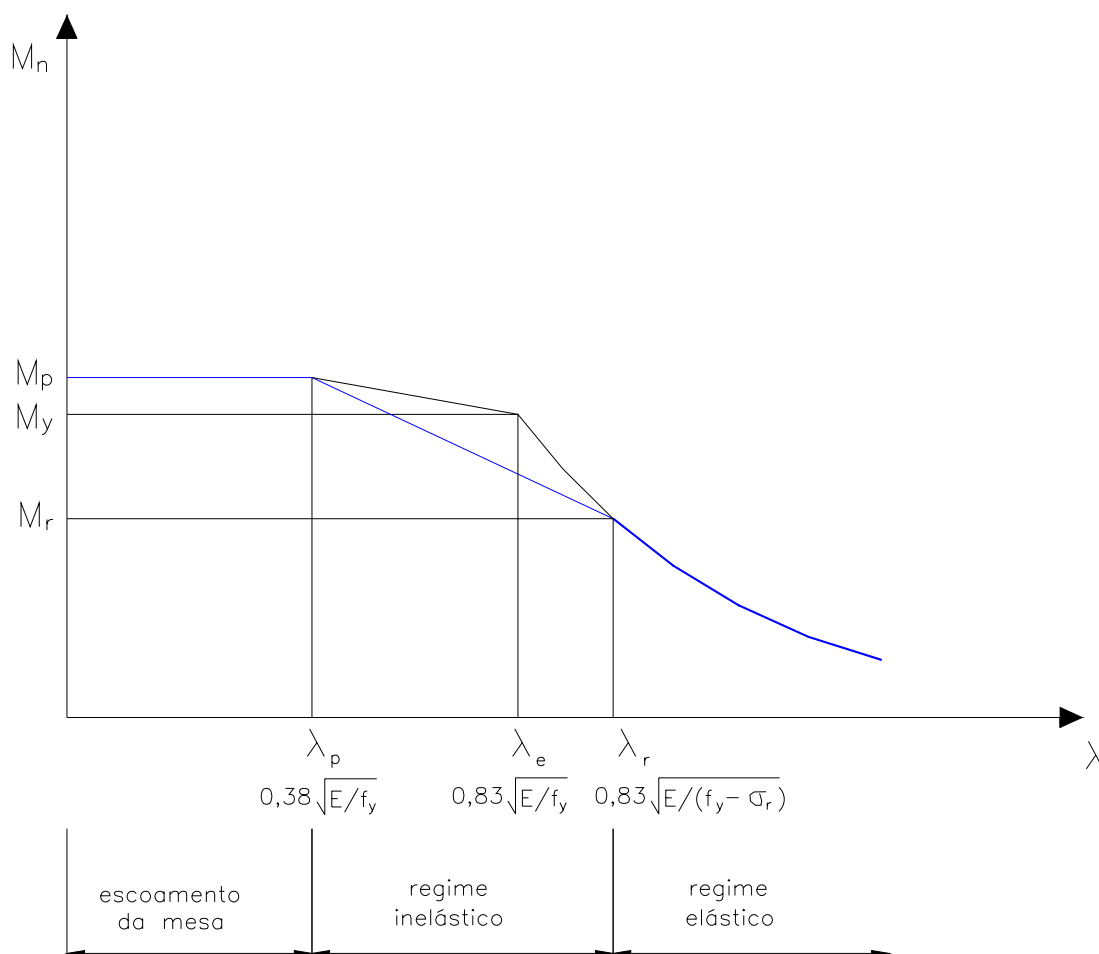


FIGURA 2.11 – Gráfico $M_n \times \lambda$ (FLM) de perfis I laminados sujeitos a flexão simples, segundo a NBR8800

Obs.: M_y não é o momento de plastificação total da seção e sim o momento no qual a fibra mais externa atinge uma tensão f_y . Para o momento de plastificação total adota-se o símbolo M_p .

Consistentemente com a formulação, o momento fletor M_r , correspondente ao parâmetro λ_r , para perfis duplamente simétricos, é dado pela Eq.2.35.

$$M_r = (f_y - \sigma_r) \cdot W \quad (2.35)$$

Sendo W o módulo de seção elástico. Vale ressaltar que a NBR8800 considera que a seção só irá sofrer colapso devido a M_{cr} se todas as tensões na seção transversal estiverem abaixo do limite de escoamento, até mesmo as fibras tracionadas. Se a seção tiver apenas um eixo de simetria, por exemplo, pode ser que as fibras tracionadas escoem antes das fibras comprimidas, com o incremento do momento fletor atuante. Para essa seção, a partir do escoamento dessas fibras tracionadas, não vale mais a variação linear das tensões na seção, e a mesma não poderá ser dimensionada via M_{cr} , mesmo estando as tensões da mesa comprimida abaixo do limite de escoamento.

Sendo assim, no caso de seções com apenas um eixo de simetria, o momento fletor M_r que separa o regime de colapso em que nenhuma das fibras da seção está escoada (elástico) daquele no qual algumas fibras já apresentam escoamento (inelástico) é dado pelo menor entre as Eqs.2.36 e 2.37.

$$M_r = (f_y - f_r) \cdot W_c \quad (2.36)$$

$$M_r = (f_y) \cdot W_t \quad (2.37)$$

Onde W_c e W_t são os módulos elásticos de seção relativos à fibra mais comprimida e à mais tracionada, respectivamente. Notar que as tensões residuais são desprezadas na análise das fibras tracionadas. Contudo, as seções monossimétricas não fazem parte do objeto do presente trabalho, o qual irá tratar apenas de seções com dois eixos de simetria, cujo M_r é dado pela Eq.2.36.

Na TAB.2.1 apresenta-se um resumo dos parâmetros (b/t) limites para cada um dos casos apresentados até então.

TABELA 2.1 - Parâmetros (b/t) limites

	Perfil	σ_r considerada	k_c considerada	$(b/t)_{\max}$ para considerar escoamento total da seção	$(b/t)_{\min}$ para considerar flambagem elástica da seção
FLM devido a N	Laminado	$1/2 f_y$	0,763	$0,56 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}}$	$1,03 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}}$
	Soldado	$1/2 f_y$	$4 \sqrt{t_w/h}$ $0,36 < k_c < 0,763$	$0,64 \cdot \sqrt{\frac{E \cdot k_c}{f_y}}$	$1,17 \cdot \sqrt{\frac{E \cdot k_c}{f_y}}$
FLM devido a M	Laminado	7 kN/cm^2	0,763	$0,38 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}}$	$0,83 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y - \sigma_r}}$
	Soldado	$11,5 \text{ kN/cm}^2$	$4 \sqrt{t_w/h}$ $0,36 < k_c < 0,763$	$0,38 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}}$	$0,95 \cdot \sqrt{\frac{E \cdot k_c}{f_y - \sigma_r}}$

Todas as expressões apresentadas até então estão relacionadas ao perfil I de alma plana, o qual apresenta uma largura livre de mesa ($b_f/2$) apoiada em uma linha contínua (alma). Nessa formulação foi adotada a tensão crítica de flambagem elástica de uma placa, deduzida matematicamente. Valores e expressões para k_c foram obtidos a partir de ensaios experimentais e análises teórico-numéricas. Os valores σ_r adotados são resultado do processo de fabricação dos perfis I de alma plana e também foram obtidos a partir de ensaios experimentais.

2.3 – Perfis de alma corrugada senoidal

Após a apresentação dos fundamentos teóricos e das prescrições de normas para o tratamento da flambagem local da mesa de perfis I de alma plana, passa-se a abordar o perfil I de alma corrugada senoidal.

Inicialmente apresenta-se uma breve exposição geral da literatura associada aos perfis de alma corrugada. Em seguida direciona-se ao objeto principal que é a flambagem local da mesa em perfis de alma senoidal.

2.3.1 – Literatura geral associada aos perfis de alma corrugada

Entre os artigos que tratam dos perfis de alma corrugada em geral, que serviram como embasamento para elaboração da presente dissertação, estão os trabalhos de SAYED-AHMED (2001), HOOP (2003a) e HOOP (2003b).

Existem na literatura muitos estudos relacionados ao comportamento de perfis com alma de corrugação trapezoidal. Entre eles merecem destaque os trabalhos de ELGAALY *et al.* (1997a), que estuda a resistência a flexão, ELGAALY *et al.* (1997b), que estuda os efeitos locais, ELGAALY *et al.* (1996), que estuda a resistência a força cortante, SAYED-AHMED (2004) e LINDNER *et al.* (1990), que estudam o fenômeno da flambagem lateral com torção, ELGAALY *et al.* (1998), SAYED-AHMED (2005) e LINDNER *et al.* (1994), que apresentam uma abordagem geral relacionada aos perfis de alma trapezoidal e finalmente a tese de doutorado de WANG (2003), que apresenta um estudo geral do comportamento de perfis de alma trapezoidal com mesas de seção tubular retangular.

Contudo, não é totalmente consistente aplicar formulações recomendadas para perfis de alma trapezoidal diretamente em perfis de alma senoidal. A flambagem local dos painéis planos da alma desses perfis, formados por duas dobras verticais consecutivas, acarreta diferenças de comportamento entre o perfil de alma trapezoidal e o perfil de alma senoidal, como mencionado no item 1.1.

Entre os estudos relacionados aos perfis de alma senoidal pode-se dizer que os efeitos da força cortante nesses perfis é o tema mais pesquisado até então, como mostram os trabalhos de EASLEY (1975). Nesses trabalhos, é atribuído à alma senoidal um comportamento de placa ortotrópica para determinação da resistência a força cortante. A rigidez da alma na direção das nervuras é maior que na direção ortogonal às mesmas e, portanto, tal tratamento apresenta substancial equivalência ao comportamento real da alma.

Um fenômeno que apresenta estudos recentes é a FLT em perfis de alma senoidal. A dissertação de mestrado de HACKBART (2006) e o trabalho de FAKURY *et al.* (2005) investigam a FLT com o uso de análise numérica linear de diversos perfis de alma senoidal, duplamente simétricos e monossimétricos. A forma da corrugação da alma utilizada pelos autores é similar a forma de corrugação em análise no presente trabalho, apresentada no Capítulo 3. Nesses trabalhos, os autores propõem um procedimento para verificação da FLT e avaliam o processo simplificado adotado pela fabricante ZEMAN (1999). Segundo a fabricante, a verificação da FLT pode ser substituída pela verificação da flambagem da mesa comprimida em seu plano, em torno do eixo perpendicular à este plano, trabalhando como uma barra axialmente comprimida isolada. Este comportamento é diferente do real, no qual a mesa desloca-se juntamente com a alma senoidal durante a flambagem. O trabalho de QUEIROZ *et al.* (2006) também investiga FLT em perfis de alma senoidal, analisando o fenômeno via modelos numéricos não-lineares e ensaios experimentais.

2.3.2 - FLM em perfis de alma corrugada senoidal

A mesa de um perfil I de alma senoidal apresenta largura livre variável devido à geometria da alma. Esse apoio senoidal para a placa (mesa) faz com que a formulação matemática para determinação da tensão crítica de flambagem se torne muito complexa. Uma forma alternativa de investigar o fenômeno da flambagem local da mesa desses perfis é o uso de análise numérica via elementos finitos. A literatura existente com essa abordagem numérica do fenômeno é escassa e o presente trabalho pretende suprir essa lacuna.

Na falta de pesquisas mais elaboradas relacionadas ao fenômeno da FLM em perfis de alma senoidal, processos de cálculo simplificados são adotados por empresas fabricantes desses perfis, os quais merecem consideração. A ZEMAN (1999), por exemplo, utiliza, para determinação da esbeltez da mesa, uma largura livre igual à largura de meia mesa menos a metade da amplitude de onda senoidal, considerando uma rótula ideal como condição de contorno para essa mesa reduzida ($k_c = 0,425$). Para uma viga senoidal com amplitude de onda de 2,2cm (FIG. 2.12), segundo a simplificação adotada, a largura livre de mesa b_l considerada na verificação a flambagem local é dada pela Eq.2.38.

$$b_l(cm) = \frac{b_f}{2} - 1,1 \quad (2.38)$$

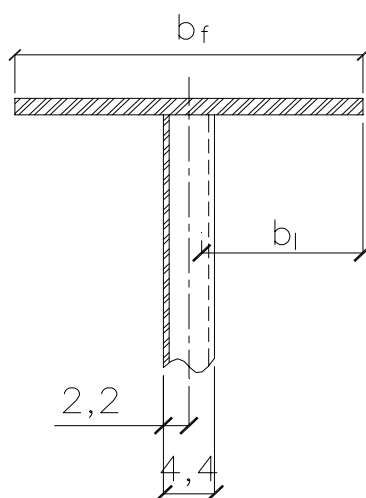


FIGURA 2.12 – Largura livre de mesa b_l para análise da FLM de perfis de alma senoidal segundo a Zeman (medidas em *cm*)

Tal recomendação acarreta uma esbeltez de mesa menor que a esbeltez obtida a partir da semi-largura da mesa do perfil. A Eq.2.38 leva em consideração o fato de que a alma senoidal, adotada na linha de produção da Zeman, melhora a situação de apoio da mesa quando comparada à maioria dos perfis I soldados de alma plana. O presente trabalho pretende verificar a validade da simplificação adotada.

Contudo nem todos os tipos de perfis de alma corrugada apresentam essa melhoria para a situação de apoio da mesa. SAYED-AHMED (2004), por exemplo, investigou a flambagem local da mesa devida a momento fletor em perfis com corrugação trapezoidal. Em seu trabalho ele verificou, via modelos numéricos em elementos finitos, as cargas de colapso para FLM. Em seguida, ele comparou os valores últimos obtidos em seus modelos com valores obtidos através de verificações segundo o AISC-2003. O autor considerou duas esbeltezes diferentes para verificação via AISC-2003: uma associada à largura livre máxima da mesa e a outra associada à sua largura média. O autor extrapolou a formulação do AISC-2003 para o perfil de alma trapezoidal, considerando essas duas esbeltezes diferentes, e verificou que a consideração da largura média ($b_f/2$) na determinação da esbeltez da mesa acarreta resultados contra a segurança para os perfis por ele analisados.

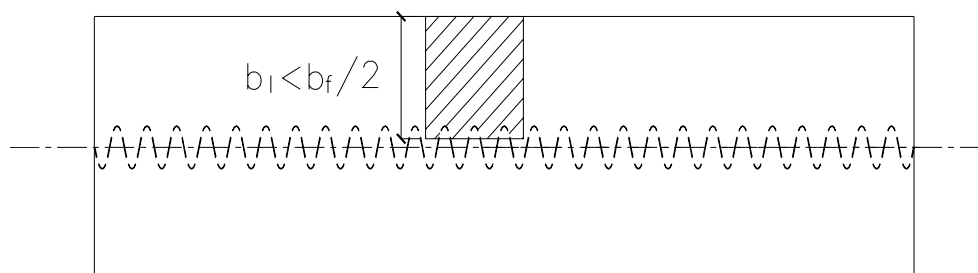
Devido aos resultados encontrados, o autor recomendou que a determinação da esbeltez deveria levar em consideração a largura livre máxima desses perfis associada à idealização de apoio de perfis soldados de alma plana. Diferentemente da conclusão baseada na formulação da ZEMAN, de que a perfilação senoidal enrijece a mesa para a flambagem local quando comparada aos perfis I soldados de alma plana, os resultados do trabalho de SAYED-AHMED (2004) levam a concluir que o tipo de perfilação trapezoidal analisado pelo autor torna a mesa mais flexível para ocorrência do fenômeno de flambagem local, quando comparada ao perfil I soldado de alma plana.

Essa diferença entre a recomendação da ZEMAN (para corrugações senoidais) e SAYED-AHMED (para corrugações trapezoidais) na determinação da esbeltez da mesa deve-se basicamente à dois fatores. A corrugação senoidal apresenta em apenas um ponto ao longo do comprimento de uma onda o valor máximo de largura livre, enquanto que a corrugação trapezoidal apresenta esse valor em um trecho finito, potencializando a flexibilidade da mesa para ocorrência da FLM. Outra importante característica que leva a essas diferentes recomendações é o fato de que a linha de produção da Zeman apresenta corrugações densas para alma, fato este que enrijece a mesma para flambagem local, enquanto que as vigas analisadas por Sayed-Amehd apresentam uma corrugação

esparça. A FIG. 2.13 apresenta uma idéia qualitativa da rigidez propiciada por cada tipo de corrugação.

Uma vez exposto que a densidade da corrugação senoidal é um fator importante para avaliar o grau de engastamento elástico propiciado pela alma à mesa já é possível esperar, com antecipação, que diferentes densidades de corrugação acarretem diferentes valores para o parâmetro k_c , podendo ser estes superiores ou inferiores aos parâmetros k_c dos perfis soldados de alma plana.

a)



b)

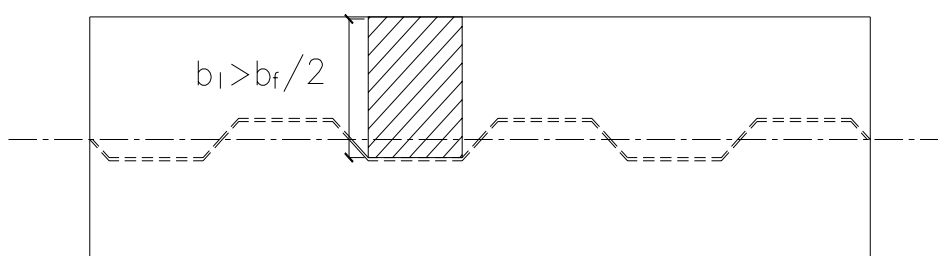


FIGURA 2.13 - Tipos de corrugação e critérios de largura livre considerados

a) corrugação senoidal densa b) corrugação trapezoidal esparsa

3

DESENVOLVIMENTO DE PRÉ-PROCESSADORES

Como já mencionado no Capítulo 1, item 1.3, são necessários diversos modelos numéricos de perfis de alma plana, para calibragem da análise não-linear e, ainda, um maior número de modelos de perfis de alma senoidal, para realização do estudo paramétrico completo. Esses modelos devem apresentar geometrias diferentes, abordando toda a faixa selecionada para a parametrização. Sendo assim, no presente trabalho, visando otimizar o tempo de elaboração dos modelos, desenvolveram-se pré-processadores para modelos de perfis de alma plana e modelos de perfis de alma senoidal, utilizando a linguagem paramétrica do programa ANSYS (APDL - Ansys Parametric Design Language). Nesses pré-processadores o usuário tem a opção de estabelecer os seguintes dados de entrada:

- 1) Comprimento do modelo (L)
- 2) Distância entre os eixos de cada mesa ($h+t_f$)
- 3) Espessura da alma (t_w)
- 4) Largura da mesa (b_f)

- 5) Espessura de mesa (t_f)
- 6) O nível de tensões residuais, seguindo o padrão de LEHIGH
- 7) O tipo de análise que se deseja realizar (elástica estática, elástica de autovalor e análise não-linear, física e geométrica)

Os pré-processadores desenvolvidos são executados dentro do próprio ANSYS 9.0 e utilizam o processamento e o pós-processamento do programa. No item 3.1 apresenta-se a seqüência utilizada para modelagem do perfil I de alma plana e, no item 3.2, apresenta-se a seqüência utilizada para modelagem do perfil I de alma senoidal. Os pré-processadores criados apresentam alguns limites geométricos para geração de perfis, visando impedir a geração de modelos com dimensões muito grandes, em relação ao refinamento de malha adotado, o que inviabiliza o tempo de processamento. Contudo, os limites estabelecidos pelos pré-processadores são suficientes para analisar uma extensa gama de perfis de alma plana e alma senoidal, abrangendo os principais casos encontrados na prática.

Todos os nós e elementos dos modelos gerados pelos pré-processadores têm numeração controlada. Uma vez terminada a geometria do modelo, o pré-processador apresenta ao usuário opções para prosseguir com a análise, podendo ser linear estática, linear de autovalor e não-linear, com nível de tensões residuais estabelecidos pelo próprio operador.

As unidades utilizadas para entrada de dados nos pré-processadores e na análise dos modelos são *cm*, *kN* e *°C*. Doravante, sempre que omitida alguma unidade, estará sendo referido à *cm* (quando associada a comprimento), *kN* (quando associada a forças) e *°C* (quando associadas a temperatura).

3.1 – Perfil I de alma plana

Desenvolveu-se um pré-processador para modelar perfis I de alma plana sujeitos a flexão pura, com momentos fletores aplicados nas seções de extremidade. Nesta seção pretende-se demonstrar como é gerada a geometria do modelo a partir do pré-

processador. As características associadas a carregamentos, condições de contorno, tensões residuais, imperfeições iniciais, serão apresentadas no modelo exemplificado no item 4.2.

Os limites geométricos do pré-processador para modelagem de perfis de alma plana são:

- $L < 1240\text{cm}$
- $8\text{cm} < b_f < 35\text{cm}$
- $(h+t_f) < 120\text{cm}$

Os modelos gerados são formados por elementos quadrilaterais, respeitando-se as relações 2,6:1 entre os lados dos elementos que formam a alma e 2:1 entre os lados dos elementos que formam as mesas. Os elementos têm como referência um eixo cartesiano na região central da mesa superior como mostra a FIG.3.1

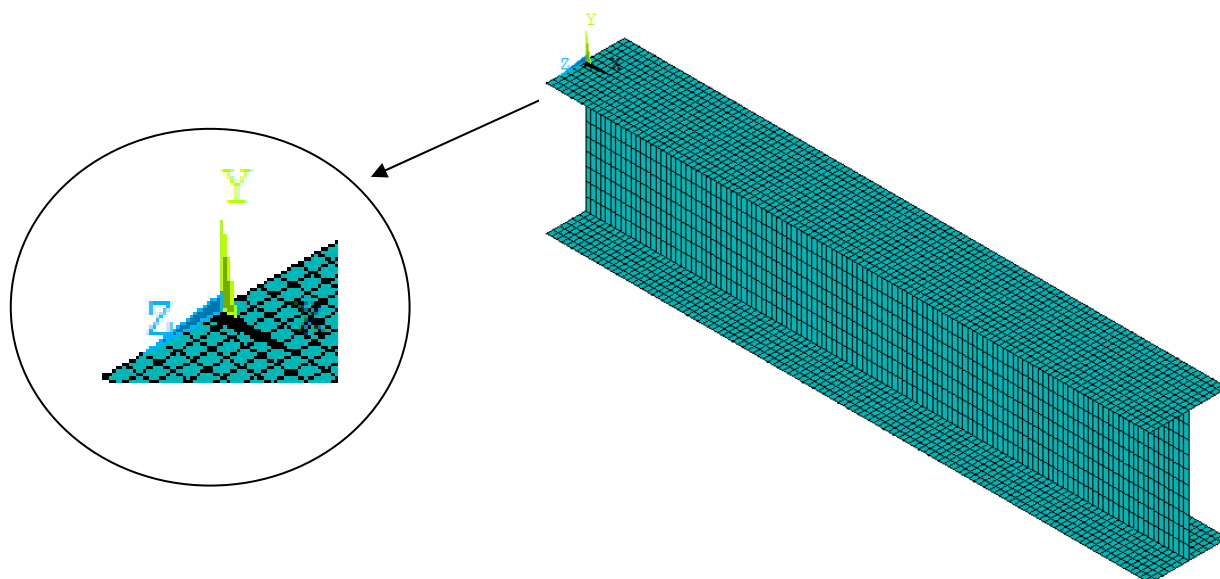


FIGURA 3.1 – Posição do eixo cartesiano na geração dos modelos de perfil I de alma plana

Inicialmente o pré-processador gera os elementos da alma, todos com dimensões $1,55\text{cm} \times 4,00\text{cm}$, como mostra a FIG. 3.2.

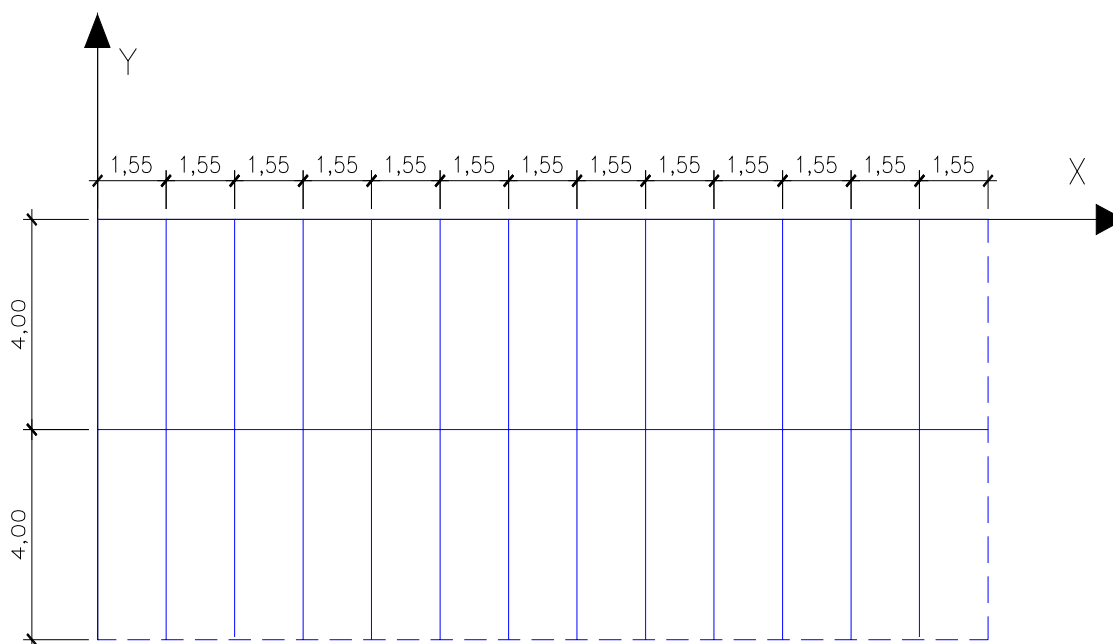


FIGURA 3.2 – Dimensões dos elementos da alma dos modelos de perfil I de alma plana

Em seguida são gerados os elementos das mesas. Cada elemento apresenta uma das dimensões igual a $1,55\text{cm}$, associada à largura aos elementos da alma, e a outra dimensão obedecendo a uma das duas regras a seguir.

1) Para $8,00\text{cm} < b_f \leq 20,00\text{cm}$

A seção de cada mesa é dividida em oito elementos, acarretando a seguinte variação:

$1,00\text{cm} < \text{lado do elemento} < 2,50\text{cm}$

2) Para $20,00\text{cm} < b_f < 35,00\text{cm}$

A seção de cada mesa é dividida em doze elementos, acarretando a seguinte variação:

$1,67\text{cm} < \text{lado do elemento} < 2,92\text{cm}$

Para o pré-processador desenvolvido, mesas com 24cm de largura, por exemplo, apresentam seus elementos conforme a FIG.3.3.

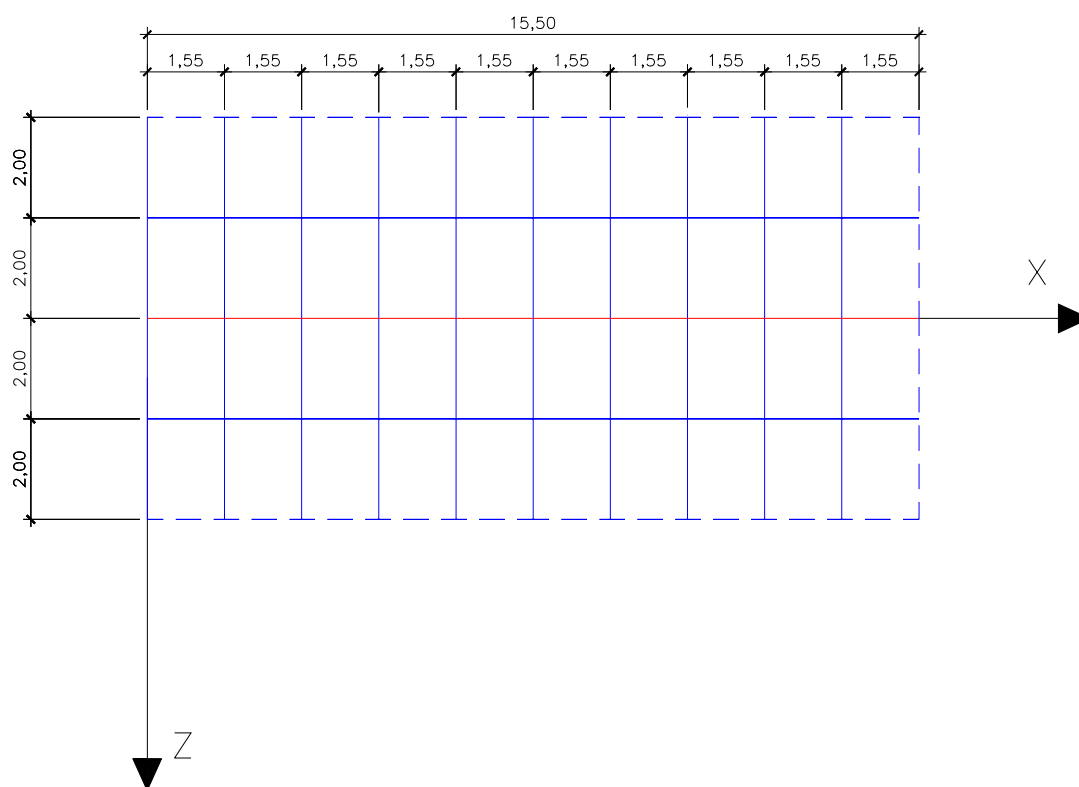


FIGURA 3.3 – Dimensões dos elementos das mesas dos modelos de perfil I de alma plana

Uma vez descrita a seqüência para modelagem geométrica dos perfis de alma plana adotada no pré-processador, descreve-se a seqüência para modelagem geométrica dos perfis de alma senoidal.

3.2 – Perfil I de alma senoidal

Para os perfis de alma senoidal foram desenvolvidos três pré-processadores, um para modelar perfis sujeitos a flexão pura, outro para modelar perfis sujeitos a compressão pura com o uso de cargas aplicadas nas seções de extremidade e um terceiro para modelar perfis sujeitos a compressão com o uso de deslocamentos aplicados nas seções de extremidade. Uma melhor explanação das características de cada um desses modelos será apresentada nos capítulos 4 e 5. Analogamente ao item 3.1 pretende-se, nesta seção, demonstrar como o pré-processador gera a geometria do modelo a partir dos dados de entrada do usuário. As características associadas a carregamentos, condições

de contorno, tensões residuais, imperfeições iniciais, também são apresentadas nos modelos exemplificados nos itens 4.3, 4.4 e 4.5.

Os limites geométricos do pré-processador para modelagem de perfis de alma senoidal são:

- $L < 1240\text{cm}$
- $10\text{cm} < b_f < 35\text{cm}$
- $(h+t_f) < 120\text{cm}$

Similarmente ao item 3.1 foram respeitadas as relações 2,6:1 entre os lados dos elementos que formam a alma e 2:1 entre os lados dos elementos que formam as mesas. Os elementos têm como referência um eixo cartesiano localizado na região central da mesa superior, como mostra a FIG.3.4.

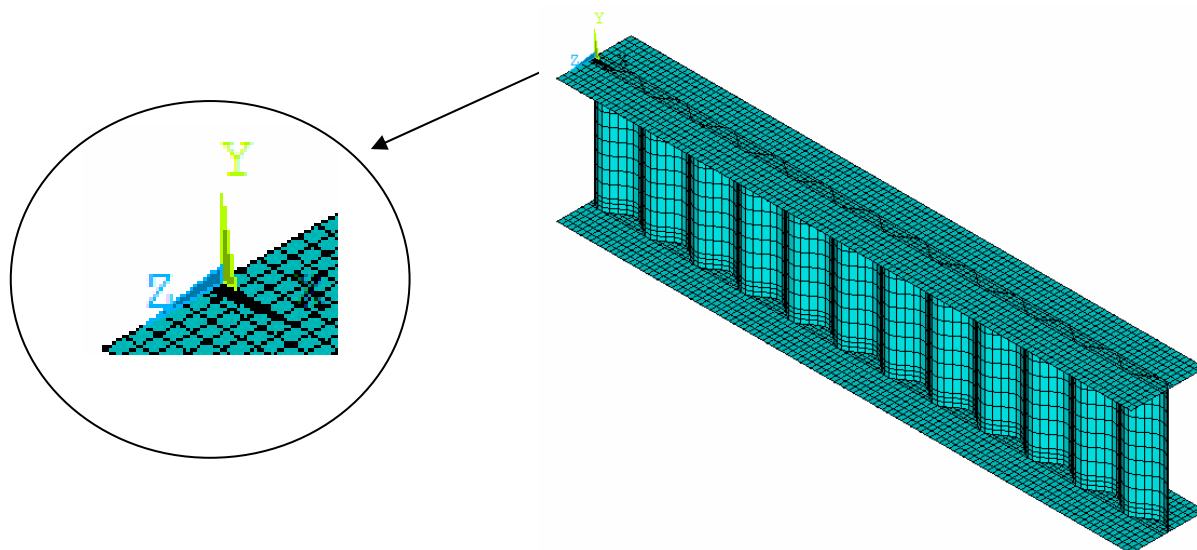


FIGURA 3.4 – Posição do eixo cartesiano na geração dos modelos de perfil I com alma senoidal

Para corrugação da alma utilizou-se como referência a Eq.3.1.

$$z = 2 \cdot \text{sen} \left(\frac{2 \cdot \pi}{15,5} \cdot x \right) \quad (3.1)$$

Para elaboração do modelo, aproximou-se a senóide representada na Eq.3.1 por 10 segmentos de reta passando pelos pontos dados na TAB.3.1-b, chegando-se à forma interpolada mostrada na FIG.3.5.

TABELA 3.1 - Pontos da curva senoidal

Pontos da curva			Pontos interpolados por retas		
Pt	x (cm)	z (cm)	Pt	x (cm)	z (cm)
1	0,00	0,000	1	0,00	0,000
2	1,55	1,176	2	1,55	1,176
3	3,10	1,902	3	3,10	1,950
4	4,65	1,902	4	4,65	1,950
5	6,20	1,176	5	6,20	1,176
6	7,75	0,000	6	7,75	0,000
7	9,30	-1,176	7	9,30	-1,176
8	10,85	-1,902	8	10,85	-1,950
9	12,40	-1,902	9	12,40	-1,950
10	13,95	-1,176	10	13,95	-1,176
11	15,50	0,000	11	15,50	0,000
(a)			(b)		

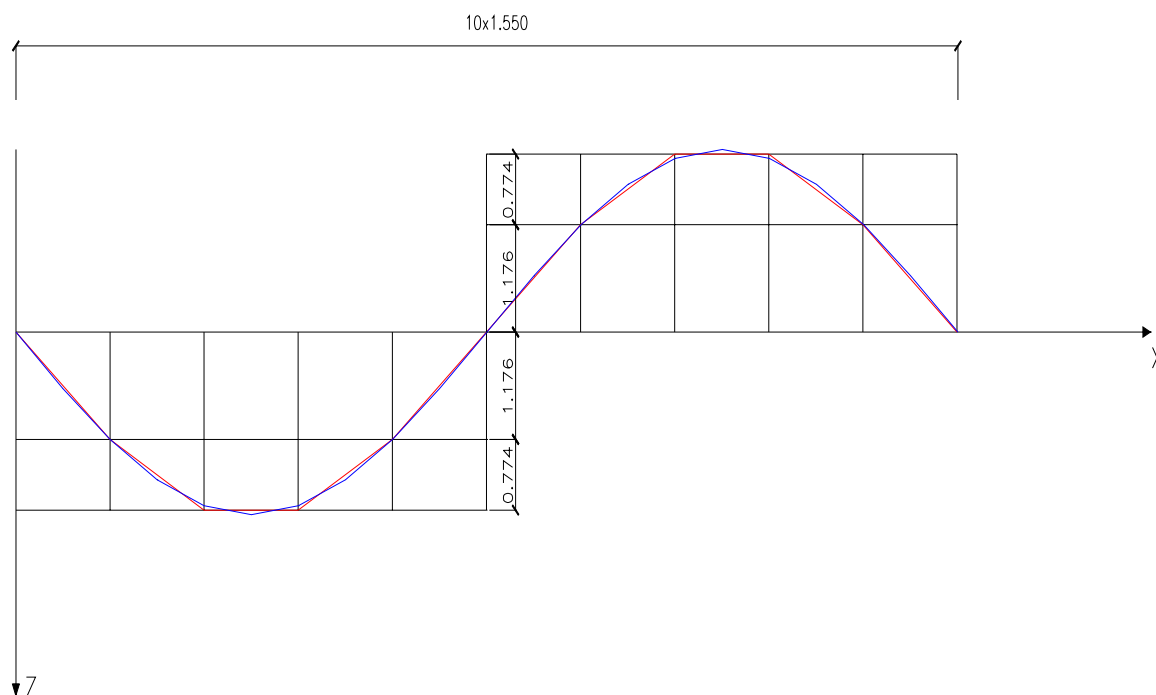


FIGURA 3.5 - interpolação da curva senoidal com o uso de 10 segmentos de reta

Analisando-se a FIG.3.5, verifica-se a necessidade de se utilizarem alguns elementos finitos triangulares nas mesas do perfil para composição do modelo.

A partir dessa senóide, o pré-processador gera inicialmente os elementos da alma, com dimensões predominantes de $1,55\text{cm} \times 4,00\text{cm}$, igual às dimensões utilizadas na modelagem dos perfis de alma plana. Na vizinhança da interface mesa-alma, em uma região que se estendeu, a partir de cada interface, 4cm para dentro da alma, utilizou-se e um maior refinamento ($1,55\text{ cm} \times 1,33\text{cm}$) para os elementos finitos como mostra a FIG. 3.6.

O refinamento adotado nas regiões de interface mesa-alma tem o intuito de garantir uma melhor consistência dos resultados numéricos nessa região, que participa consideravelmente no fenômeno da FLM.

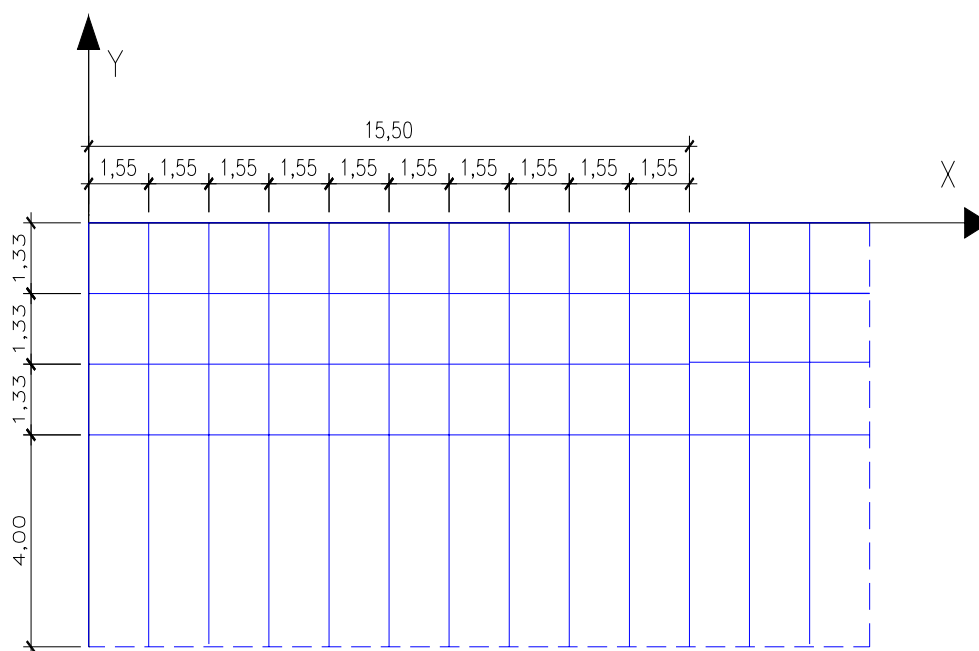


FIGURA 3.6 – Dimensões dos elementos da alma dos modelos de perfil I com alma senoidal

Em seguida são gerados os elementos das mesas. Os elementos das mesas que estão na projeção da senóide apresentam forma fixa e um alto grau de refinamento, como mostra a FIG.3.7. Os elementos da mesa que se encontram fora da projeção da senóide apresentam dimensões, conforme uma das duas regras a seguir:

1) Para $10\text{cm} < b_f \leq 20\text{cm}$

A parte da seção da mesa que se encontra fora da senóide é dividida em seis elementos, acarretando a seguinte variação:

$$1,02\text{cm} < \text{lado do elemento} < 2,68\text{cm}$$

2) Para $20\text{cm} < b_f < 35\text{cm}$

A parte da seção da mesa que se encontra fora da senóide é dividida em dez elementos, acarretando a seguinte variação:

$$1,61\text{cm} < \text{lado do elemento} < 3,11\text{cm}$$

Para o pré-processador desenvolvido para perfis de alma senoidal, mesas com 24cm de largura, por exemplo, apresentam elementos conforme a FIG.3.7.

Utilizando os pré-processadores desenvolvidos, apresentados no presente capítulo, foram realizadas as análises numéricas conforme o capítulo 4 e a parametrização conforme o capítulo 5.

O presente trabalho oferece os pré-processadores criados para elaboração de trabalhos posteriores, com o intuito de desenvolver novos recursos e abordar outros fenômenos.

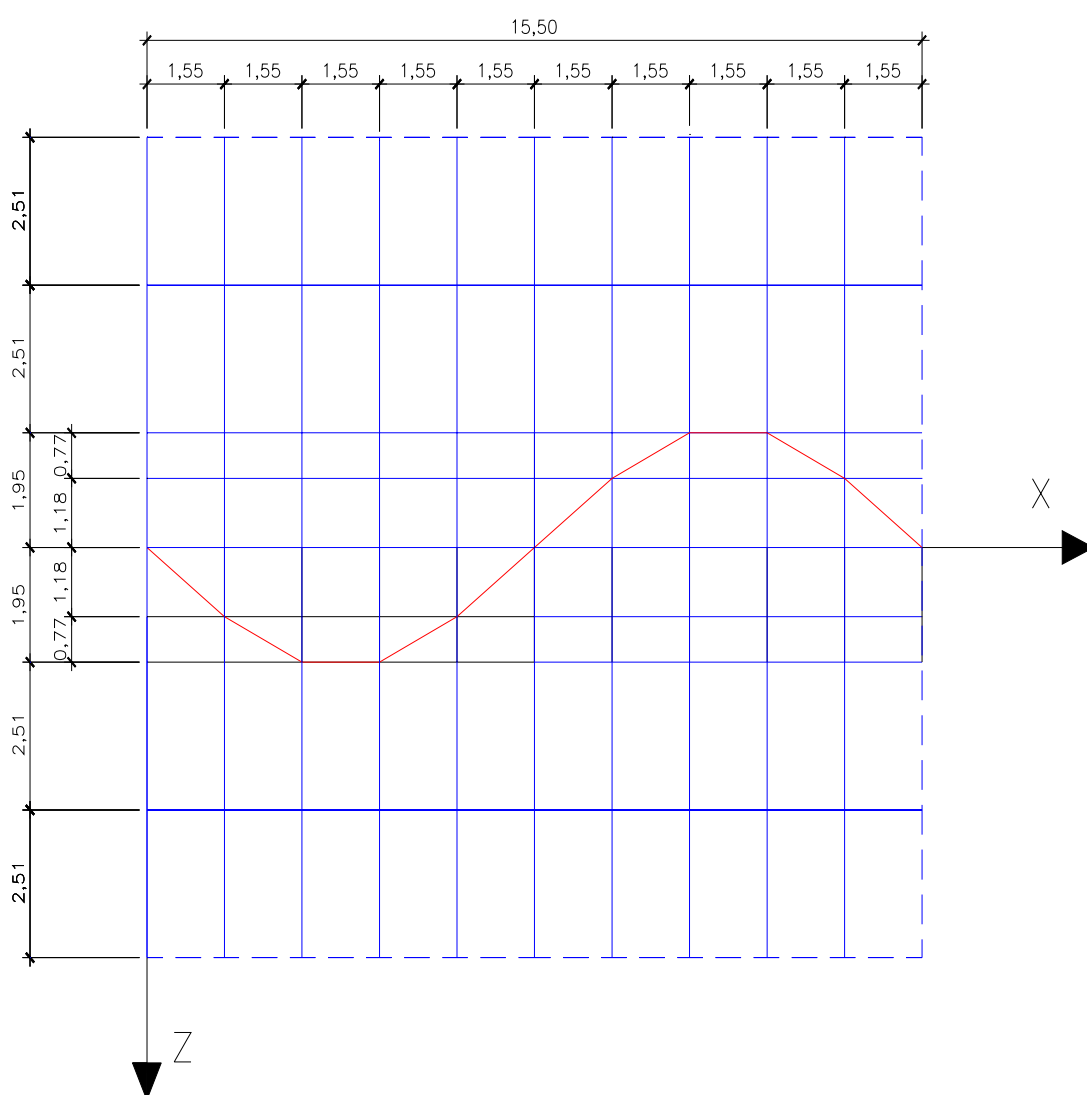


FIGURA 3.7 – Dimensões dos elementos das mesas dos modelos de perfil I com alma senoidal

4

ANÁLISE NUMÉRICA

4.1 - Premissas

Para cada modelo realiza-se análise de flambagem elástica (autovalor) considerando material linearmente elástico, o qual apresenta um diagrama $\sigma \times \varepsilon$ em um ensaio de tração simples da forma mostrada na Fig 4.1. Para esse modelo de material, o limite de resistência M_u (momento fletor último) é sempre o momento crítico M_{cr} de flambagem elástica e uma curva $M_u \times \lambda$ tem a forma da curva azul da Fig. 4.3. Observa-se se o primeiro modo de flambagem, de cada um desses modelos, corresponde à flambagem local da mesa, e, em caso afirmativo, o momento de flambagem elástica do modelo será tomado como o momento crítico de flambagem local da mesa comprimida.

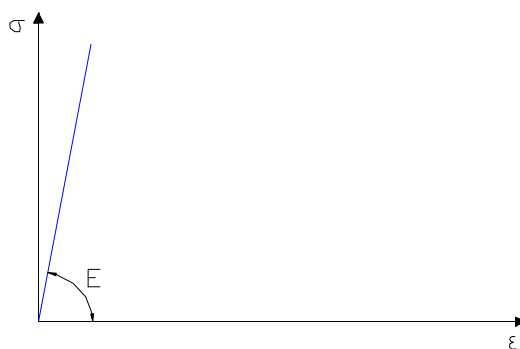


FIGURA 4.1 - Material linearmente elástico

Em seguida realiza-se análise não-linear considerando grandes deslocamentos e material elástico-perfeitamente plástico. Tal material apresenta um diagrama $\sigma \times \varepsilon$ em tração simples da forma mostrada na FIG. 4.2. Para os perfis de alma senoidal adota-se como limite de escoamento do aço das mesas $f_y = 35 \text{ kN/cm}^2$ e da alma $f_y = 30 \text{ kN/cm}^2$. Para os perfis de alma plana adota-se o mesmo limite de escoamento para toda a seção transversal, com o valor de $f_y = 35 \text{ kN/cm}^2$.

Para os modelos numéricos de alma plana será adotado para tensões residuais o nível de tensões utilizado pela NBR 8800 na verificação de perfis I soldados, que é de $11,5 \text{ kN/cm}^2$. Na falta de informações relacionadas aos níveis de tensões residuais existentes em perfis com alma senoidal, utiliza-se o valor empírico de 30% da tensão de escoamento das mesas, recomendado pelo ANSI/AISC 360-05 na verificação da FLM, resultando no valor de $10,5 \text{ kN/cm}^2$. Por se aproximar ao valor de $11,5 \text{ kN/cm}^2$, que é o valor mais desfavorável recomendado pela NBR 8800, trata-se de um bom critério de partida, acarretando, provavelmente, resultados a favor da segurança.

Para realização da análise não-linear com grandes deslocamentos é necessário impor uma deformação inicial no modelo. Essa deformação inicial será associada à deformada elástica resultante da análise de autovalor. A análise de autovalor apresenta uma deformada elástica normalizada (o ponto de maior deslocamento apresenta um deslocamento de valor unitário) e, portanto, adota-se um fator de multiplicação para essa deformada, definido a partir dos resultados dos modelos de perfis de alma plana.

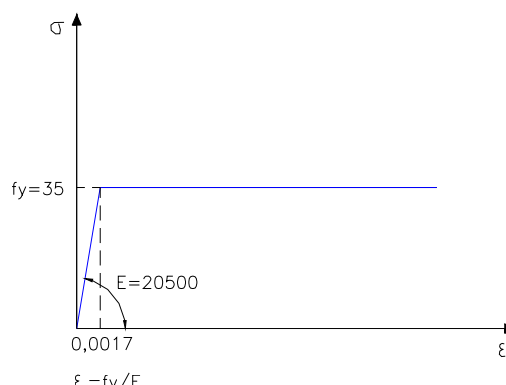


FIGURA 4.2 - Material elástico-perfeitamente plástico

Para essa análise, que considera não-linearidade física, tensões residuais e imperfeições geométricas, a curva $M_u \times \lambda$ se aproxima da curva vermelha da FIG. 4.3, para esbeltezes inferiores a λ_r , e da curva azul dessa mesma figura, para esbeltezes superiores a λ_r .

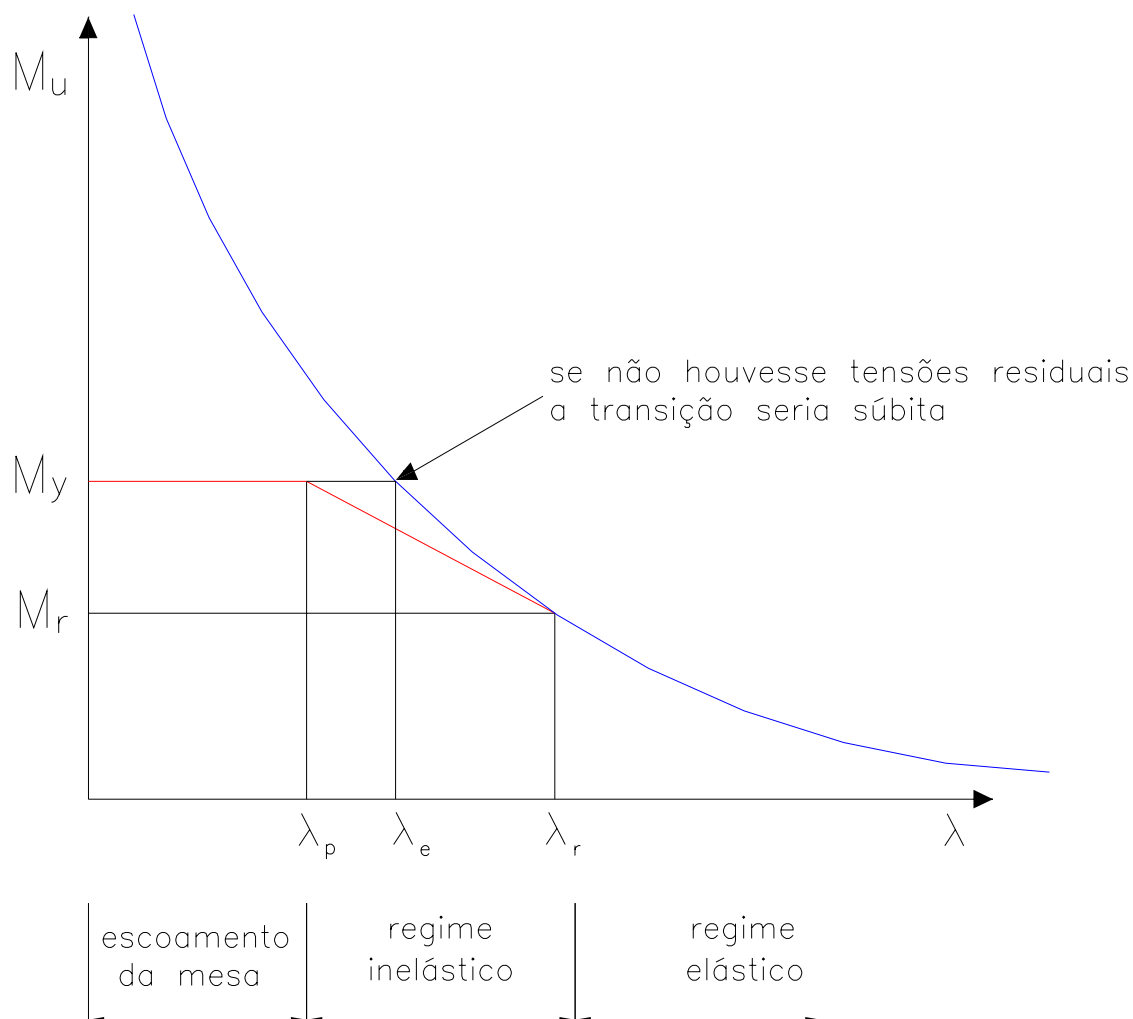


FIGURA 4.3 - Curva $M_u \times \lambda$

As premissas apresentadas na presente seção são utilizadas para as análises dos perfis de alma plana e dos perfis de alma senoidal, apresentadas nos itens 4.2, 4.3, 4.4 e 4.5 a seguir.

4.2 - Perfil I de alma plana sujeito à flexão simples

Determinam-se no presente item os gráficos $M_u \times \lambda$ para o perfil de alma plana da FIG.4.4, devida à FLM, pelo procedimento da NBR 8800, pela análise linear e pela análise não-linear. A esbelteza será variada a partir da variação da espessura t_f das mesas, de $0,35\text{cm}$ a $1,6\text{cm}$. Para as análises numéricas utiliza-se o pré-processador de perfis de alma plana apresentado no item 3.1.

Seja o seguinte perfil:

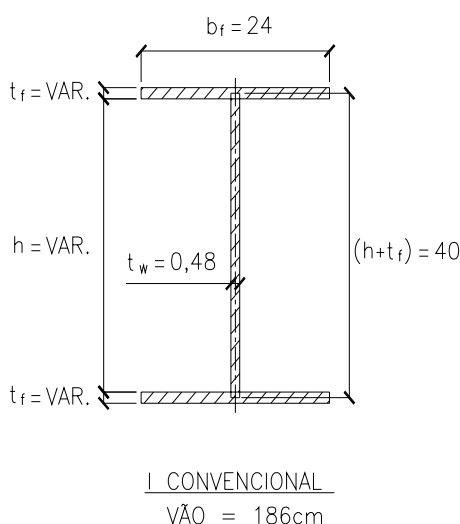


FIGURA 4.4 - Perfil I de alma plana ($L=186\text{cm}$)

Para elaboração dos modelos numéricos fixou-se a dimensão $(h+t_f)$ em números fechados, múltiplos de quatro. Para efeito de comparação de resultados, entre a NBR 8800 e os resultados numéricos, adota-se essa condição também para os casos analisados pelo procedimento da norma. Com isso, a variação da espessura da mesa t_f irá acarretar pequena variação da altura interna do perfil h . Por exemplo, variando-se t_f de $0,35\text{cm}$ à $1,6\text{cm}$, tem-se h variando de $39,65\text{cm}$ à $38,4\text{cm}$. A formulação da NBR para determinação do índice k_c leva em consideração a medida h . Contudo, uma vez que, em

todos os casos analisados, t_f é muito menor que h , é possível adotar uma aproximação para a formula empírica de k_c , resultando em um valor único para todos os casos analisados. A aproximação adotada será a substituição de h da formula empírica pela medida $(h+t_f)$, como mostra a Eq.4.1.

Determinação de k_c :

$$k_c = 4 \cdot \sqrt{\frac{t_w}{h}} = 4 \cdot \sqrt{\frac{t_w}{h+t_f}} = 4 \cdot \sqrt{\frac{0,475}{40}} = 0,436 \quad 0,35 < k_c < 0,763 \quad (4.1)$$

Limites de esbeltez para dimensionamento via NBR 8800:

$$0,38 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} < \lambda_{inel} < 0,95 \cdot \sqrt{\frac{E \cdot k_c}{f_y - \sigma_r}} \quad (4.2)$$

$$0,38 \cdot \sqrt{\frac{20500}{35}} < \lambda_{inel} < 0,95 \cdot \sqrt{\frac{20500 \cdot 0,436}{35 - 11,5}} \quad (4.3)$$

$$9,20 < \lambda_{inel} < 18,53 \quad (4.4)$$

Para esbeltezes $\lambda > 18,53$

$$M_u = M_{cr} \quad \text{sendo} \quad M_{cr} = 0,90 \cdot \frac{E}{\lambda^2} \cdot k_c \cdot W \quad (4.5)$$

A partir das formulas anteriores, gerou-se a curva de resistência associada a FLM devida a momento fletor segundo a NBR 8800. A mesma é apresentada ao final desta seção, juntamente com os resultados da análise elástica e da análise não-linear, ambas via elementos finitos (ver TAB.4.2, TAB.4.3, FIG.4.15 e FIG.4.16).

A seguir serão demonstrados os passos adotados nas análises numéricas dos perfis I de alma plana, sujeitos a flexão simples, com a seguinte seqüência:

- Geometria
- Carregamento
- Condições de contorno
- Análise linear (elástica)
- Tensões residuais
- Imperfeições iniciais
- Análise não-linear

Vale ressaltar que as características dos modelos aqui apresentadas (carregamentos, condições de contorno, refinamento da malha, tensões residuais, imperfeições geométricas iniciais, etc...) foram também adotadas nos modelos de perfis de alma senoidal, sujeitos a flexão simples.

Para efeito de exemplificação, são apresentadas, do item 4.2.1 ao item 4.2.7, as imagens e os resultados obtidos em um dos modelos, no caso o perfil $I 40 (h+t_f) \times 0,475 (t_w) \times 24 (b_f) \times 0,63 (t_f)$.

4.2.1 - Geometria

O modelo da FIG.4.5 é formado por elementos de casca *Shell 181*, do ANSYS 9.0, os quais apresentam quatro nós por elemento e seis graus de liberdade por nó (três translações e três rotações).

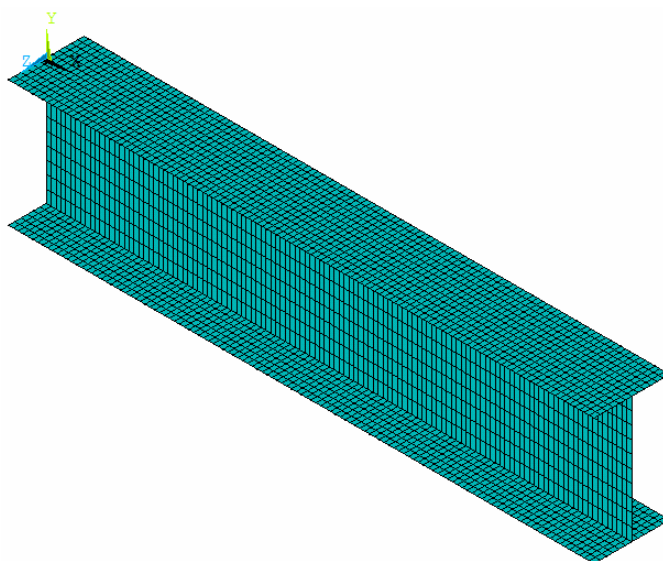


FIGURA 4.5 - Modelo do perfil I de alma plana - $I 40 \times 0,475 \times 24 \times 0,63$

As dimensões dos elementos finitos da FIG.4.5 obedecem às regras apresentadas no item 3.1, acarretando um total de 4080 elementos.

Verificou-se que o grau de refinamento da malha de elementos finitos adotado é adequado uma vez que modelos similares, com malhas mais refinadas, não apresentaram variação significativa de resultados.

4.2.2 - Carregamento

Para a análise elástica submeteram-se os modelos a um momento fletor constante de referência cuja forma de aplicação foi um binário formado por cargas unitárias linearmente distribuídas nas mesas (compressão na mesa superior e tração na mesa inferior) como mostram a FIG. 4.6 e a FIG.4.7.

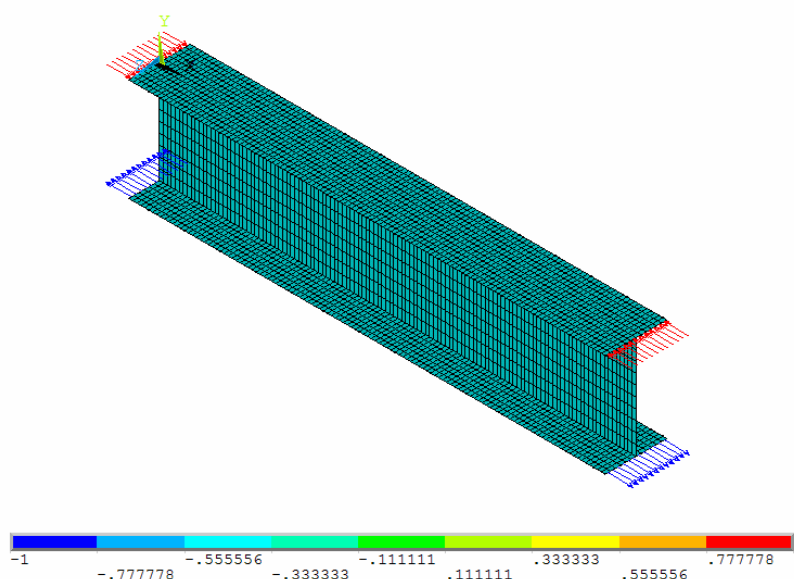


FIGURA 4.6 - Carga de referência para análise elástica do modelo em exemplo

Pela análise de flambagem elástica obtém-se o primeiro autovalor, que corresponde ao multiplicador desse momento de referência, para obtenção do momento crítico. Sendo a carga linearmente distribuída na mesa, com valor de $1kN/cm$, os momentos de referência dos modelos são dados pela Eq.4.6.

$$M_{ref}(kN \cdot cm) = I(b_f) \cdot (h + t_f) \quad (4.6)$$

Para o modelo apresentado como exemplo o momento de referência é dado pela Eq.4.7.

$$M_{ref} = 1 \cdot (24) \cdot (40) = 960kN \cdot cm \quad (4.7)$$

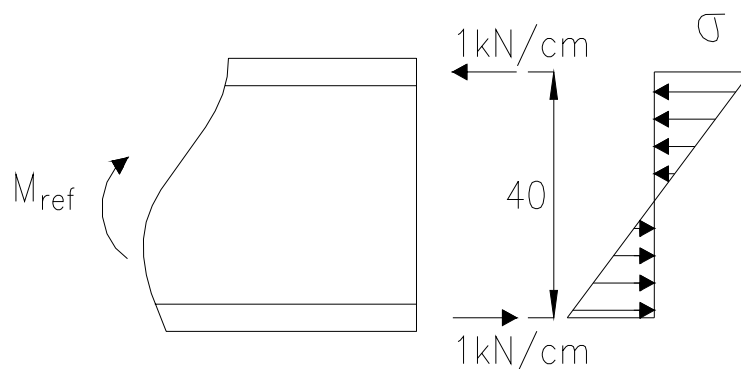


FIGURA 4.7 - Binário que gera o momento fletor de referência para análise elástica de autovalor

4.2.3 - Condições de contorno

Aplicaram-se as condições de contorno nos nós das seções extremas de cada modelo. Foram impedidos os deslocamentos nas direções Y e Z, como mostra a FIG. 4.8. Notar na figura que o eixo cartesiano de referência encontra-se no centro da mesa superior, em uma das extremidades da viga, sendo o eixo X paralelo à direção longitudinal da viga e os eixos Y e Z os eixos nas direções transversais. Analisando-se a seção transversal da viga, o eixo Y está no plano da alma e o eixo Z no plano da mesa superior. Adotou-se também uma restrição na direção X, aplicada em apenas um nó. Utilizou-se o nó central da mesa superior na seção transversal média da viga. Essa restrição tem o intuito de evitar movimento de corpo rígido.

Com as condições de contorno adotadas, as seções extremas do modelo não são livres para girar em torno do eixo X (torção impedida). Contudo são livres para girar em torno do eixo Y e em torno do eixo Z.

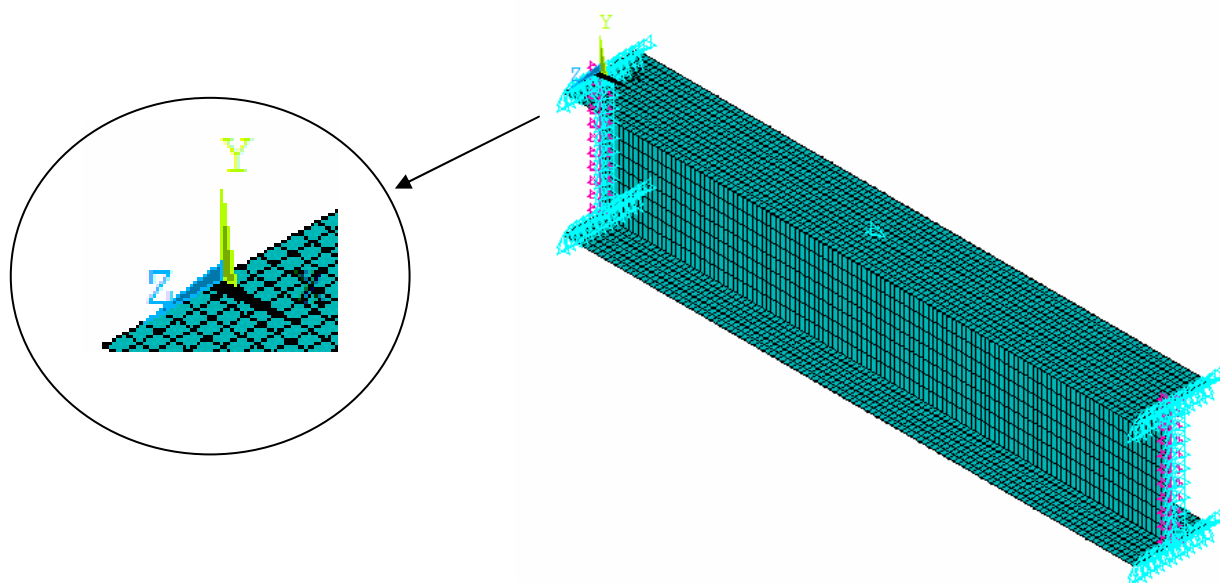


FIGURA 4.8 - Condições de contorno do modelo em exemplo

Nas seções extremas, além das condições de contorno mencionadas, foram adotadas também, ao longo da alma, regiões rígidas com o intuito de compatibilizar deslocamentos e rotações dos nós dessa região. A região rígida compatibilizou os deslocamentos na direção X e as rotações em torno de Z , dos nós da alma, com o deslocamento na direção X e a rotação em torno de Z , do nó da interface alma-mesa superior. Tal consideração gerou duas regiões rígidas em forma de linha na direção Y , uma em cada extremidade do perfil.

Essa compatibilização garante a hipótese da alma permanecer reta após o carregamento, acarretando distribuição linear de deformações ao longo da altura.

As condições de contorno e as regiões rígidas adotadas propiciam que os modelos fiquem livres para apresentar diferentes modos de flambagem devidos ao momento fletor, dependendo da geometria adotada: FLM, FLT, FLA, ou ainda interação entre dois desses fenômenos, ou até mesmo interação entre os três. São analisados modelos que apresentem predominantemente FLM.

4.2.4 - Análise linear (elástica)

Inicialmente realiza-se uma análise elástica estática do modelo carregado com o momento de referência, observando-se a distribuição de tensões e deslocamentos. As escalas de cores da FIG. 4.9 correspondem a tensões na direção X, em kN/cm^2 .

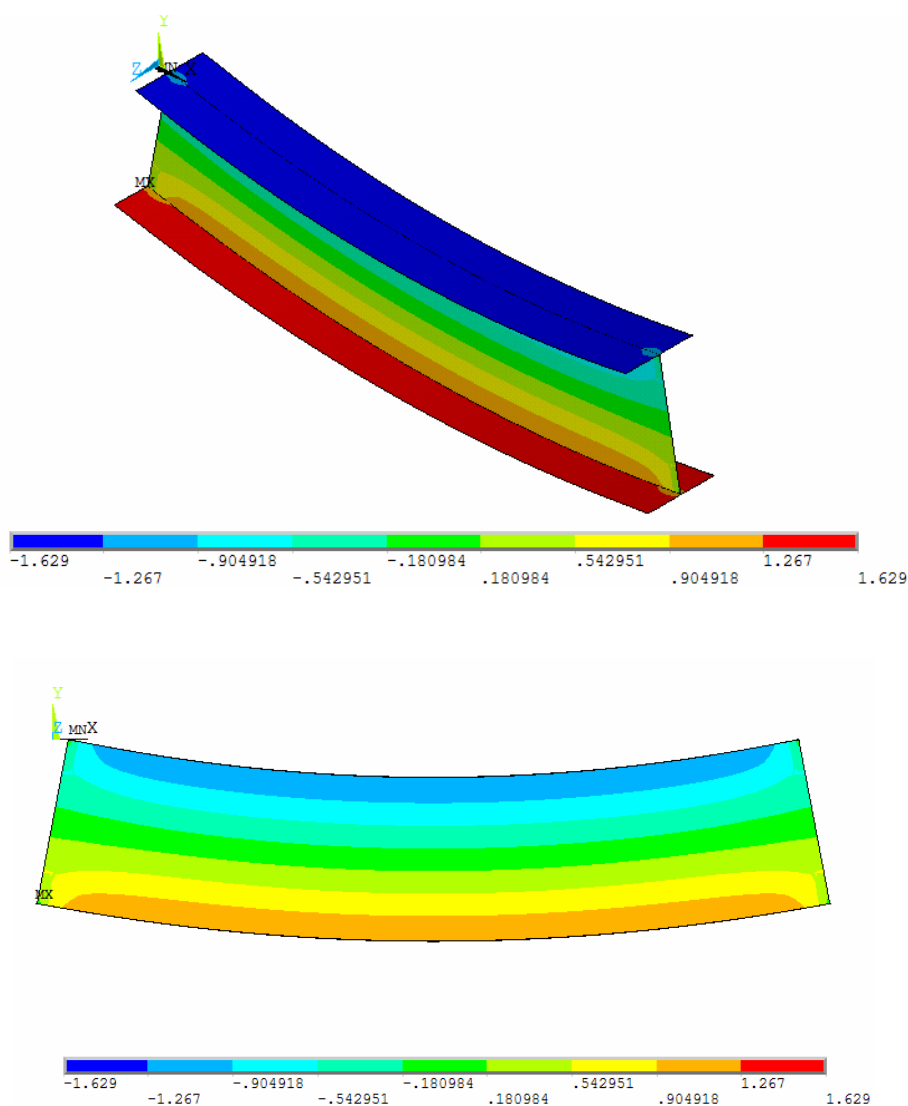


FIGURA 4.9 - Análise elástica estática do modelo em exemplo, carregado com o momento de referência (perspectiva e vista lateral)

Como esperado, para esse modelo de alma plana, ocorre a distribuição linear de tensões na direção X, ao longo da seção transversal. Uma vez realizada a análise estática, realiza-se a análise de autovalor, observando-se o primeiro modo de flambagem de cada

modelo. A escala de cores da FIG. 4.10 corresponde ao deslocamento na direção Y, em *cm*.

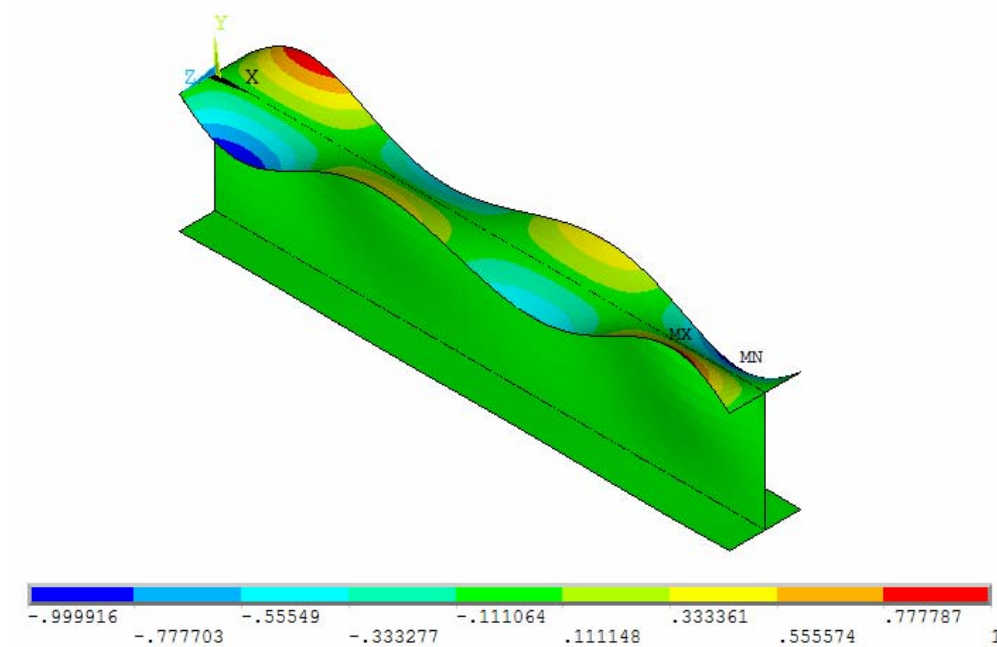


FIGURA 4.10 - Primeiro modo de flambagem do modelo em exemplo

O autovalor e o momento crítico para o perfil em análise são apresentados nas Eqs.4.8 e 4.9 respectivamente.

$$\text{Autovalor} = 25,71 \quad (4.8)$$

$$M_{cr} = 25,71 \cdot 960 = 24682 \text{ kN} \cdot \text{cm} \quad (4.9)$$

Nota-se que o primeiro modo de flambagem do modelo acima é predominantemente de flambagem local da mesa, como de interesse. Nota-se ainda a superfície elástica de flambagem normalizada, como já mencionado, sendo o valor do maior deslocamento igual à unidade.

4.2.5 - Tensões residuais

Para simular as tensões residuais adota-se o procedimento seguinte: aplicam-se variações de temperaturas ao longo de três linhas em cada mesa no sentido longitudinal (negativa na linha média da mesa e positivas nas linhas das bordas das mesas) e ainda uma variação positiva em uma linha coincidente com o eixo do perfil. Esse carregamento tem o intuito de resultar tensões de tração da ordem $11,5kN/cm^2$ e tensões de compressão também de $11,5kN/cm^2$ nas linhas onde foram aplicadas as variações de temperatura negativa e positiva respectivamente. Após algumas tentativas chegou-se ao valor de $80^{\circ}C$ e $-80^{\circ}C$ na presente análise, como mostra a FIG. 4.11. A temperatura inicial de referência foi de $0^{\circ}C$ e o coeficiente de dilatação térmica considerado foi o de aço $\alpha = 1,2 \times 10^{-5}$.

A partir desse carregamento realiza-se uma análise estática, que gera um estado de tensões no modelo. Sendo esse estado de tensões equivalente ao estado de tensões residuais desejado (ver FIG. 4.12), gera-se um arquivo que armazena esse nível de tensões, considerando todos os elementos do modelo. Esse arquivo é então utilizado na análise não-linear, onde um comando para atribuição de tensões iniciais é capaz de chamar esse arquivo e utilizar as tensões resultantes desse modelo como tensões residuais iniciais.

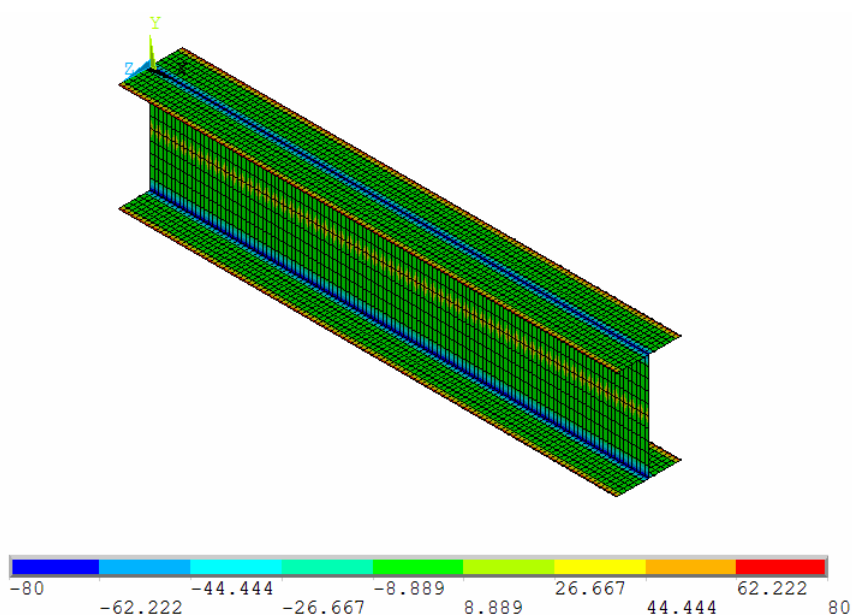


FIGURA 4.11 - Carregamento por variação de temperatura (em °C)
do modelo em exemplo

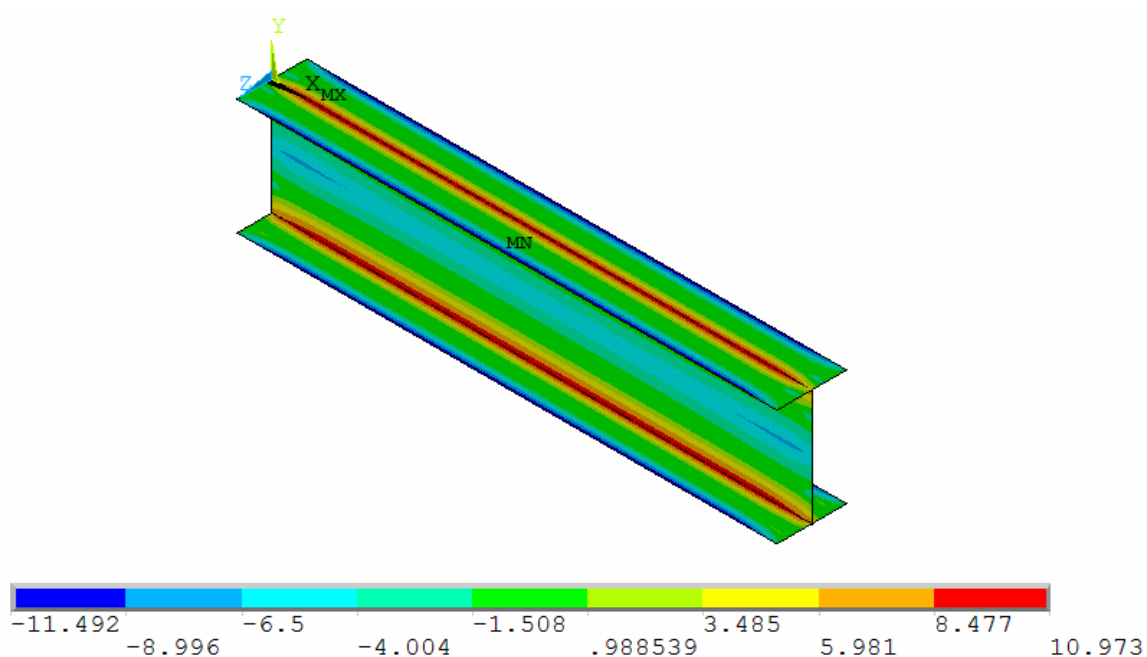


FIGURA 4.12 - Nível de tensões residuais (em kN/cm^2) do modelo em exemplo

4.2.6 - Imperfeições iniciais

Para realizar análise não-linear incremental é necessário impor uma imperfeição inicial no modelo que serve como ponto de partida da análise.

A formulação da NBR8800 para determinação do momento fletor resistente associado a FLM em perfis I não considera imperfeições iniciais, considera a equação já vista de flambagem elástica de placa, e recomenda uma reta de interpolação entre o regime de flambagem elástica e o escoamento total da mesa, a qual leva em consideração tensões residuais e capacidade de giro da seção, como já apresentado.

Isso leva a crer que um fator de multiplicação pequeno para a deformada elástica normalizada, da ordem de $b_f/1000$, possa ser utilizado, apenas para dar início à análise não-linear incremental, não sendo tão representativo para a resistência última do modelo.

Contudo, segundo a AWS, a tolerância de fabricação para os perfis soldados é da ordem de $b_f/100$, considerando as geometrias deformadas mostradas na FIG.4.13.

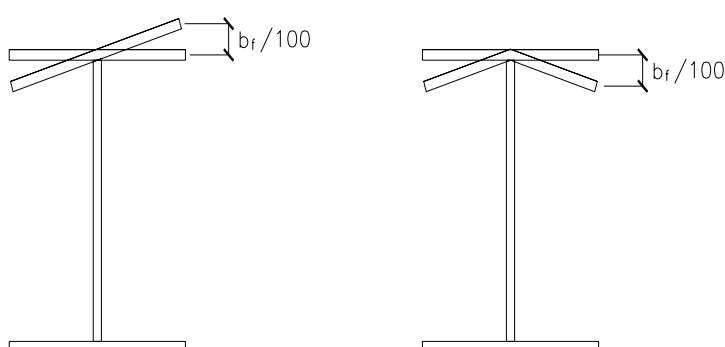


FIGURA 4.13 - Tolerância de fabricação de perfis I soldados segundo a AWS

A imperfeição inicial do modelo, adotada para análise não-linear, é baseada na deformada elástica normalizada, resultante da análise de autovalor, utilizando-se um fator de multiplicação. Essa deformada elástica é uma geometria inicial mais desfavorável, em termos de capacidade última, que as duas geometrias deformadas da FIG.4.13. Portanto, um fator de multiplicação da ordem de $b_f/100$ para a deformada elástica pode parecer um tanto quanto exagerado.

Sendo assim, serão obtidas a seguir duas curvas $M \times \lambda$ via análise não-linear, uma considerando um fator de multiplicação de $b_f/1000$ na superfície elástica de flambagem, para imperfeição inicial do modelo, e outra considerando $b_f/100$. O fator de multiplicação que acarretar resultados mais consistentes com a formulação da NBR8800 será adotado como imperfeição inicial dos modelos numéricos.

4.2.7 - Análise Não-linear

A análise não-linear é realizada com o uso de um processo incremental. Incrementa-se a carga atuante, passo a passo, e, para cada passo de carga, a rigidez do modelo é atualizada, chegando-se até o limite em que ocorre a degenerescência da rigidez do modelo, limite este correspondente à carga última.

Dessa forma, carregam-se os modelos até um binário equivalente à $1,1M_p$ (mesmo sabendo-se que o momento último possível é M_p , utiliza-se essa folga para deixar o modelo livre, sem limite superior estabelecido pelo usuário).

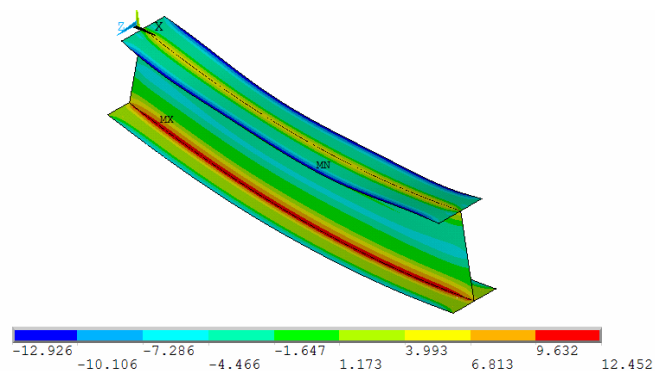
Calculam-se os momentos plásticos de cada um dos modelos considerando-se o escoamento total da seção (rótula plástica). Em seqüência, esses momentos são multiplicados por $1,1$ e transformados em binários para carregamento dos modelos. De posse de $1,1xM_p$, têm-se as forças linearmente distribuídas nas mesas, conforme a Eq.4.10.

$$q_p = \frac{1,1 \cdot M_p}{(b_f) \cdot (h + t_w)} \quad (\text{em } kN/cm) \quad (4.10)$$

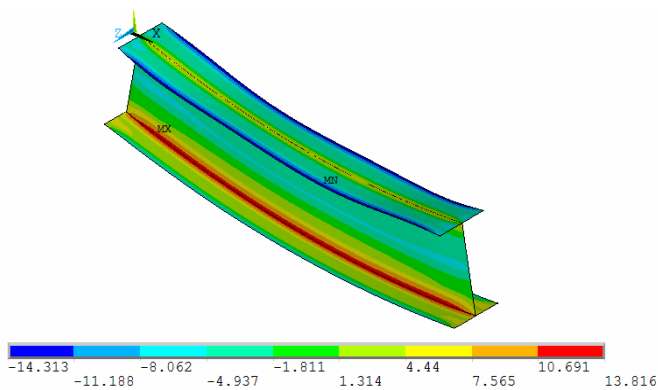
As condições de contorno e as regiões rígidas dos modelos da análise não-linear são as mesmas adotadas na análise elástica já apresentada.

Considerando-se um material elástico-perfeitamente plástico realizam-se as análises não-lineares. A seguir apresenta-se o nível de tensões na direção X (em kN/cm^2) para o primeiro, segundo e último passo do carregamento, para um modelo com $b_f/1000$ como fator de imperfeição inicial. Nota-se que no primeiro e segundo passo de carga, a distribuição de tensões ainda está predominantemente associada às tensões residuais iniciais, enquanto que no último passo de carga (carga última), a distribuição de tensões está predominantemente associada ao momento fletor atuante.

Primeiro passo de carga = $0,037M_p$



Segundo passo de carga = $0,073M_p$



Último passo de carga = $0,645M_p$

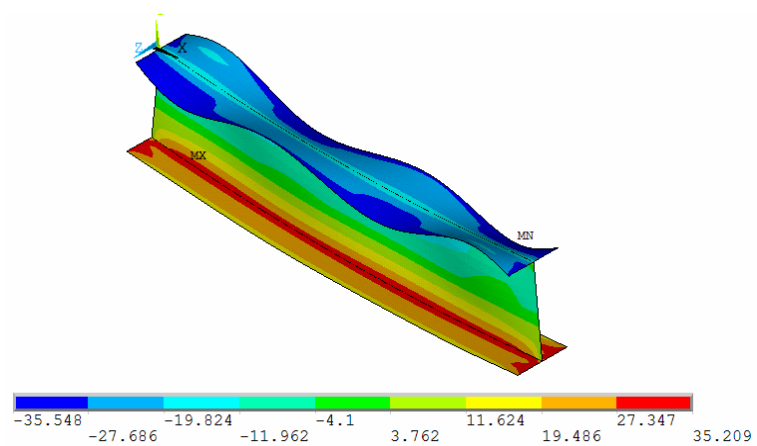


FIGURA 4.14 - Tensões na direção X (em kN/cm^2) do modelo em exemplo para o primeiro, segundo e último passo de carga da análise não-linear

4.2.8 – Resultados

Finalizadas as análises dos modelos apresentam-se os resultados obtidos pelo procedimento da NBR8800, pela análise numérica linear e pela análise numérica não-linear. Para obtenção das curvas (FIG.4.15 e FIG.4.16) variou-se t_f de 0,35 a 1,60, como mostra a TAB.4.1.

TABELA 4.1 - Propriedades geométricas e momento plástico dos perfis de alma plana analisados

Perfil I de alma plana											
h+tf (cm)	40										
tw (cm)	0,475										
L = 8xbf (múlt. 31cm)	186										
bf (cm)	24										
bf/2 (cm)	12										
Esbeltez Limite					λ_r					λ_p	
tf (cm)	0,35	0,40	0,48	0,55	0,65	0,70	0,80	0,95	1,10	1,30	1,60
λ	34,29	30,00	25,26	21,82	18,53	17,14	15,00	12,63	10,91	9,20	7,50
h (cm)	39,65	39,6	39,525	39,45	39,346	39,3	39,2	39,05	38,9	38,696	38,4
A (cm ²)	35,63	38,01	41,57	45,14	50,11	52,27	57,02	64,15	71,28	80,97	95,04
I (cm ⁴)	9188	10138	11565	12991	14979	15844	17746	20601	23455	27339	32978
Weixomesa (cm ³)	459	507	578	650	749	792	887	1030	1173	1367	1649
Mp (kNxcn)	18294	19958	22453	24948	28425	29939	33267	38258	43249	50038	59889
Mref (kNxcn)	960										

Para essa gama de seções, gerou-se a curva da NBR 8800, sem coeficientes de segurança, para verificação da FLM devida ao momento fletor (ver TAB.4.2) e obtiveram-se os pontos referente às análises lineares e não-lineares (ver TAB.4.3 e TAB.4.4 respectivamente).

TABELA 4.2 - Resultados obtidos pelo processo da NBR 8800 para perfis I soldados de alma plana

NBR 8800											
					λ_r					λ_p	
tf (cm)	0,35	0,40	0,48	0,55	0,65	0,70	0,80	0,95	1,10	1,30	1,60
λ	34,29	30,00	25,26	21,82	18,53	17,14	15,00	12,63	10,91	9,20	7,50
k_c	0,436	0,436	0,436	0,436	0,436						
M_{cr} (kN*cm)	3144	4531	7288	10976	17546	20255	24897	31672	38303	50038	59889
M_u/M_p	0,17	0,23	0,32	0,44	0,62	0,68	0,77	0,86	0,93	1,00	1,00

TABELA 4.3 - Resultados obtidos na análise numérica elástica de autovalor

Análise Numérica Elástica											
					λ_r					λ_p	
tf (cm)	0,35	0,40	0,48	0,55	0,65	0,70	0,80	0,95	1,10	1,30	1,60
λ	34,29	30,00	25,26	21,82	18,53	17,14	15,00	12,63	10,91	9,20	7,50
M_{ref} (kN*cm)	960	960	960	960	960	960	960	960	960	960	960
Autovalor	7,09	9,27	13,10	17,17	25,71	30,10	41,28	63,38	91,20	142,44	193,79
M_u (kN*cm)	6805	8894	12574	16483	24682	28894	39629	60847	87552	136742	186038
k_c num.	0,944	0,856	0,752	0,655	0,613						
M_u/M_p	0,37	0,45	0,56	0,66	0,87	0,97	1,19	1,59	2,02	2,73	3,72

Obs: $k_{c \text{ num.}}$ corresponde aos valores de k_c que, aplicados à teoria de flambagem de placas, acarretam resultados similares aos resultados obtidos na análise elástica numérica.

TABELA 4.4 - Resultados obtidos na análise numérica não-linear, considerando a deformada elástica normalizada multiplicada pelo fator $b_f/1000$ como imperfeição inicial

Análise Numérica Não-linear (imp. inicial = $b_f/1000$)											
	λ_r					λ_p					
tf (cm)	0,35	0,40	0,48	0,55	0,65	0,70	0,80	0,95	1,10	1,30	1,60
λ	34,29	30,00	25,26	21,82	18,53	17,14	15,00	12,63	10,91	9,20	7,50
Mu (kN*cm)	5927	7604	10261	12724	18860	21955	27312	33093	39357	47536	57493
kc num. eq.	0,822	0,732	0,614	0,505	0,466						
Mu/Mp	0,32	0,38	0,46	0,51	0,66	0,73	0,82	0,87	0,91	0,95	0,96

Obs: k_c num. eq. corresponde aos valores de k_c que, aplicados à teoria de flambagem de placas, acarreta resultados similares aos resultados obtidos na análise não-linear.

De posse dos resultados da NBR 8800, da análise numérica linear e da análise não-linear, gerou-se o gráfico $(M_u/M_p) \times \lambda$ considerando imperfeição de $b_f/1000$, como mostra a FIG. 4.15.

Finalizada a análise na qual considerou-se como fator de multiplicação $b_f/1000$ na deformada elástica normalizada, realizou-se a análise considerando como fator de multiplicação $b_f/100$, como mostra a TAB.4.5 e a FIG. 4.16.

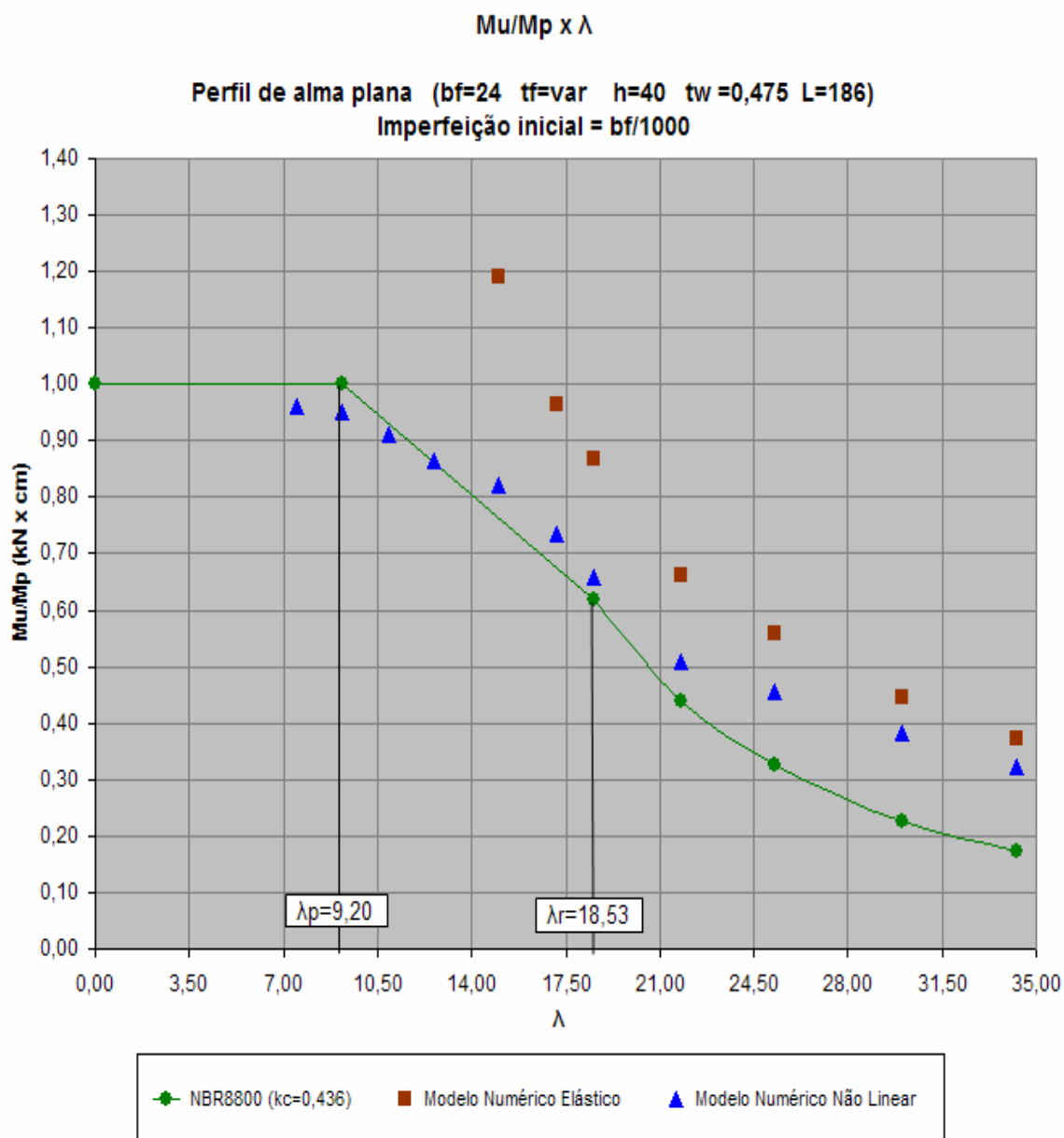


FIGURA 4.15 - Curva $(M_u / M_p) \times \lambda$ da NBR8800 e resultados da análise numérica considerando imperfeição de $b_f/1000$

TABELA 4.5 - Resultados obtidos na análise numérica não-linear, considerando a deformada elástica normalizada multiplicada pelo fator $b_f/100$ como imperfeição inicial

Análise Numérica Não-linear (imp. inicial = $b_f/100$)											
	λ_r					λ_p					
tf (cm)	0,35	0,40	0,48	0,55	0,65	0,70	0,80	0,95	1,10	1,30	1,60
λ	34,29	30,00	25,26	21,82	18,53	17,14	15,00	12,63	10,91	9,20	7,50
Mu (kN*cm)	5927	7604	10261	12724	18860	21955	27312	33093	39357	47536	57493
kc num. eq.	0,710	0,615	0,510	0,446	0,378						
Mu/Mp	0,28	0,32	0,38	0,45	0,55	0,58	0,68	0,78	0,85	0,91	0,95

Analisando-se os gráficos das FIGS. 4.15 e 4.16, chega-se a duas conclusões:

1ª Conclusão - Validade do parâmetro k_c da NBR8800

A curva de flambagem elástica obtida numericamente apresenta momentos críticos maiores que a curva teórica da NBR 8800, que utiliza o valor constante $k_c = 0,436$ empiricamente estabelecido. Comprova-se que esse valor não é constante e cresce com o crescimento da esbeltez da mesa. Isto se deve provavelmente à maior restrição à rotação propiciada pela alma de $0,475\text{cm}$ às mesas mais esbeltas. Contudo, essa formulação empírica da NBR 8800 é apenas um limite inferior de resistência, estabelecido para diversos casos, comprovados através de análise numéricas e ensaios experimentais, estando os valores obtidos a favor da segurança. Isso é verificado para os casos de elevada esbeltez onde o momento crítico elástico teórico, considerando k_c da NBR 8800, encontra-se abaixo do momento último de colapso obtido nos modelos numéricos não-lineares.

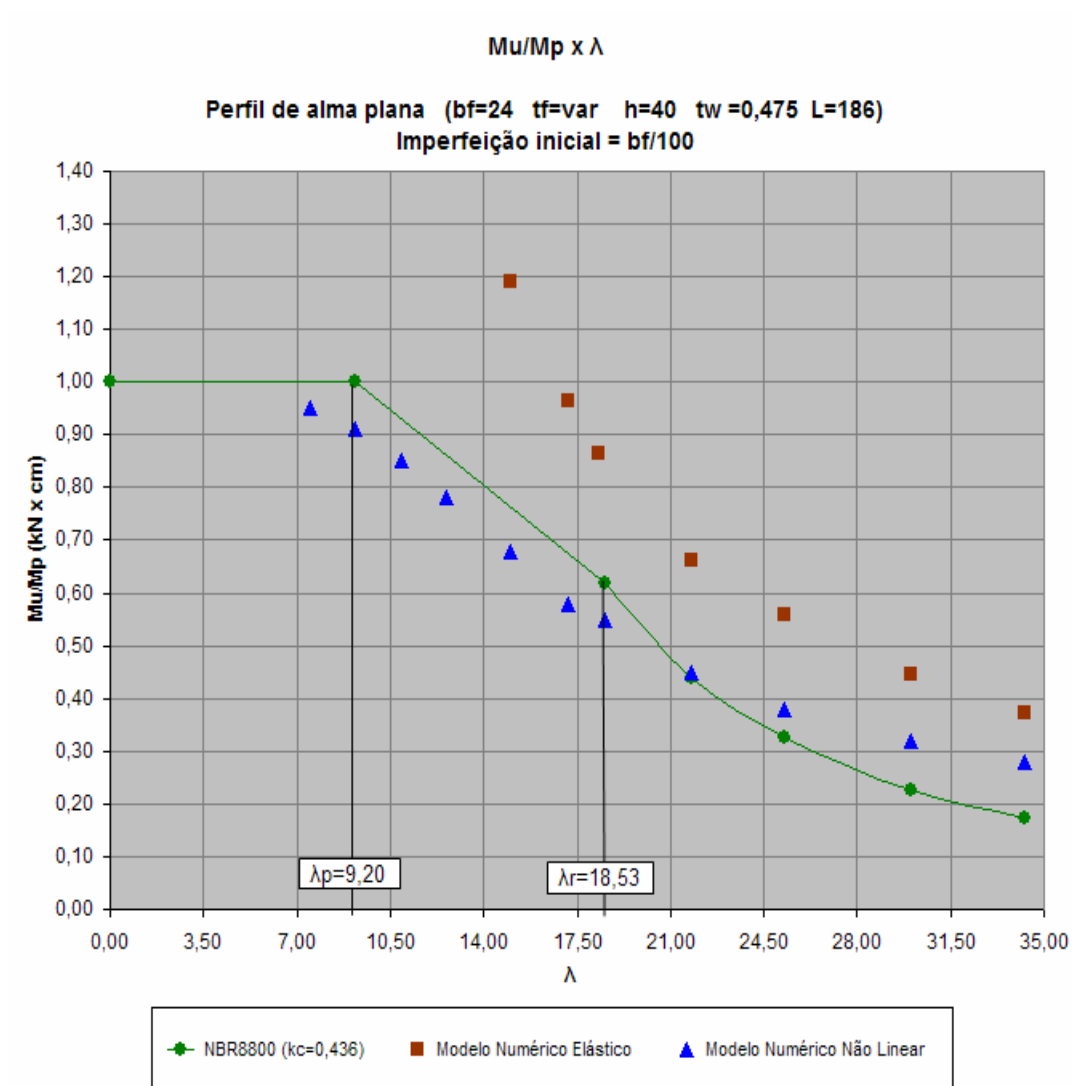


FIGURA 4.16 - - Curva $(M_u / M_p) \times \lambda$ da NBR8800 e resultados da análise numérica considerando imperfeição de $b_f/100$

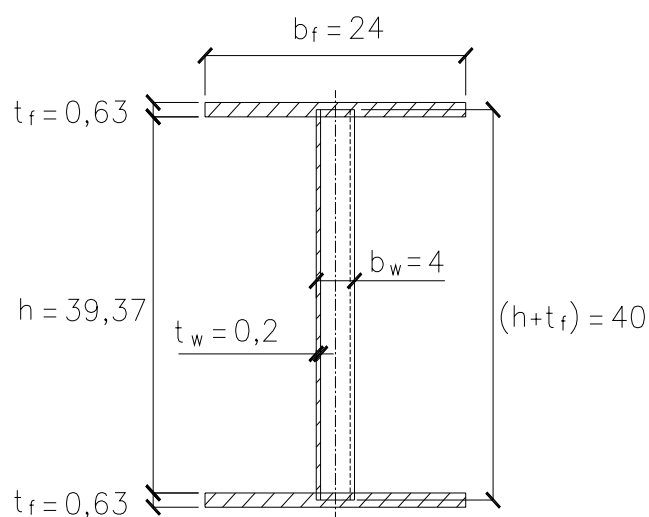
2ª Conclusão - Seleção da imperfeição inicial para os modelos numéricos

Como esperado, a imperfeição inicial de $b_f/100$ desfavorece demais os modelos em termos de resistência última, estando os momentos últimos de colapso na região inelástica inferiores ao estabelecido pela NBR 8800, a qual já é um limite inferior de resistência comprovado.

A imperfeição inicial considerando $b_f/1000$ acarreta resultados mais consistentes com os valores recomendados pela NBR e a mesma será utilizada como imperfeição inicial dos modelos.

4.2 - Perfil I de alma senoidal sujeito à flexão com o uso de forças impostas (pré-processador flexão-força)

Apresentam-se agora o procedimento utilizado para análise numérica de um dos modelos de perfil I de alma senoidal, com a seqüência similar aos itens 4.2.1 a 4.2.7. Esse modelo é gerado pelo pré-processador flexão-força, utilizado para discretização de perfis sujeito a flexão pura com o uso de forças impostas. O modelo em exemplo na presente seção, *I Sen 40* ($h+t_f$) x 0,2 (t_w) x 24 (b_f) x 0,63 (t_f), apresenta as mesmas dimensões do perfil de alma plana analisado nos itens 4.2.1 a 4.2.7, exceto a forma e a espessura da alma, que é de corrugação senoidal, com espessura de 0,2cm.



I SENOIDAL
VÃO = 186cm

FIGURA 4.17 - Perfil I de alma senoidal ($L=186cm$)

A corrugação da alma do perfil da FIG. 4.17 tem a forma de uma senóide com período de $15,5\text{cm}$ e amplitude de 2cm .

Geometria

O modelo da FIG.4.18, analogamente ao modelo do item 4.2.1, é formado por elementos de casca *Shell 181*. O mesmo foi concebido com elementos quadrilaterais e, apenas para conformação da senóide na região da mesa, alguns elementos triangulares. As dimensões dos elementos finitos da FIG.4.18 obedecem às regras apresentadas no item 3.2, acarretando um total de 5232 elementos.

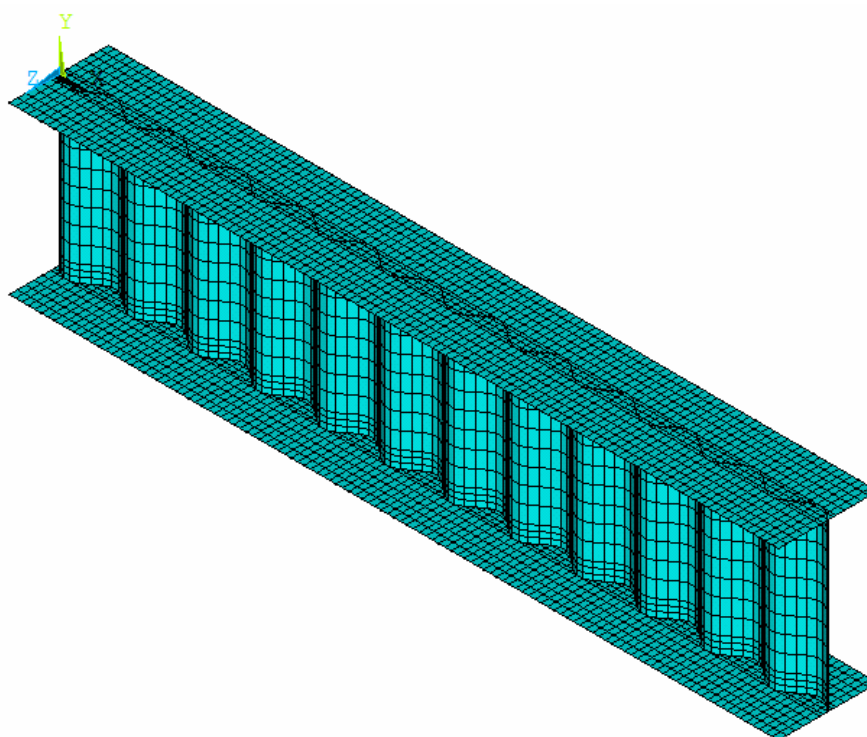


FIGURA 4.18 - Modelo do perfil I de alma senoidal - *I Sen 40 x 0,2 x 24 x 0,63*

Carregamento

Similar ao modelo de perfil I de alma plana apresentado no item 4.2.2

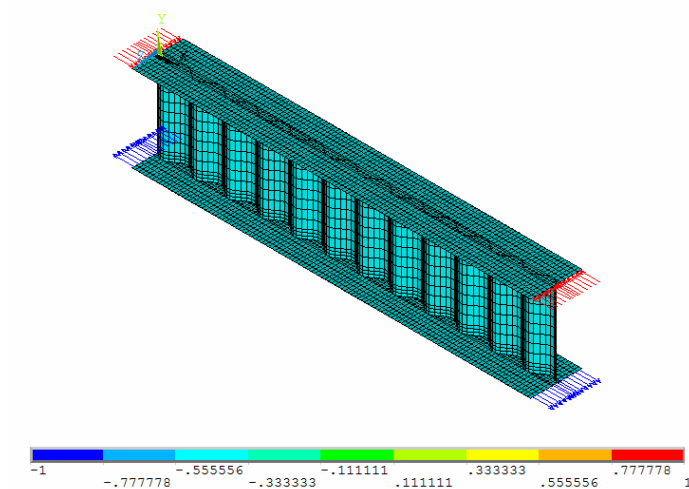


FIGURA 4.19 - Carga de referência para análise elástica do modelo em exemplo

Condições de contorno

Similares às do modelo de perfil I de alma plana apresentado no item 4.2.3

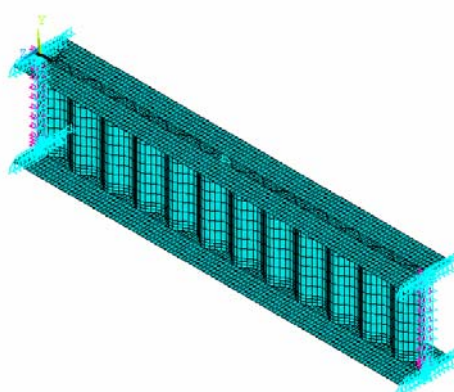


FIGURA 4.20 - Condições de contorno do modelo em exemplo

Análise elástica

Análise estática (FIG.4.21) do perfil sujeito ao carregamento de referência ($1kN/cm$ de compressão na mesa superior e tração na mesa inferior, apresentado na FIG.4.19).

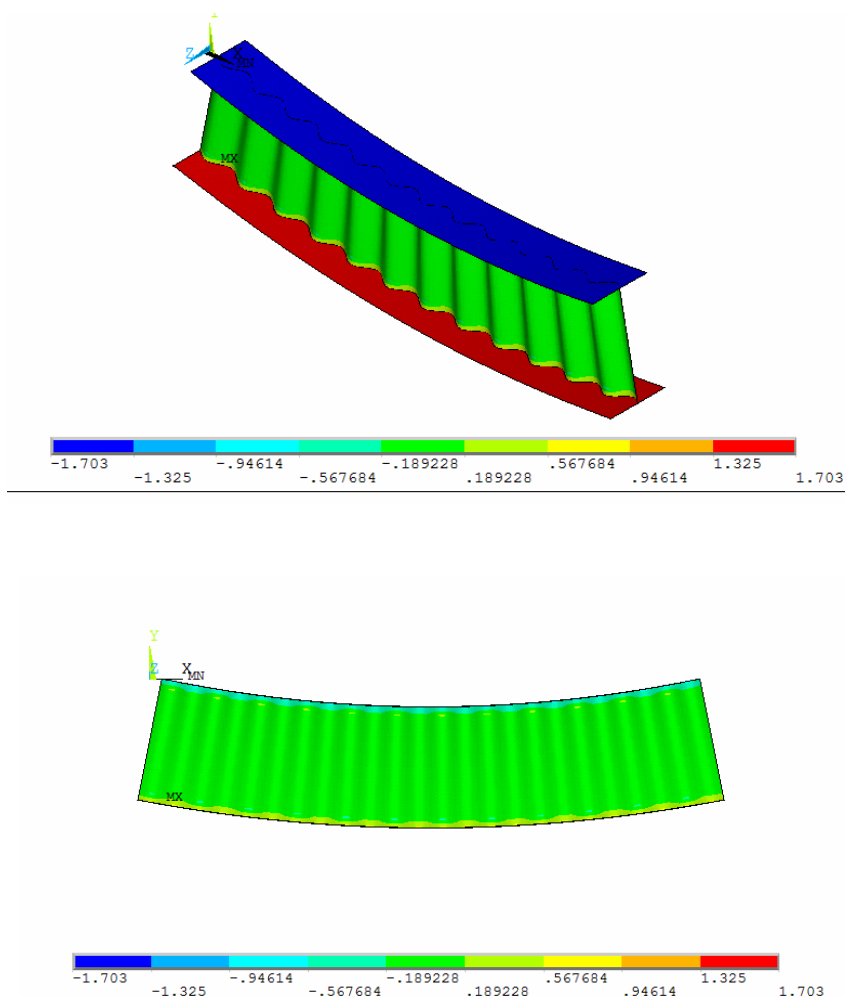


FIGURA 4.21 - Análise elástica estática do modelo em exemplo, carregado com o momento de referência (perspectiva e vista lateral)

Nota-se que no modelo de perfil I de alma senoidal a alma praticamente não absorve tensões, o que era de se esperar devido ao efeito “sanfona” propiciado pela corrugação senoidal.

Após a análise linear estática é realizada a análise de autovalor (FIG.4.22)

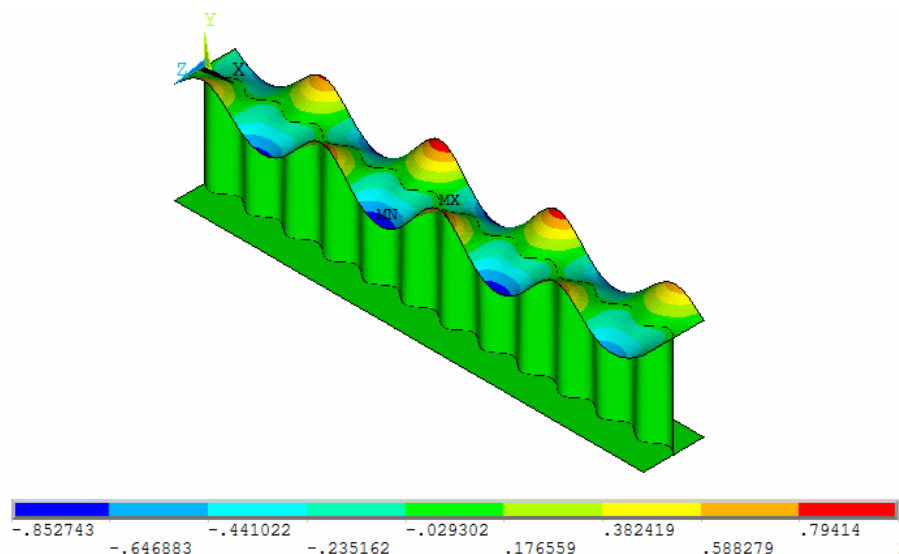


FIGURA 4.22 - Primeiro modo de flambagem do modelo em exemplo

O autovalor e o momento crítico para o perfil em análise são apresentados nas Eqs.4.11 e 4.12, respectivamente.

$$\text{Autovalor} = 32,01 \quad (4.11)$$

$$M_{cr} = 32,01 \cdot 960 = 30730 \text{ kN} \cdot \text{cm} \quad (4.12)$$

Tensões residuais

No caso do perfil de alma senoidal, para atingir o nível de tensões residuais desejado, de $10,5 \text{ kN/cm}^2$, foi necessário inserir uma variação de temperatura positiva de 90°C e negativa de -70°C , mostrada na FIG.4.23.

Para esses perfis foram aplicadas variações em apenas três linhas, no plano de cada mesa, diferentemente do caso dos perfis de alma plana, em que também foi considerada uma variação em uma linha coincidente com o eixo do perfil.

A desconsideração de tensões residuais na região vizinha ao eixo do perfil deve-se ao fato da alma praticamente não absorver tensões longitudinais.

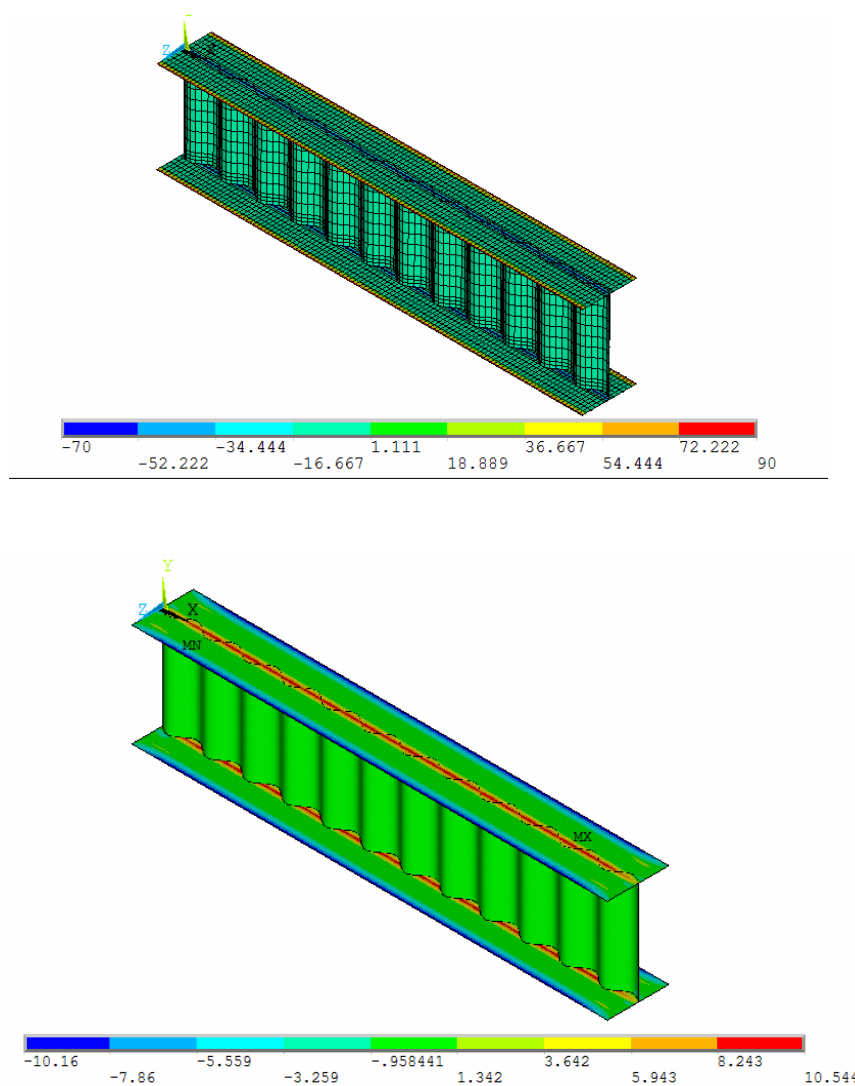
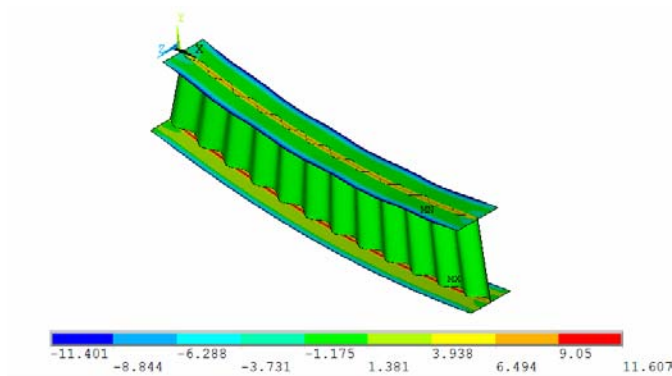


FIGURA 4.23 - Carregamento por variação de temperatura e nível de tensões residuais do modelo em exemplo

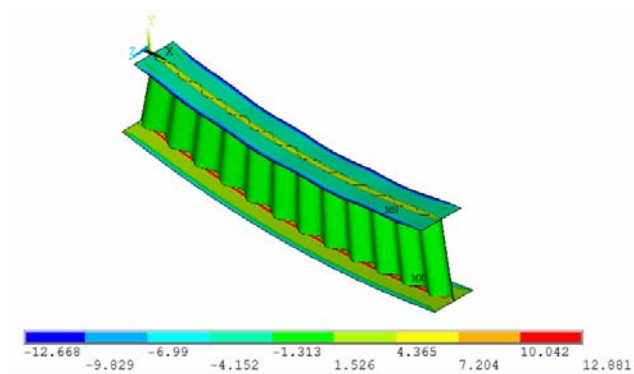
Análise Não-linear

Os resultados da análise não-linear do perfil em estudo estão apresentados na FIG.4.24.

Primeiro passo de carga = $0,037M_p$



Segundo passo de carga = $0,073M_p$



Último passo de carga = $0,900M_p$

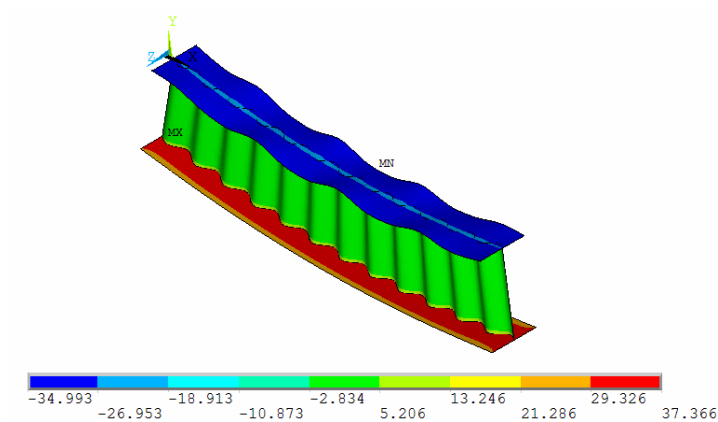


FIGURA 4.24 - Tensões na direção X do modelo em exemplo para o primeiro, segundo e último passo de carga da análise não-linear

A FIG. 4.26 apresenta o gráfico que relaciona a evolução do momento atuante normalizado (M/M_p) com o giro do nó central da alma na seção extrema do perfil (nó 968, mostrado na FIG.4.25)

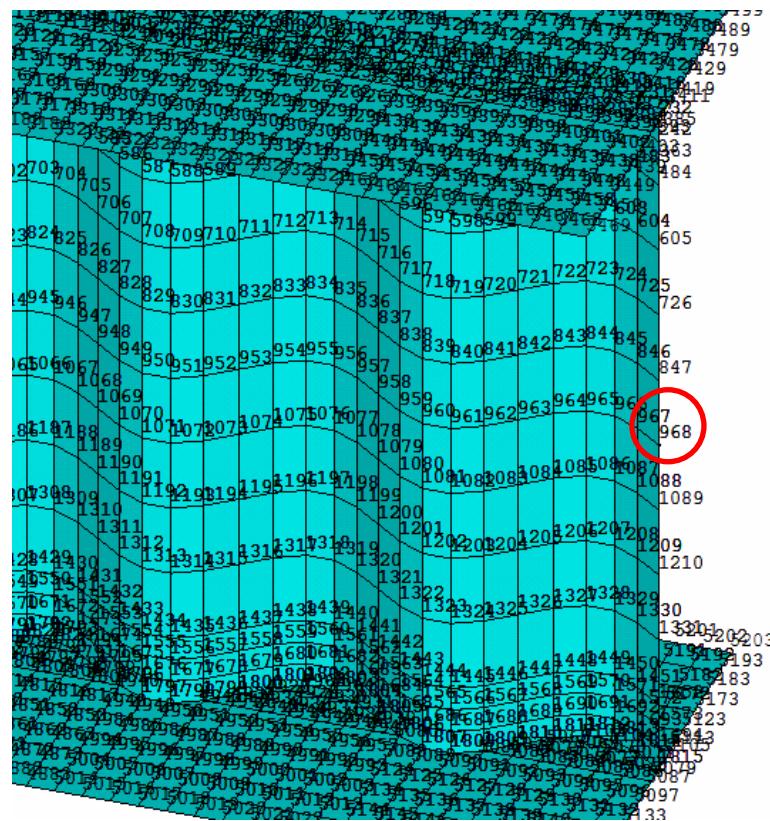


FIGURA 4.25 - Nó de referência para a curva $M/M_p \times \theta$ (nó 968) do modelo em exemplo

Verifica-se que a análise é interrompida exatamente quando se alcança a carga última. O modelo flexão-força, chega ao resultado da carga última (como se comprova no item 4.4). Contudo, não é um bom modelo para explicitar a natureza não-linear da análise.

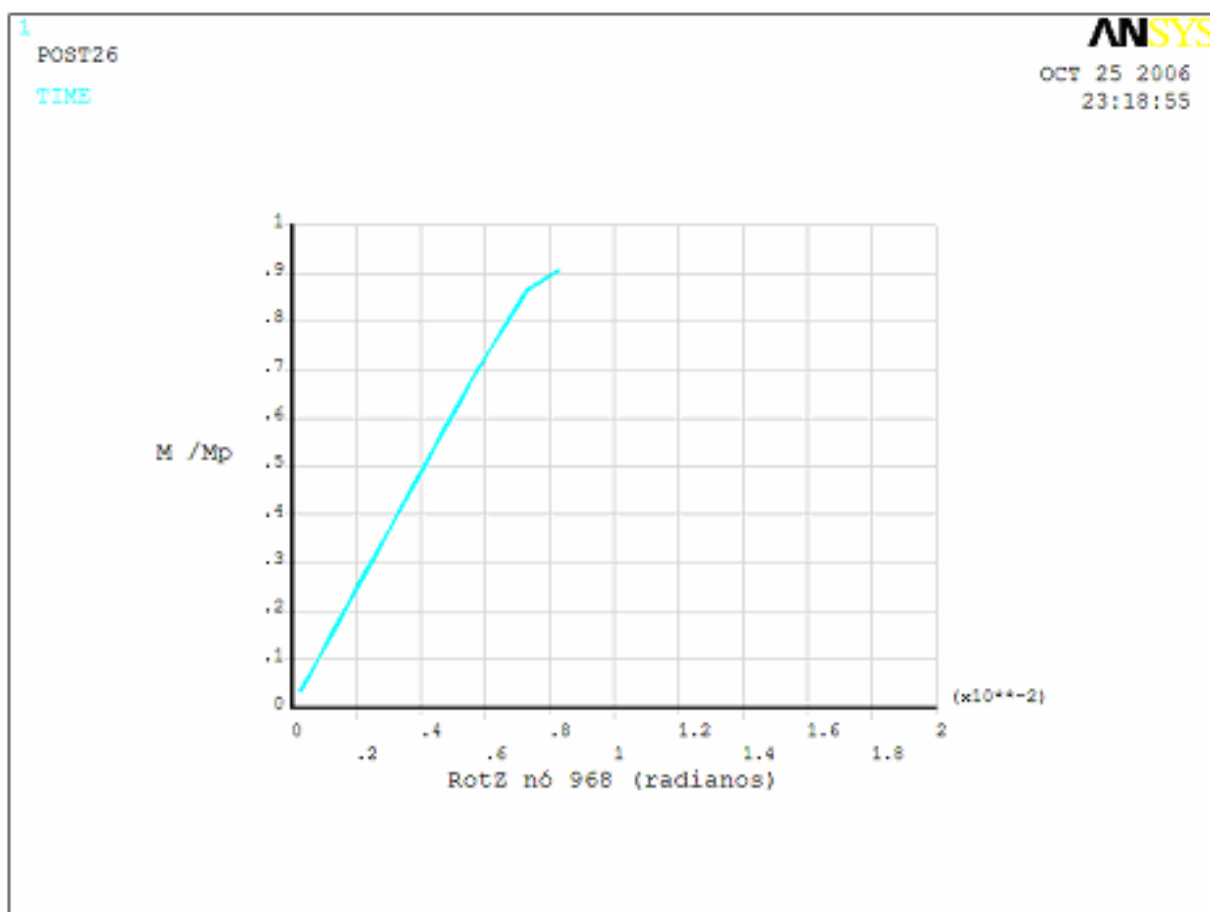


FIGURA 4.26 - Curva M/M_p x θ do nó 968 para o modelo em exemplo

4.4 - Perfil I de alma senoidal sujeito à compressão com o uso de forças impostas (pré-processador compressão-força)

Concluído o modelo do item 4.3 realizou-se um modelo equivalente com a mesma geometria *I Sen 40* ($h+t_f$) x 0,2 (t_w) x 24 (b_f) x 0,63 (t_f), porém utilizando-se o pré-processador que gera modelos submetidos a compressão pura por meio de forças externas.

Carregamento

O carregamento utilizado foi de $1kN/cm$ distribuído linearmente nas duas mesas do perfil (FIG.4.27), acarretando um carregamento de referência dado pela Eq. 4.13.

$$N_{ref}(kN) = 2 \cdot b_f \quad (4.13)$$

Para o caso específico do presente item, o carregamento de referência é de $48kN$, como mostra a Eq.4.14.

$$N_{ref} = 2 \cdot 24 = 48kN \quad (4.14)$$

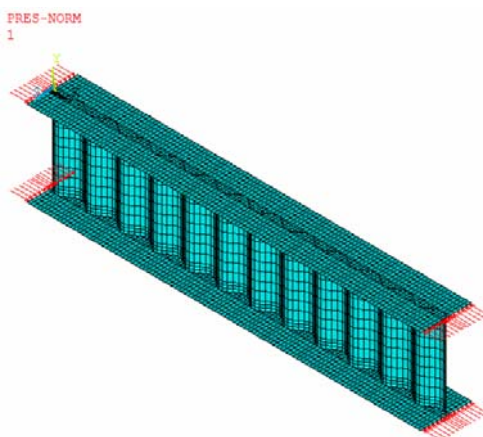


FIGURA 4.27 - Carga de referência para análise elástica do modelo em exemplo

Condições de contorno

Similares ao do modelo gerado pelo pré-processador flexão-força, item 4.2.3

Análise elástica

Com o modelo carregado, realiza-se a análise estática (FIG.4.28) e a análise de autovalor (FIG.4.29).

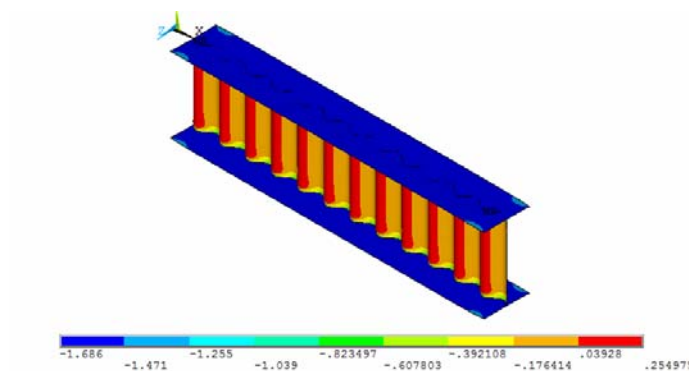


FIGURA 4.28 - Análise elástica estática do modelo em exemplo, carregado com a força de compressão de referência (perspectiva)

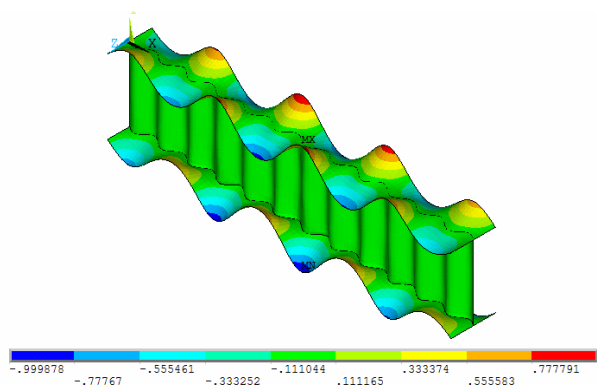


FIGURA 4.29 - Primeiro modo de flambagem do modelo em exemplo

O autovalor e força normal crítica para o perfil em análise são apresentados nas Eqs.4.15 e 4.16, respectivamente.

$$\text{Autovalor} = 31,81 \quad (4.15)$$

$$N_{cr} = 31,81 \cdot 48 = 1527kN \quad (4.16)$$

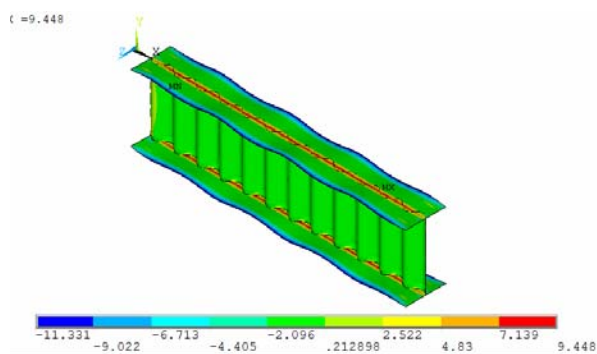
Tensões residuais

Atribuição similar à adotada no item 4.3.

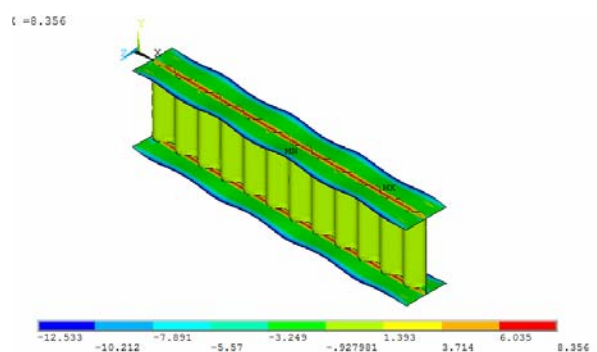
Análise Não-linear

Os resultados da análise não-linear do perfil em estudo estão apresentados na FIG.4.30.

Primeiro passo de carga = $0,037N_p$



Segundo passo de carga = $0,073N_p$



Último passo de carga = $0,900N_p$

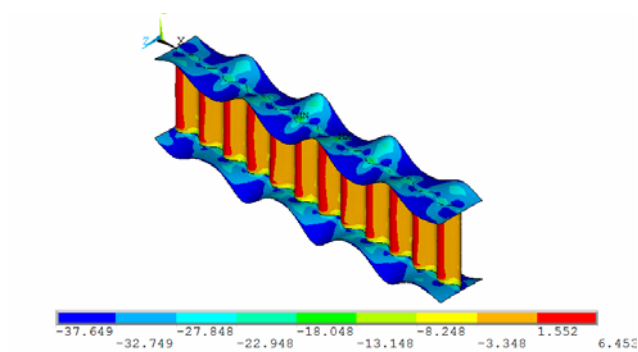
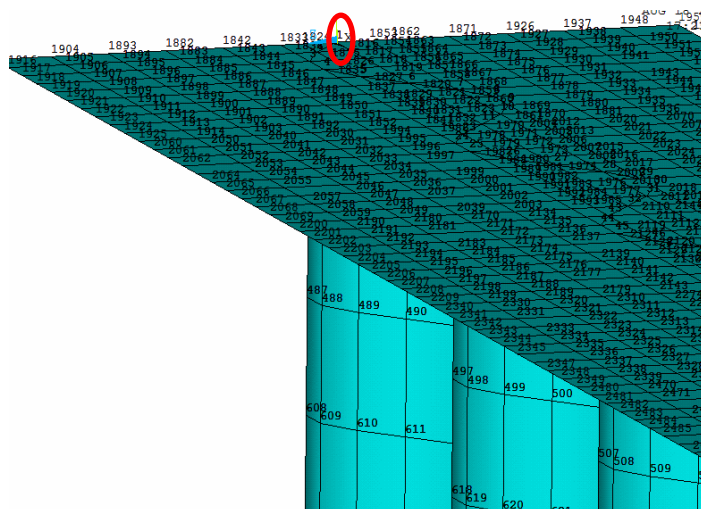
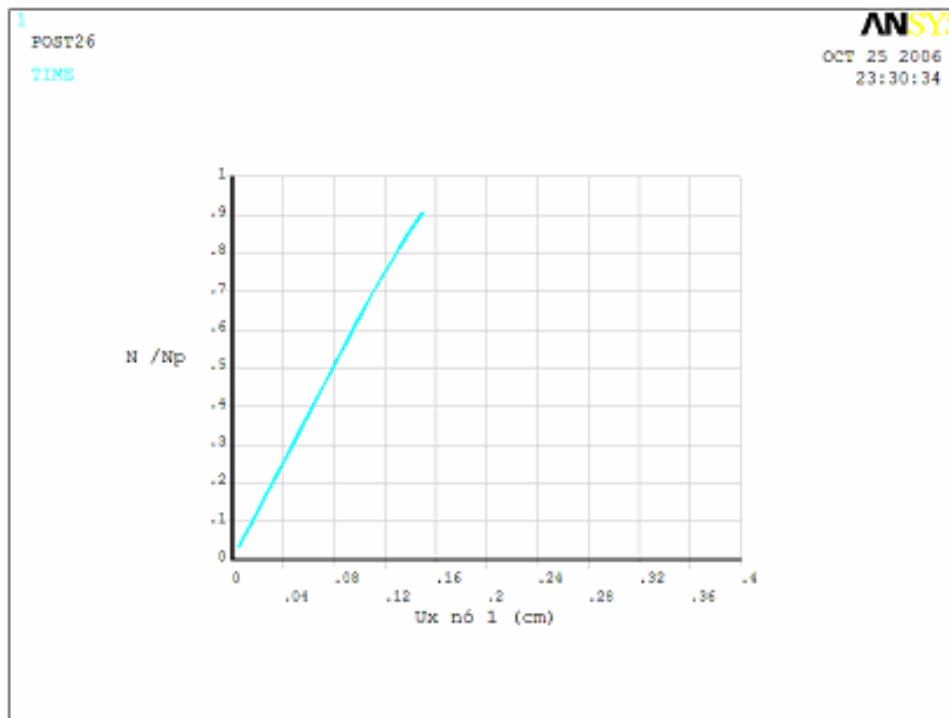


FIGURA 4.30 - Tensões na direção X do modelo em exemplo para o primeiro, segundo e último passo de carga da análise não-linear

A FIG.4.32 apresenta o gráfico que relaciona a evolução da força normal atuante normalizada (N/N_p) com o deslocamento longitudinal do nó central da mesa superior na extremidade do perfil (nó 1, mostrado na FIG.4.31)



4.31 - Nó de referência para a curva N/N_p x U_x (nó 1) do modelo em exemplo



4.32 - Curva N/N_p x U_x nó 1 para o modelo em exemplo (com forças impostas)

4.5 - Perfil I de alma senoidal sujeito à compressão com o uso de deslocamentos impostos (pré-processador compressão-deslocamento)

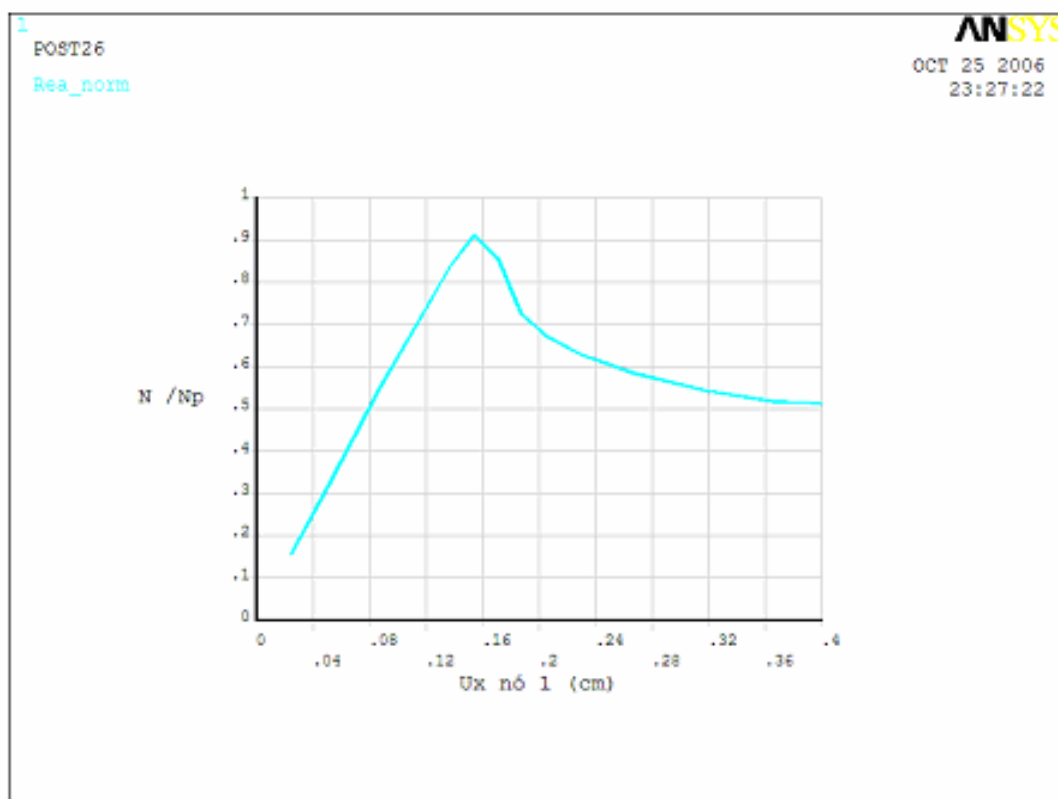
Os modelos gerados com a utilização desse pré-processador estão diretamente associados aos modelos do item 4.4. A diferença é que ao invés de se aplicar força normal de compressão na análise não-linear, serão aplicados deslocamentos na direção longitudinal do perfil nas seções extremas, gerando a compressão do mesmo. O valor do deslocamento imposto é de aproximadamente três vezes o valor do deslocamento último obtido nos modelos de compressão com forças aplicadas

Esse procedimento tem o intuito de deixar a análise numérica ir além da carga última, explicitando o comportamento do perfil após essa carga.

Para o modelo em exemplo, realizou-se a análise aplicando-se um deslocamento máximo externo de $0,45\text{cm}$ (três vezes $0,15\text{cm}$, deslocamento último do modelo compressão-força, como mostra a FIG. 4.32).

A FIG. 4.33 apresenta o gráfico que relaciona a evolução da força normal atuante normalizada (N/N_p) com o deslocamento longitudinal do nó central da mesa superior na extremidade do perfil (nó 1, mostrado na FIG.4.31), para o modelo gerado pelo pré-processador compressão-deslocamento. Observa-se que esse modelo, igualmente aos modelos gerados pelos pré-processadores flexão-força e compressão-força, apresenta uma carga última em torno de $0,90N_p$. Este fato comprova que os três pré-processadores geram modelos que conduzem ao mesmo resultado.

Para análise dos modelos via deslocamentos aplicados, gerando compressão, foi necessário intervir nos critérios de convergência do programa ANSYS, o qual apresenta um critério padrão. Esse critério é baseado na norma do vetor de diferenças entre forças externas ao modelo e forças internas do mesmo, em cada iteração da análise não-linear.



4.33 - Curva $N/N_p \times U_x$ nó 1 para o modelo em exemplo (com deslocamentos impostos)

A maneira encontrada para deixar a análise compressão-deslocamento passar pelo limite máximo de resistência e evidenciar a degenerescência do modelo (queda da curva carga \times deslocamento) foi flexibilizar esta norma, à qual foi atribuído o valor de $20kN$ para todos os modelos. Esse critério acarreta erros relativamente pequenos para os modelos com cargas últimas elevadas (i. e. modelos com carga última de compressão acima de $1000kN$), porém, para os modelos com cargas últimas pequenas (abaixo de $1000kN$), ocorrem erros maiores, que se tornam representativos na análise.

No capítulo seguinte, o qual contempla a parametrização, será melhor verificada a inter-relação entre os modelos de perfil de alma senoidal gerados pelos três pré-processadores anteriores, através da análise de diversos casos e, a partir dos resultados obtidos, será escolhido apenas um pré-processador para realização da parametrização completa dos perfis de alma senoidal.

5

PARAMETRIZAÇÃO

5.1 – Seleção dos casos

Uma vez descritos os passos das análises numéricas realizadas, apresenta-se nesta seção a parametrização adotada e os resultados obtidos.

São três os principais fatores que influenciam o fenômeno da flambagem local da mesa em perfis de alma senoidal:

- 1) Esbeltez da mesa ($\lambda = b_f / 2t_f$)

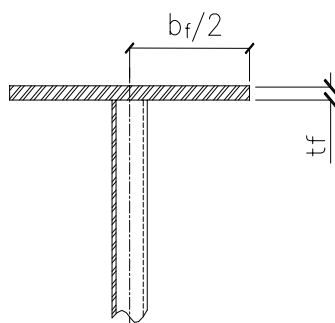


FIGURA 5.1 - Influência da relação ($b_f / 2t_f$) na FLM

2) Relação comprimento de onda / dobro da amplitude de onda (w/b_w)

Relações w/b_w elevadas acarretam em corrugações esparsas e relações w/b_w reduzidas acarretam em corrugações densas. Como já apresentado na no item 2.3.2, corrugações densas tendem a enrijecer o modelo para o fenômeno da FLM e corrugações esparsas tendem a deixar o modelo mais flexível (ver FIG.5.2).

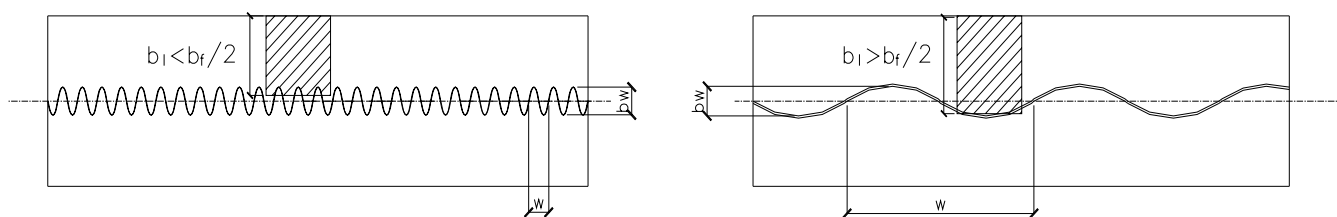


FIGURA 5.2 - Influência da relação (w/b_w) na FLM

3) Relação largura da mesa / dobro da amplitude da onda ($\lambda' = b_f/b_w$)

Introduz-se na presente seção o parâmetro λ' que corresponde à relação entre a largura da mesa e o dobro da amplitude da onda senoidal. Observa-se na FIG.5.1 que relações λ' reduzidas devem acarretar maior flexibilidade da mesa para FLM enquanto que relações λ' elevadas devem acarretar menor flexibilidade para FLM. Contudo essa suposição será melhor verificada a partir dos resultados de diversos modelos com diferentes parâmetros λ' .

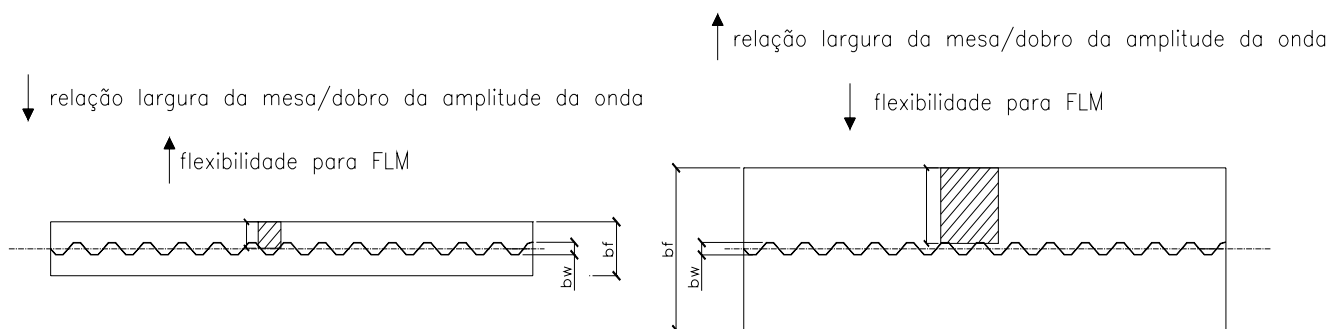


FIGURA 5.3 - Influência da relação (b_f/b_w) na FLM

A parametrização a seguir leva em consideração uma forma fixa para corrugação da alma, próxima à uma senóide com período de $15,5\text{cm}$ e amplitude de 2cm .

Sendo essa forma de corrugação fixa, a presente parametrização explicitará basicamente a influência dos fatores 1 e 3, variando-se a espessura e largura das mesas dos modelos. Sugere-se para trabalhos posteriores a consideração de outras formas de corrugação e avaliação da influência do fator 2 na FLM.

A variação da espessura da alma de $0,2\text{cm}$ para $0,3\text{cm}$ nos modelos pouco deverá influir no fenômeno da flambagem local da mesa. O enrijecimento da mesa para FLM nesses perfis ocorre muito mais pela forma da alma corrugada do que pela sua espessura. Sendo assim a parametrização irá contemplar modelos com espessura de alma de $0,2\text{cm}$ e, apenas para comprovação, alguns modelos serão analisados com espessura de alma de $0,3\text{cm}$, esperando-se resultados semelhantes. A espessura da alma nesse tipo de perfil influencia predominantemente o comportamento do mesmo quando sujeito a força cortante e efeitos localizados.

Outra característica que pouco deve influir no efeito da flambagem local da mesa nos perfis de alma senoidal é a variação da altura da alma, desde que a relação entre a altura da alma e o dobro da amplitude da onda senoidal não seja muito elevada ($h/b_w < 30$). O fato da alma não absorver tensões longitudinais praticamente elimina o fenômeno de interação entre FLM e FLA, observado em perfis I de alma plana com almas esbeltas, fazendo com que, nos perfis I de alma senoidal, a FLM ocorra como um fenômeno isolado, sem contribuição da FLA. Contudo, para efeito de comprovação, a altura da alma será parametrizada dentro dos limites da faixa de aplicação desses perfis. A interação entre a FLM e a FLT pode ocorrer nos perfis de alma senoidal, mas não será estudada aqui.

Com base nas considerações anteriores, divide-se a parametrização em quatro grupos principais. Em cada um desses grupos serão mantidos fixos os parâmetros L (comprimento do modelo, da ordem de oito vezes a largura da mesa), $h + t_f$ (distância entre os eixos de cada mesa), t_w (espessura da alma) e b_f (largura da mesa). A esbeltez

λ da mesa de cada um desses grupos será variada a partir da variação do parâmetro t_f (espessura da mesa). Sendo assim os quatro grupos principais da parametrização são:

$$\text{Grupo1: } (h + t_f) = 40\text{cm} \quad t_w = 0,2\text{cm} \quad b_f = 12,5\text{cm} \quad t_f = \text{var.} \quad L = 93\text{cm}$$

$$\text{Grupo2: } (h + t_f) = 40\text{cm} \quad t_w = 0,2\text{cm} \quad b_f = 24\text{cm} \quad t_f = \text{var.} \quad L = 186\text{cm}$$

$$\text{Grupo3: } (h + t_f) = 120\text{cm} \quad t_w = 0,2\text{cm} \quad b_f = 24\text{cm} \quad t_f = \text{var.} \quad L = 186\text{cm}$$

$$\text{Grupo4: } (h + t_f) = 120\text{cm} \quad t_w = 0,2\text{cm} \quad b_f = 35\text{cm} \quad t_f = \text{var.} \quad L = 279\text{cm}$$

Considerando o grau de engastamento elástico máximo da NBR8800, $k_c = 0,763$, têm-se os parâmetros limites de verificação da FLM conforme as Eqs.5.1 e 5.2.

$$0,38 \cdot \sqrt{\frac{20500}{35}} < \lambda_{inel} < 0,95 \cdot \sqrt{\frac{20500 \cdot 0,763}{35 - 10,5}} \quad (5.1)$$

$$9,20 < \lambda_{inel} < 24,00 \quad (5.2)$$

O valor atribuído $k_c = 0,763$, que corresponde a uma esbeltez $\lambda_r = 24$, terá sua validade verificada. Para isso será observado se os resultados numéricos dos modelos com $\lambda_r = 24$, de cada grupo, estão associados a um k_c em torno de $0,763$, considerando como largura livre metade da largura da mesa.

Será analisada, em cada grupo, uma gama de espessuras que garanta resultados nas três faixas de dimensionamento, $\lambda < \lambda_p$, $\lambda_p < \lambda < \lambda_r$, $\lambda_r < \lambda$. Sendo assim, serão analisadas esbeltezes na faixa $5 < \lambda < 35$. Valores de esbeltez fora desse limite não são usuais e raramente são adotados na prática.

As esbeltezes mínimas e máximas de cada grupo analisado são

Para o grupo 1:

$$\frac{12,5}{2 \cdot 0,95} < \lambda < \frac{12,5}{2 \cdot 0,18} \implies 6,58 < \lambda < 34,72 \quad (5.3)$$

Para os grupos 2 e 3:

$$\frac{24}{2 \cdot 1,6} < \lambda < \frac{24}{2 \cdot 0,35} \implies 7,5 < \lambda < 34,28 \quad (5.4)$$

Para o grupo 4:

$$\frac{35}{2 \cdot 1,9} < \lambda < \frac{35}{2 \cdot 0,5} \implies 9,21 < \lambda < 35 \quad (5.5)$$

Finalmente chegou-se a 11 modelos diferentes por grupo, dentro dos limites de esbeltez apresentados nas Eqs.5.3, 5.4 e 5.5, acarretando um total de 44 modelos, mostrados na FIG. 5.4.

Os grupos 2 e 3 da FIG.5.4 são importantes para a verificação da influência da altura da alma na FLM, uma vez que todos os parâmetros são iguais para esses dois casos, exceto a altura da alma.

Os quatro grupos da FIG.5.4 contemplam três esbeltezes λ' diferentes:

Grupo 1	→	$\lambda' = 12,5 / 4$	→	$\lambda' = 3,175$
Grupos 2 e 3	→	$\lambda' = 24 / 4$	→	$\lambda' = 6,000$
Grupo 4	→	$\lambda' = 35 / 4$	→	$\lambda' = 8,750$

Dessa forma será possível observar a influência desse parâmetro no fenômeno da FLM.

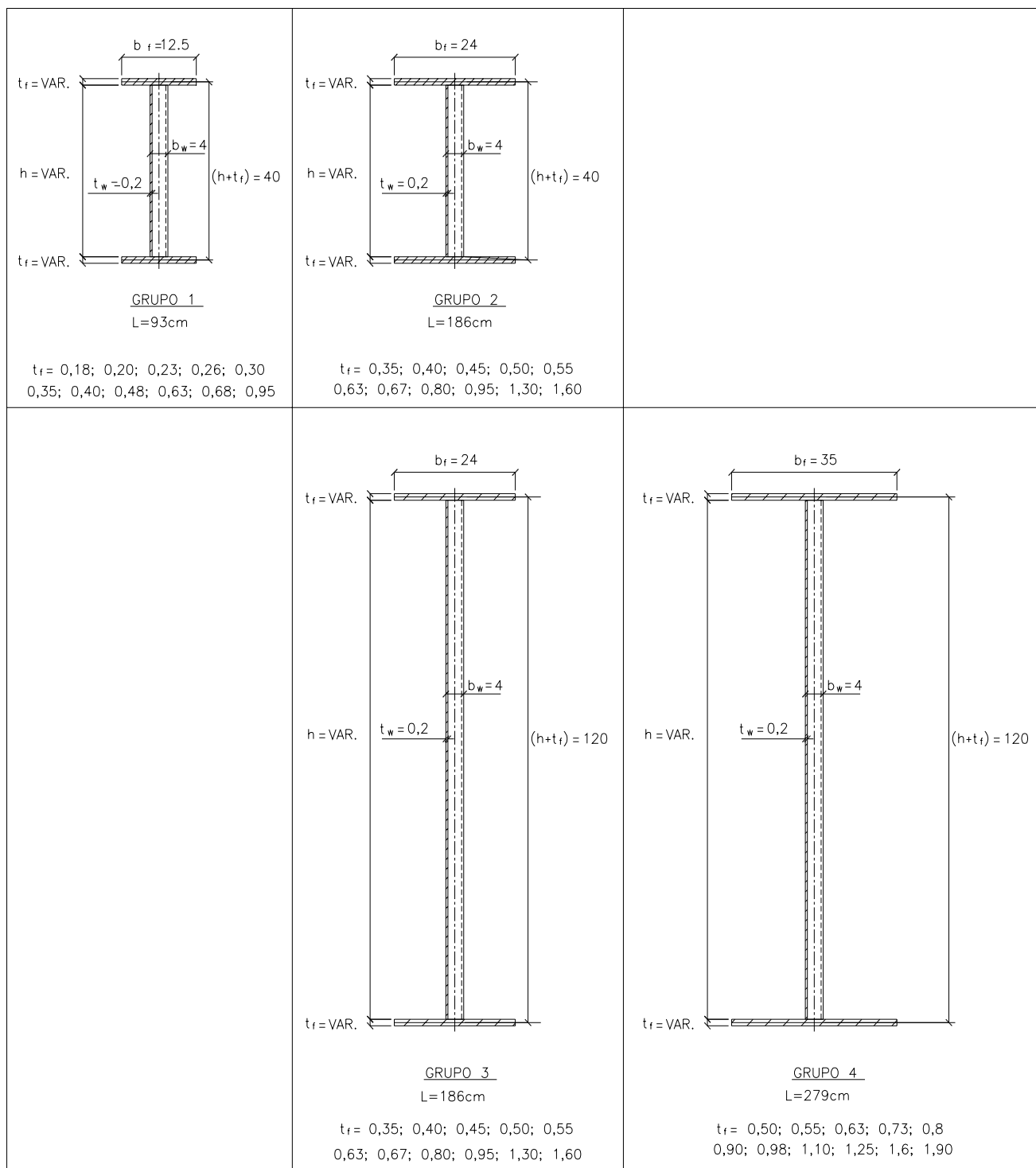


FIGURA 5.4 - Grupos de perfis do estudo paramétrico

5.2 – Seleção do pré-processador para realização das análises

Como apresentado nos capítulos 3 e 4, foram elaborados três pré-processadores diferentes para análise da FLM dos perfis de alma senoidal:

- 1 - Pré-processador flexão-força
- 2 - Pré-processador compressão-força
- 3 - Pré-processador compressão-deslocamento

Demonstrou-se como os modelos gerados por esses três pré-processadores estão relacionados entre si. O fato de a alma não absorver tensões faz com que a FLM ocorra como um efeito isolado nas mesas, sendo a diferença básica entre os modelos gerados pelos pré-processadores 1 e 2 relacionada ao fato de que, nos modelos gerados pelo pré-processador 1, apenas a mesa superior comprimida sofre flambagem, por se tratar de flexão, enquanto que nos modelos gerados do pré-processador 2, de compressão, o fenômeno ocorre simultaneamente nas duas mesas.

Os modelos com forças impostas (gerados pelos pré-processadores 1 e 2) têm a característica de interrupção da análise assim que se alcança a carga última. Já os modelos com deslocamentos impostos (gerados pelo pré-processador 3) conseguem passar pela carga última e continuar, mostrando a degenerescência do modelo. Contudo, para apresentar essa degenerescência foi necessário alterar os critérios de convergência da análise numérica acarretando erros representativos para modelos com carga última reduzida, como já comentado no item 4.5.

Com o intuito de confirmar a interligação entre os três tipos de modelos são analisados, nos três pré-processadores, os perfis com as geometrias limites e intermediária da parametrização, de cada grupo. Ou seja, três perfis de cada grupo, um com a mesa mais esbelta, outro com uma mesa de esbeltez intermediária e o outro com a mesa mais compacta, serão analisados nos três pré-processadores, sendo esperados resultados similares.

Os valores M_u/M_p das esbeltezes mínima, intermediária e máxima, de cada grupo, dos modelos gerados pelos três pré-processadores, são dados na TAB.5.1.

TABELA 5.1 - Estudo comparativo entre os três tipos de modelos gerados pelos pré-processadores flexão-força (1), compressão-força (2) e compressão-deslocamento (3)

	Mu / Mp											
	Grupo 1			Grupo 2			Grupo 3			Grupo 4		
	$\lambda=6,58$	$\lambda=20,83$	$\lambda=34,72$	$\lambda=7,5$	$\lambda=19,05$	$\lambda=34,28$	$\lambda=7,50$	$\lambda=19,05$	$\lambda=30,00$	$\lambda=9,21$	$\lambda=18,42$	$\lambda=35,00$
Modelos do pré-processador 1	1,00	0,78	0,41	1,00	0,90	0,51	1,00	0,90	0,51	1,00	0,91	0,50
Modelos do pré-processador 2	1,00	0,78	0,41	1,00	0,90	0,51	1,00	0,90	0,51	1,00	0,91	0,50
Modelos do pré-processador 3	1,00	0,91	0,46	1,00	0,91	0,54	1,00	0,91	0,53	1,00	0,93	0,55

Verifica-se, como já esperado, que não existe praticamente nenhuma diferença em termos de carga última de colapso entre os modelos gerados pelos pré-processadores 1 e 2.

O pré-processador 3 gera modelos que apresentam valores um pouco maiores para M_u nos perfis do grupo 1, e nos perfis de grandes esbeltezes dos outros três grupos. Isto se deve ao fato de que, para os modelos analisados via aplicação de deslocamentos, foi necessário flexibilizar o critério de convergência do programa ANSYS. Como os perfis do grupo 1 e os perfis de grandes esbeltezes dos outros três grupos apresentam cargas últimas de compressão reduzidas (de $200kN$ a $600kN$), a flexibilização acarretou erros representativos (3% a 10%).

Para os modelos com cargas últimas de compressão acima de $1000kN$, a flexibilização adotada para o critério de convergência pouco interferiu na diferença entre os valores das cargas últimas dos modelos 1, 2 e 3, ressaltando-se que, para os modelos 1 e 2, foi

adotado o critério de convergência padrão do ANSYS na análise não-linear, que é extremamente rigoroso.

Analisando-se os resultados obtidos conclui-se que as melhores opções para realização da parametrização são os modelos gerados pelos pré-processadores 1 e 2, sendo suficiente a escolha de apenas um deles, uma vez que os mesmos apresentam cargas últimas idênticas. Esses modelos são mais representativos uma vez que utilizam o critério de convergência padrão do ANSYS, com erros reduzidos, e ainda assim conseguem alcançar a carga última de colapso do modelo, como verificado pelos modelos gerados pelo pré-processador 3 com cargas últimas elevadas.

Sendo assim, a parametrização a seguir irá contemplar modelos numéricos de perfis de alma senoidal submetidos a flexão pura, com momentos fletores aplicados nas seções de extremidade, gerados com o uso do pré-processador 1 (flexão-força),

5.3 – Resultados

Uma vez selecionados os casos da parametrização e o pré-processador utilizado para geração dos modelos, apresentam-se os resultados obtidos.

Para cada grupo principal são apresentados dois gráficos, cada um contendo os resultados da análise elástica, os resultados da análise não-linear, e duas curvas M_w/M_p x λ . As curvas são associadas ao procedimento da NBR 8800 para verificação de perfis I de alma plana, uma considerando um parâmetro $k_c=0,763$ (valor máximo recomendado pela norma) e a outra considerando um parâmetro $k_c=0,425$ (correspondente a uma rótula ideal na interface mesa-alma). O primeiro gráfico apresenta os resultados da análise numérica considerando-se a largura média da mesa na determinação de sua esbeltez. O segundo gráfico apresenta os resultados da análise numérica considerando a redução de esbeltez recomendada pela fabricante de perfis de alma senoidal Zeman, no valor de $\lambda=(b_f/2-1,1cm)/t_f$. Uma vez que a fabricante, em seu processo de cálculo, considera um $k_c=0,425$ para condição de contorno da mesa, associado a essa esbeltez

reduzida, esse segundo gráfico será denominado de procedimento da Zeman adaptado para NBR8800.

Para efeito de esclarecimento apresentam-se algumas considerações. A utilização de uma esbeltez de mesa reduzida acarreta um valor de resistência maior na curva da NBR8800 do que o recomendado pela norma (que considera a semilargura da mesa na determinação da sua esbeltez). Quanto menor a esbeltez de uma mesa, maior será a sua capacidade resistente para ocorrência da FLM. Sendo assim, para apresentar o procedimento da Zeman, adaptado para NBR8800, utiliza-se a curva da NBR 8800, considerando-se um parâmetro $k_c=0,425$, e inserem-se os pontos da análise numérica em uma esbeltez λ menor que a esbeltez da semi-mesa considerada nos gráficos das FIGS. 5.5, 5.7, 5.9 e 5.11. Essa consideração, como mostram os gráficos das FIGS. 5.6, 5.8, 5.10 e 5.12, fazem com que todos os pontos da análise numérica caminhem na direção da redução da esbeltez, explicitando o ganho de resistência na comparação com a curva da norma.

Para a curva da norma, considerando um parâmetro $k_c=0,763$, os limites de esbeltez são dados pelas Eqs.5.6 e 5.7.

$$0,38 \cdot \sqrt{\frac{20500}{35}} < \lambda_{inel} < 0,95 \cdot \sqrt{\frac{20500 \cdot 0,763}{35 - 10,5}} \quad (5.6)$$

$$9,20 < \lambda_{inel} < 24,00 \quad (5.7)$$

O valor do momento crítico, considerando um parâmetro $k_c=0,763$, é dado pela Eq.5.8.

$$M_{cr} = 0,69 \cdot \frac{E}{\lambda^2} \cdot W \quad (5.8)$$

Para a curva da norma, considerando um parâmetro $k_c=0,425$, os limites de esbeltez são dados pelas Eqs.5.9 e 5.10.

$$0,38 \cdot \sqrt{\frac{20500}{35}} < \lambda_{inel} < 0,95 \cdot \sqrt{\frac{20500 \cdot 0,425}{35 - 10,5}} \quad (5.9)$$

$$9,20 < \lambda_{inel} < 17,91 \quad (5.10)$$

O valor do momento crítico, considerando um parâmetro $k_c=0,425$, é dado pela Eq.5.11.

$$M_{cr} = 0,38 \cdot \frac{E}{\lambda^2} \cdot W \quad (5.11)$$

Nos itens 5.3.1, 5.3.2, 5.3.3 e 5.3.4 apresentam-se os resultados obtidos nos grupos 1, 2, 3 e 4 respectivamente.

5.3.1 – Grupo 1

No grupo 1, as propriedades geométricas e os momentos plásticos dos modelos analisados estão na TAB.5.2. Os valores de resistência propostos pela NBR 8800, utilizando $k_c=0,763$, estão na TAB.5.3. Os valores de resistência propostos pela NBR 8800, utilizando $k_c=0,425$, estão na TAB.5.4. Os resultados obtidos pela análise linear estão na TAB.5.5 e os resultados obtidos pela análise não-linear estão na TAB.5.6. A FIG.5.5 apresenta um gráfico contendo as duas curvas da NBR 8800 (TAB.5.3 e TAB.5.4), os resultados da análise linear (TAB.5.5), considerando na determinação da esbeltez da mesa a sua semi-largura, e os resultados da análise não-linear (TAB.5.6),

também considerando na determinação da esbeltez da mesa a sua semi-largura. A FIG.5.6 apresenta um gráfico contendo as duas curvas da NBR 8800 (TAB.5.3 e TAB.5.4), os resultados da análise linear (TAB.5.5), considerando na determinação da esbeltez da mesa a largura reduzida proposta pela Zeman, e os resultados da análise não-linear (TAB.5.6), também considerando na determinação da esbeltez da mesa a largura reduzida proposta pela Zeman.

TABELA 5.2 - Propriedades geométricas e momento plástico dos perfis de alma senoidal (Grupo 1)

Propriedades geométricas e momento plástico - Grupo 1												
h+tf (cm)	40											
tw (cm)	0,2											
L = 8xbf (múlt. 31cm)	93											
bf (cm)	12,5											
bf/2 (cm)	6,25											
Esbeltez Limite				λ_r (kc=0,763)				λ_r (kc=0,425)				λ_p
Caso	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	
tf (cm)	0,18	0,20	0,23	0,26	0,30	0,35	0,40	0,48	0,63	0,68	0,95	
λ	34,72	31,25	27,17	24,00	20,83	17,91	15,63	13,16	9,92	9,20	6,58	
λ reduzido $\lambda_s=(bf/2-1,1)/tf$	28,61	25,75	22,39	19,78	17,17	14,71	12,88	10,84	8,17	7,58	5,42	
h (cm)	39,82	39,80	39,77	39,74	39,70	39,65	39,60	39,53	39,37	39,32	39,05	
A (cm ²)	4,50	5,00	5,75	6,51	7,50	8,73	10,00	11,88	15,75	16,98	23,75	
I (cm ⁴)	1800	2000	2300	2604	3000	3490	4000	4750	6300	6794	9500	
Weixoflange (cm ³)	90	100	115	130	150	175	200	238	315	340	475	
Mp (kNxm)	3150	3500	4025	4557	5250	6108	7000	8313	11025	11889	16625	

TABELA 5.3 - Valores de resistência propostos pela NBR 8800 considerando $k_c=0,763$ (Grupo 1)

CURVA NBR 8800 ($k_c=0,763$)												
				λ_r							λ_p	
Caso	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	
tf (cm)	0,18	0,20	0,23	0,26	0,30	0,35	0,40	0,48	0,63	0,68	0,95	
λ	34,72	31,25	27,17	24,00	20,83	17,91	15,63	13,16	9,92	9,20	6,58	
kc NBR	0,763	0,763	0,763	0,763								
Mu (kN*cm)	1051	1442	2192	3182	4012	5029	6088	7646	10864	11889	16625	
Mu/Mp	0,33	0,41	0,54	0,70	0,76	0,82	0,87	0,92	0,99	1,00	1,00	

TABELA 5.4 - Valores de resistência propostos pela NBR 8800 considerando $k_c=0,425$ (Grupo 1)

CURVA NBR 8800 ($k_c=0,425$)												
						λ_r					λ_p	
Caso	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	
tf (cm)	0,18	0,20	0,23	0,26	0,30	0,35	0,40	0,48	0,63	0,68	0,95	
λ	34,72	31,25	27,17	24,00	20,83	17,91	15,63	13,16	9,92	9,20	6,58	
kc NBR	0,425	0,425	0,425	0,425	0,425	0,425						
Mu (kN*cm)	585	803	1221	1772	2710	4278	5451	7179	10751	11889	16625	
Mu/Mp	0,19	0,23	0,30	0,39	0,52	0,70	0,78	0,86	0,98	1,00	1,00	

TABELA 5.5 - Resultados obtidos na análise numérica elástica de autovalor (Grupo 1)

Análise Numérica Elástica												
				λ_r							λ_p	
Caso	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	
tf (cm)	0,18	0,20	0,23	0,26	0,30	0,35	0,40	0,48	0,63	0,68	0,95	
λ	34,72	31,25	27,17	24,00	20,83	17,91	15,63	13,16	9,92	9,20	6,58	
λ reduzido	28,61	25,75	22,39	19,78	17,17	14,71	12,88	10,84	8,17	7,58	5,42	
Mref (kN*cm)	500	500	500	500	500	500	500	500	500	500	500	
Autovalor	3,10	4,13	6,02	8,33	12,13	18,10	25,60	40,08	84,87	104,06	245,22	
Mu (kN*cm)	1550	2065	3009	4166	6065	9050	12800	20039	42435	52030	122610	
kc num.	1,13	1,09	1,05	1,00								
Mu/Mp	0,49	0,59	0,75	0,91	1,16	1,48	1,83	2,41	3,85	4,38	7,38	

TABELA 5.6 - Resultados obtidos na análise numérica não-linear (Grupo 1)

Análise Numérica Não-linear												
				λ_r							λ_p	
Caso	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	
tf (cm)	0,18	0,20	0,23	0,26	0,30	0,35	0,40	0,48	0,63	0,68	0,95	
λ	34,72	31,25	27,17	24,00	20,83	17,91	15,63	13,16	9,92	9,20	6,58	
λ reduzido	28,61	25,75	22,39	19,78	17,17	14,71	12,88	10,84	8,17	7,58	5,42	
Mu (kN*cm)	1292	1645	2375	3099	4095	5252	6300	7897	11025	11889	16625	
kc num. eq.	0,94	0,87	0,83	0,74								
MuMp	0,41	0,47	0,59	0,68	0,78	0,86	0,90	0,95	1,00	1,00	1,00	

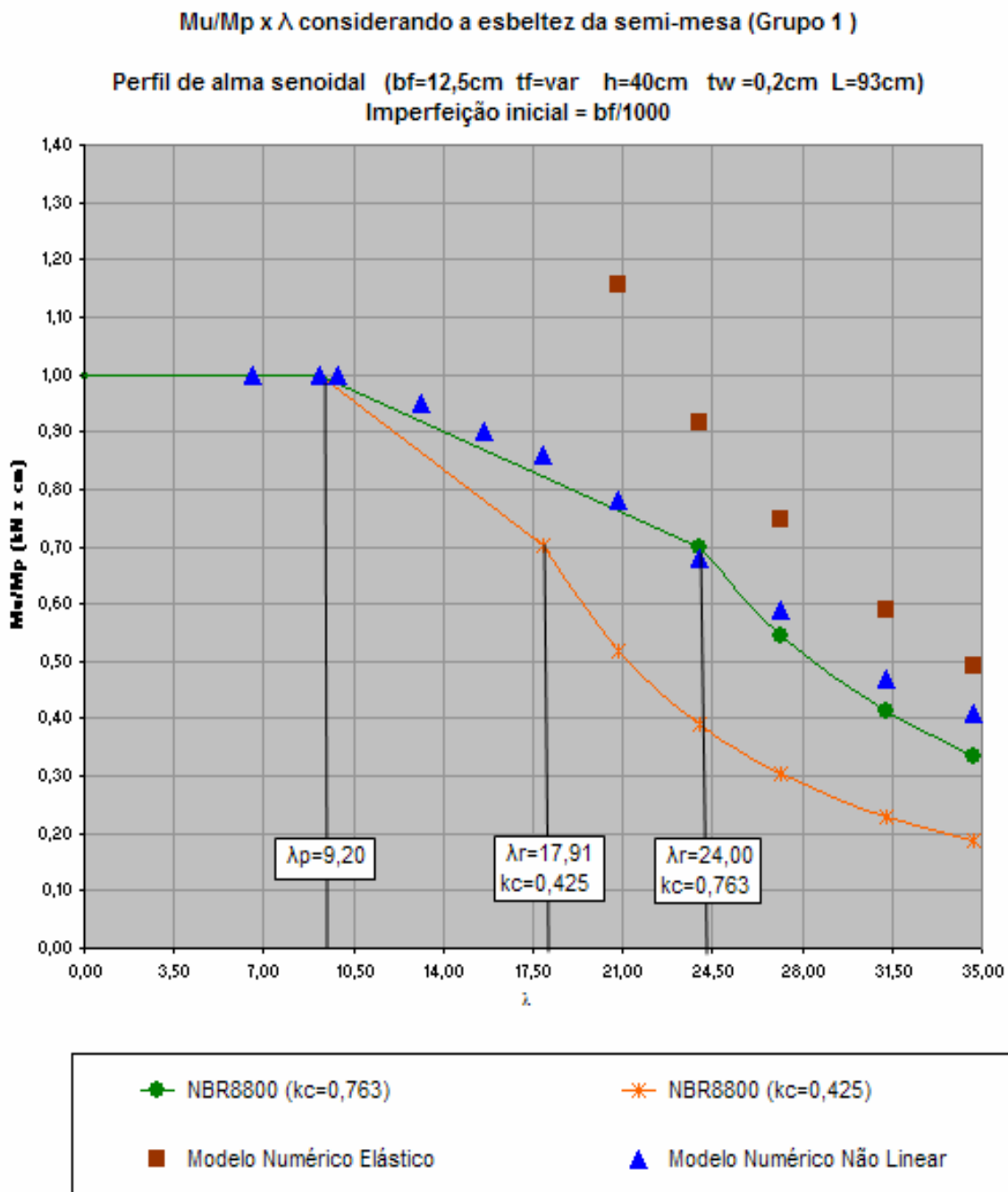


FIGURA 5.5 - Curvas M_u/M_p x λ da NBR 8800 e resultados numéricos considerando a semi-largura da mesa na determinação da sua esbeltez (Grupo 1)

$M_u/M_p \times \lambda$ considerando a redução de esbelteza da mesa da Zeman (Grupo 1)

Perfil de alma senoidal (bf=12,5cm tf=var h=40cm tw=0,2cm L=93cm)
Imperfeição inicial = bf/1000

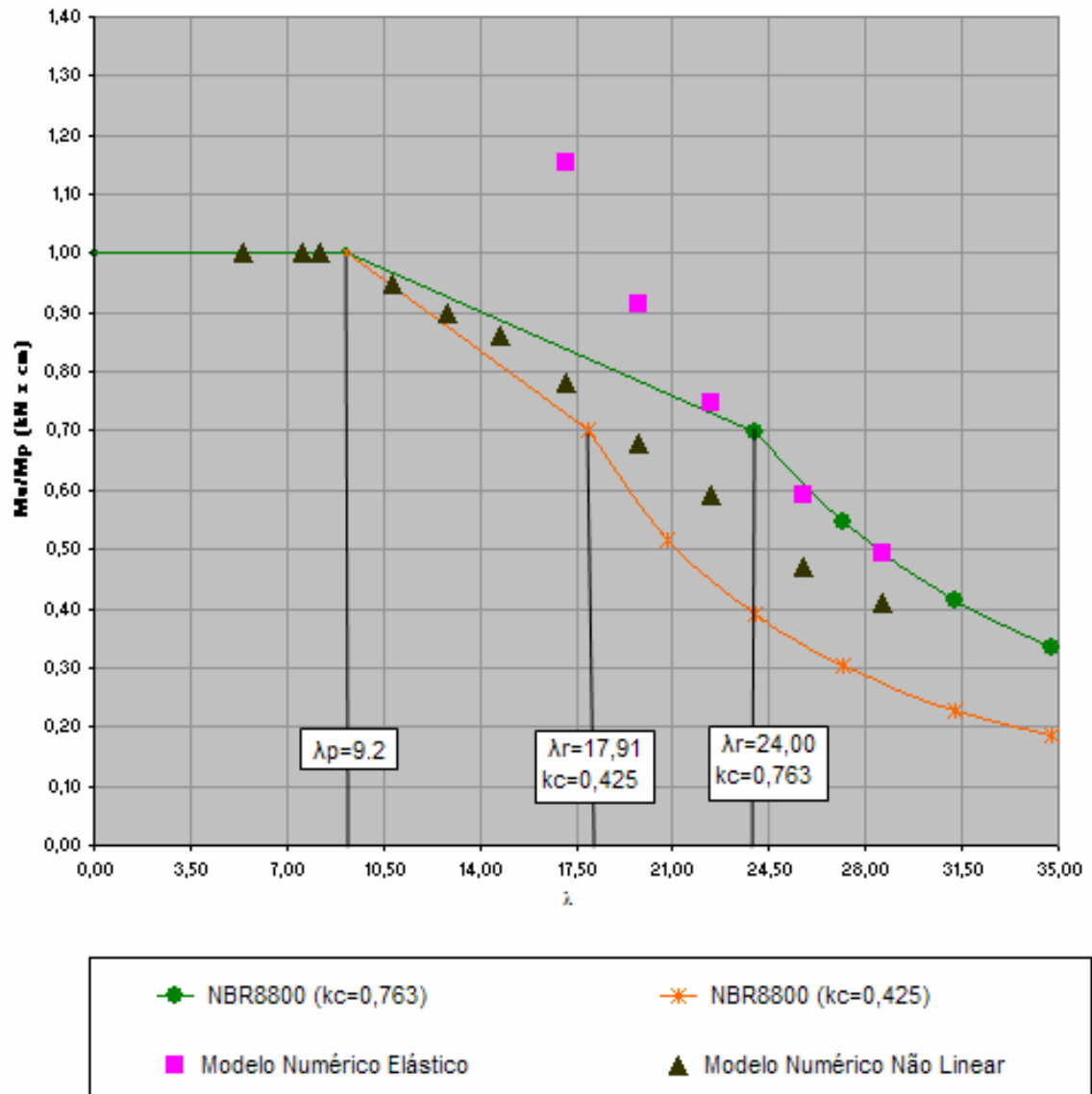


FIGURA 5.6 - Curvas $M_u/M_p \times \lambda$ da NBR 8800 e resultados numéricos considerando, na determinação da esbelteza da mesa, a largura reduzida proposta pela Zeman (Grupo 1)

5.3.2 – Grupo 2

No grupo 2, as propriedades geométricas e os momentos plásticos dos modelos analisados estão na TAB.5.7. Os valores de resistência propostos pela NBR 8800, utilizando $k_c=0,763$, estão na TAB.5.8. Os valores de resistência propostos pela NBR 8800, utilizando $k_c=0,425$, estão na TAB.5.9. Os resultados obtidos pela análise linear estão na TAB.5.10 e os resultados obtidos pela análise não-linear estão na TAB.5.11. A FIG.5.7 apresenta um gráfico contendo as duas curvas da NBR 8800 (TAB.5.8 e TAB.5.9), os resultados da análise linear (TAB.5.10), considerando na determinação da esbeltez da mesa a sua semilargura, e os resultados da análise não-linear (TAB.5.11), também considerando na determinação da esbeltez da mesa a sua semilargura. A FIG.5.8 apresenta um gráfico contendo as duas curvas da NBR 8800 (TAB.5.8 e TAB.5.9), os resultados da análise linear (TAB.5.10), considerando na determinação da esbeltez da mesa a largura reduzida proposta pela Zeman, e os resultados da análise não-linear (TAB.5.11), também considerando na determinação da esbeltez da mesa a largura reduzida proposta pela Zeman.

TABELA 5.7 - Propriedades geométricas e momento plástico dos perfis de alma senoidal (Grupo 2)

Propriedades geométricas e momento plástico - Grupo 2												
h+tf (cm)	40											
tw (cm)	0,2											
L = 8xbf (múlt. 31cm)	186											
bf (cm)	24											
bf/2 (cm)	12											
Esbeltez Limite				λ_r (kc=0,763)				λ_r (kc=0,425)				λ_p
Caso	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	
tf (cm)	0,35	0,40	0,45	0,50	0,55	0,63	0,67	0,80	0,95	1,30	1,60	
λ	34,29	30,00	26,67	24,00	21,82	19,05	17,91	15,00	12,63	9,20	7,50	
λ reduzido $\lambda_r=(bf/2-1,1)/tf$	31,14	27,25	24,22	21,80	19,82	17,30	16,27	13,63	11,47	8,36	6,81	
h (cm)	39,65	39,60	39,55	39,50	39,45	39,37	39,33	39,20	39,05	38,70	38,40	
A (cm ²)	16,80	19,20	21,60	24,00	26,40	30,24	32,16	38,40	45,60	62,59	76,80	
I (cm ⁴)	6720	7680	8640	9600	10560	12096	12864	15360	18240	25037	30720	
W eixoflange (cm ³)	336	384	432	480	528	605	643	768	912	1252	1536	
Mp (kNxcn)	11760	13440	15120	16800	18480	21168	22512	26880	31920	43814	53760	

TABELA 5.8 - Valores de resistência propostos pela NBR 8800 considerando $k_c=0,763$ (Grupo 2)

CURVA NBR 8800 ($k_c=0,763$)												
				λ_r							λ_p	
Caso	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	
tf (cm)	0,35	0,40	0,45	0,50	0,55	0,63	0,67	0,80	0,95	1,30	1,60	
λ	34,29	30,00	26,67	24,00	21,82	19,05	17,91	15,00	12,63	9,20	7,50	
kc NBR	0,763	0,763	0,763	0,763								
Mu (kN*cm)	4024	6006	8552	11731	13753	16943	18538	23721	29701	43814	53760	
Mu/Mp	0,34	0,45	0,57	0,70	0,74	0,80	0,82	0,88	0,93	1,00	1,00	

TABELA 5.9 - Valores de resistência propostos pela NBR 8800 considerando $k_c=0,425$ (Grupo 2)

CURVA NBR 8800 ($k_c=0,425$)													
							λ_r					λ_p	
Caso	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22		
tf (cm)	0,35	0,40	0,45	0,50	0,55	0,63	0,67	0,80	0,95	1,30	1,60		
λ	34,29	30,00	26,67	24,00	21,82	19,05	17,91	15,00	12,63	9,20	7,50		
kc NBR	0,425	0,425	0,425	0,425	0,425	0,425	0,425						
Mu (kN*cm)	2241	3346	4764	6534	8697	13071	15722	21511	28149	43814	53760		
Mu/Mp	0,19	0,25	0,32	0,39	0,47	0,62	0,70	0,80	0,88	1,00	1,00		

TABELA 5.10 - Resultados obtidos na análise numérica elástica de autovalor (Grupo 2)

Análise Numérica Elástica												
				λ_r							λ_p	
Caso	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	
tf (cm)	0,35	0,40	0,45	0,50	0,55	0,63	0,67	0,80	0,95	1,30	1,60	
λ	34,29	30,00	26,67	24,00	21,82	19,05	17,91	15,00	12,63	9,20	7,50	
λ reduzido	31,14	27,25	24,22	21,80	19,82	17,30	16,27	13,63	11,47	8,36	6,81	
Mref (kN*cm)	960	960	960	960	960	960	960	960	960	960	960	
Autovalor	6,40	9,22	12,71	17,00	21,99	31,81	37,52	59,72	93,05	202,20	334,66	
Mu (kN*cm)	6144	8851	12202	16320	21110	30538	36019	57331	89328	194112	321274	
kc num.	1,17	1,12	1,09	1,06								
Mu/Mp	0,52	0,66	0,81	0,97	1,14	1,44	1,60	2,13	2,80	4,43	5,98	

TABELA 5.11 - Resultados obtidos na análise numérica não-linear (Grupo 2)

Análise Numérica Não-linear												
				λ_r							λ_p	
Caso	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	
tf (cm)	0,35	0,40	0,45	0,50	0,55	0,63	0,67	0,80	0,95	1,30	1,60	
λ	34,29	30,00	26,67	24,00	21,82	19,05	17,91	15,00	12,63	9,20	7,50	
λ reduzido	31,14	27,25	24,22	21,80	19,82	17,30	16,27	13,63	11,47	8,36	6,81	
Mu (kN*cm)	5998	8064	9828	12264	15154	19051	20711	26342	31920	43814	53760	
kc num. eq.	1,14	1,02	0,88	0,80								
MuMp	0,51	0,60	0,65	0,73	0,82	0,90	0,92	0,98	1,00	1,00	1,00	

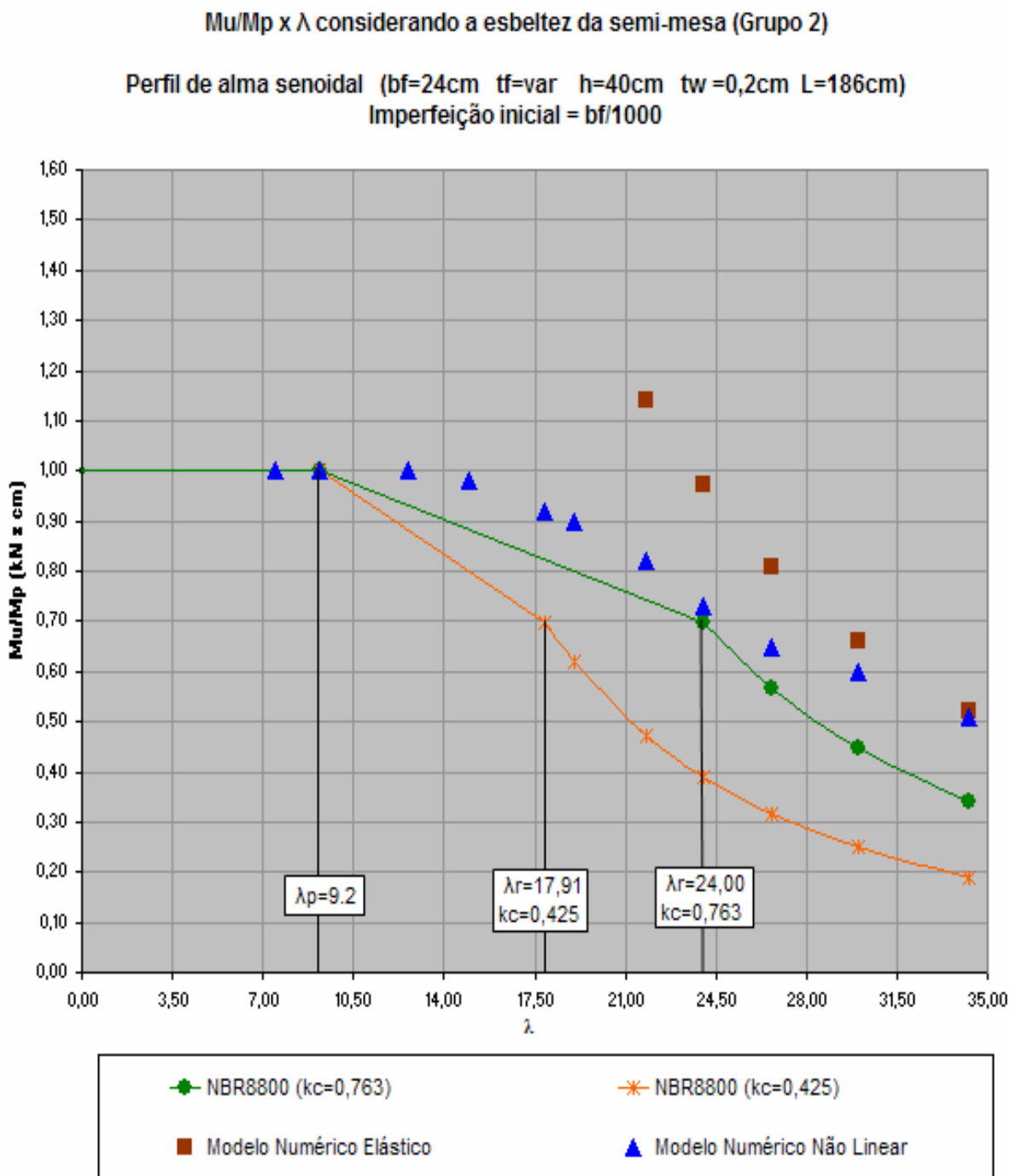


FIGURA 5.7 - Curvas M_u / M_p x λ da NBR 8800 e resultados numéricos considerando a semi-largura da mesa na determinação da sua esbeltez (Grupo 2)

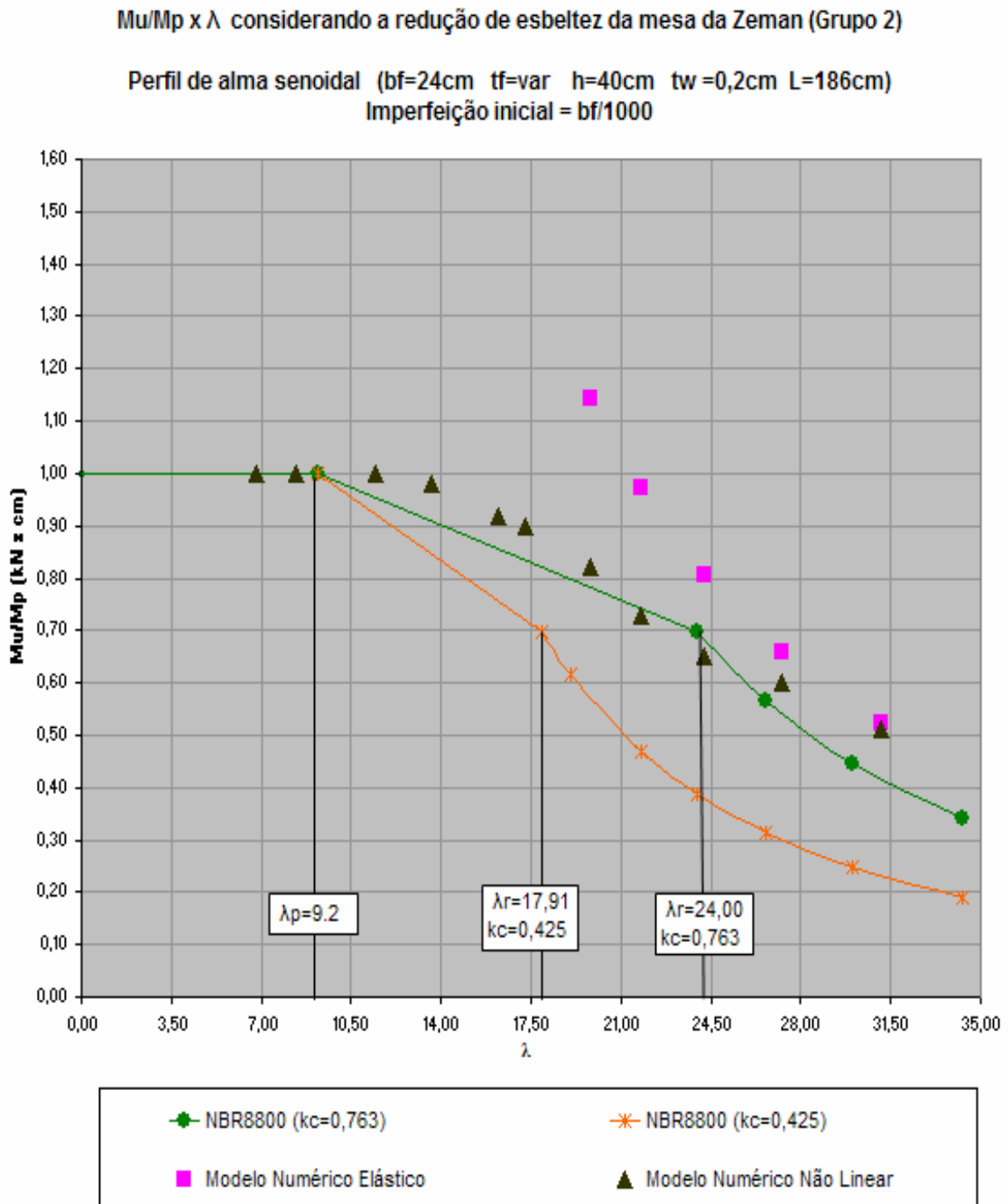


FIGURA 5.8 - Curvas $M_u/M_p \times \lambda$ da NBR 8800 e resultados numéricos considerando, na determinação da esbeltez da mesa, a largura reduzida proposta pela Zeman (Grupo 2)

5.3.3 – Grupo 3

No grupo 3, as propriedades geométricas e os momentos plásticos dos modelos analisados estão na TAB.5.12. Os valores de resistência propostos pela NBR 8800, utilizando $k_c=0,763$, estão na TAB.5.13. Os valores de resistência propostos pela NBR 8800, utilizando $k_c=0,425$, estão na TAB.5.14. Os resultados obtidos pela análise linear estão na TAB.5.15 e os resultados obtidos pela análise não-linear estão na TAB.5.16. A FIG.5.9 apresenta um gráfico contendo as duas curvas da NBR 8800 (TAB.5.13 e TAB.5.14), os resultados da análise linear (TAB.5.15), considerando na determinação da esbeltez da mesa a sua semilargura, e os resultados da análise não-linear (TAB.5.16), também considerando na determinação da esbeltez da mesa a sua semilargura. A FIG.5.10 apresenta um gráfico contendo as duas curvas da NBR 8800 (TAB.5.13 e TAB.5.14), os resultados da análise linear (TAB.5.15), considerando na determinação da esbeltez da mesa a largura reduzida proposta pela Zeman, e os resultados da análise não-linear (TAB.5.16), também considerando na determinação da esbeltez da mesa a largura reduzida proposta pela Zeman.

TABELA 5.12 - Propriedades geométricas e momento plástico dos perfis de alma senoidal (Grupo 3)

Propriedades geométricas e momento plástico - Grupo 3												
h+tf (cm)	120											
tw (cm)	0.2											
L = 8xbf (múlt. 31cm)	186											
bf (cm)	24											
bf/2 (cm)	12											
Esbeltez Limite				λ_r (kc=0,763)				λ_r (kc=0,425)			λ_p	
Caso	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32	33	
tf (cm)	0.35	0.40	0.45	0.50	0.55	0.63	0.67	0.80	0.95	1.30	1.60	
λ	34.29	30.00	26.67	24.00	21.82	19.05	17.91	15.00	12.63	9.20	7.50	
λ reduzido $\lambda=(bf/2-1,1)/tf$	31.43	27.50	24.44	22.00	20.00	17.46	16.42	13.75	11.58	8.44	6.88	
h (cm)	119.65	119.60	119.55	119.50	119.45	119.37	119.33	119.20	119.05	118.70	118.40	
A (cm ²)	16.80	19.20	21.60	24.00	26.40	30.24	32.16	38.40	45.60	62.59	76.80	
I (cm ⁴)	60480	69120	77760	86400	95040	108864	115776	138240	164160	225331	276480	
W eixoflange (cm ³)	1008	1152	1296	1440	1584	1814	1930	2304	2736	3756	4608	
Mp (kNxcm)	35280	40320	45360	50400	55440	63504	67536	80640	95760	131443	161280	

TABELA 5.13 - Valores de resistência propostos pela NBR 8800 considerando $k_c=0,763$ (Grupo 3)

CURVA NBR 8800 ($k_c=0,763$)											
				λ_r					λ_p		
Caso	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32	33
tf (cm)	0,35	0,40	0,45	0,50	0,55	0,63	0,67	0,80	0,95	1,30	1,60
λ	34,29	30,00	26,67	24,00	21,82	19,05	17,91	15,00	12,63	9,20	7,50
kc NBR	0,763	0,763	0,763	0,763							
Mu (kN*cm)	12071	18019	25656	35193	41260	50829	55613	71162	89103	131443	161280
Mu/Mp	0,34	0,45	0,57	0,70	0,74	0,80	0,82	0,88	0,93	1,00	1,00

TABELA 5.14 - Valores de resistência propostos pela NBR 8800 considerando $k_c=0,425$ (Grupo 2)

CURVA NBR 8800 ($k_c=0,425$)												
							λ_r				λ_p	
Caso	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	
tf (cm)	0,35	0,40	0,45	0,50	0,55	0,63	0,67	0,80	0,95	1,30	1,60	
λ	34,29	30,00	26,67	24,00	21,82	19,05	17,91	15,00	12,63	9,20	7,50	
kc NBR	0,425	0,425	0,425	0,425	0,425	0,425	0,425					
Mu (N*cm)	6724	10037	14291	19603	26092	39214	47167	64534	84447	131443	161280	
Mu/Mp	0,19	0,25	0,32	0,39	0,47	0,62	0,70	0,80	0,88	1,00	1,00	

TABELA 5.15 - Resultados obtidos na análise numérica elástica de autovalor (Grupo 3)

Análise Numérica Elástica											
				λ_r				λ_p			
Caso	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32	33
tf (cm)	0,35	0,40	0,45	0,50	0,55	0,63	0,67	0,80	0,95	1,30	1,60
λ	34,29	30,00	26,67	24,00	21,82	19,05	17,91	15,00	12,63	9,20	7,50
λ reduzido	31,14	27,25	24,22	21,80	19,82	17,30	16,27	13,63	11,47	8,36	6,81
Mref (kN*cm)	2880	2880	2880	2880	2880	2880	2880	2880	2880	2880	2880
Autovalor	6,36	9,13	12,71	17,04	21,99	30,62	38,40	55,71	84,52	202,76	299,14
Mu (kN*cm)	18317	26294	36605	49075	63331	88186	110592	160445	243418	583949	861523
kc num.	1,16	1,11	1,09	1,06							
Mu/Mp	0,52	0,65	0,81	0,97	1,14	1,39	1,64	1,99	2,54	4,44	5,34

TABELA 5.16 - Resultados obtidos na análise numérica não-linear (Grupo 3)

Análise Numérica Não-linear											
				λ_r				λ_p			
Caso	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32	33
tf (cm)	0,35	0,40	0,45	0,50	0,55	0,63	0,67	0,80	0,95	1,30	1,60
λ	34,29	30,00	26,67	24,00	21,82	19,05	17,91	15,00	12,63	9,20	7,50
λ reduzido	31,14	27,25	24,22	21,80	19,82	17,30	16,27	13,63	11,47	8,36	6,81
Mu (N*cm)	17993	23789	29030	36288	45461	57789	62808	79027	95760	131443	161280
kc num. eq.	1,14	1,01	0,86	0,79							
MuMp	0,51	0,59	0,64	0,72	0,82	0,91	0,93	0,98	1,00	1,00	1,00

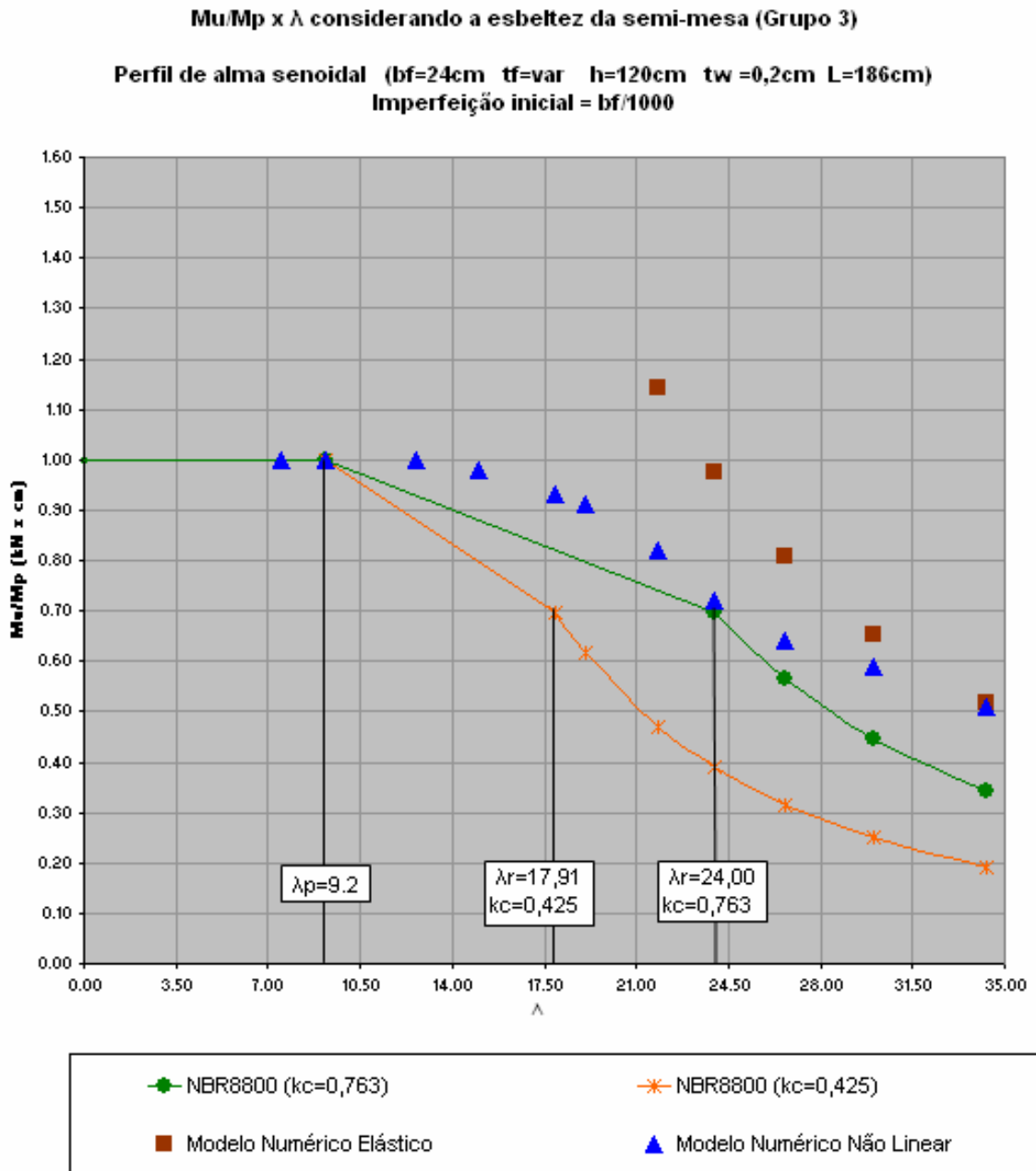


FIGURA 5.9 - Curvas M_u/M_p x λ da NBR 8800 e resultados numéricos considerando a semi-largura da mesa na determinação da sua esbeltez (Grupo 3)

$M_u/M_p \times \lambda$ considerando a redução de esbeltez da mesa da Zeman (Grupo 3)

Perfil de alma senoidal (bf=24cm tf=var h=120cm tw=0,2cm L=186cm)
Imperfeição inicial = bf/1000

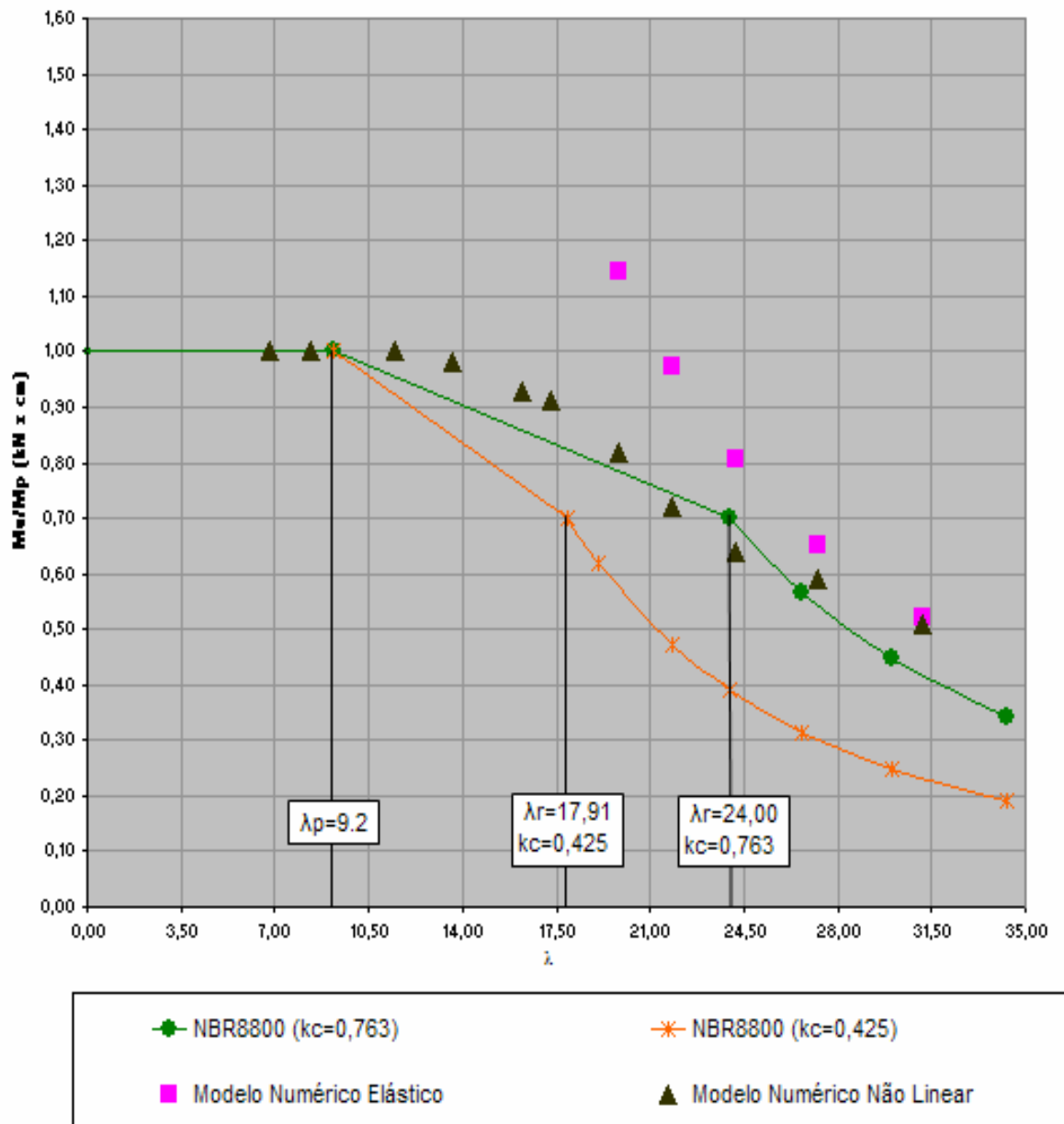


FIGURA 5.10 - Curvas $M_u/M_p \times \lambda$ da NBR 8800 e resultados numéricos considerando, na determinação da esbeltez da mesa, a largura reduzida proposta pela Zeman (Grupo 3)

5.3.4 – Grupo 4

No grupo 4, as propriedades geométricas e os momentos plásticos dos modelos analisados estão na TAB.5.17. Os valores de resistência propostos pela NBR 8800, utilizando $k_c=0,763$, estão na TAB.5.18. Os valores de resistência propostos pela NBR 8800, utilizando $k_c=0,425$, estão na TAB.5.19. Os resultados obtidos pela análise linear estão na TAB.5.20 e os resultados obtidos pela análise não-linear estão na TAB.5.21. A FIG.5.11 apresenta um gráfico contendo as duas curvas da NBR 8800 (TAB.5.18 e TAB.5.19), os resultados da análise linear (TAB.5.20), considerando na determinação da esbeltez da mesa a sua semilargura, e os resultados da análise não-linear (TAB.5.21), também considerando na determinação da esbeltez da mesa a sua semilargura. A FIG.5.11 apresenta um gráfico contendo as duas curvas da NBR 8800 (TAB.5.18 e TAB.5.19), os resultados da análise linear (TAB.5.20), considerando na determinação da esbeltez da mesa a largura reduzida proposta pela Zeman, e os resultados da análise não-linear (TAB.5.21), também considerando na determinação da esbeltez da mesa a largura reduzida proposta pela Zeman.

TABELA 5.17 - Propriedades geométricas e momento plástico dos perfis de alma senoidal (Grupo 4)

Propriedades geométricas e momento plástico - Grupo 4												
h+tf (cm)	120											
tw (cm)	0,2											
L = 8x _{bf} (múlt. 31cm)	279											
bf (cm)	35											
bf/2 (cm)	17,5											
Esbeltez Limite				λ_r (kc=0,763)				λ_r (kc=0,425)				λ_p
Caso	34	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44	
tf (cm)	0,50	0,55	0,63	0,73	0,80	0,90	0,98	1,10	1,25	1,60	1,90	
λ	35,00	31,82	27,78	24,00	21,88	19,44	17,91	15,91	14,00	10,94	9,21	
λ reduzido $\lambda=(bf/2-1,1)/tf$	32,80	29,82	26,03	22,49	20,50	18,22	16,79	14,91	13,12	10,25	8,63	
h (cm)	119,50	119,45	119,37	119,27	119,20	119,10	119,02	118,90	118,75	118,40	118,10	
A (cm ²)	35,00	38,50	44,10	51,04	56,00	63,00	68,39	77,00	87,50	112,00	133,00	
I (cm ⁴)	126000	138600	158760	183733	201600	226800	246204	277200	315000	403200	478800	
W eixoflange (cm ³)	2100	2310	2646	3062	3360	3780	4103	4620	5250	6720	7980	
M _p (kNxc _m)	73500	80850	92610	107178	117600	132300	143619	161700	183750	235200	279300	

TABELA 5.18 - Valores de resistência propostos pela NBR 8800 considerando $k_c=0,763$ (Grupo 4)

CURVA NBR 8800 ($k_c=0,763$)											
				λ_r							λ_p
Caso	34	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44
tf (cm)	0,50	0,55	0,63	0,73	0,80	0,90	0,98	1,10	1,25	1,60	1,90
λ	35,00	31,82	27,78	24,00	21,88	19,44	17,91	15,91	14,00	10,94	9,21
kc NBR	0,763	0,763	0,763	0,763							
Mu (kN*cm)	24133	32120	48274	74826	87394	104840	118273	139732	165901	226962	279300
Mu/Mp	0,33	0,40	0,52	0,70	0,74	0,79	0,82	0,86	0,90	0,96	1,00

TABELA 5.19 - Valores de resistência propostos pela NBR 8800 considerando $k_c=0,425$ (Grupo 4)

CURVA NBR 8800 ($k_c=0,425$)												
							λ_r					λ_p
Caso	34	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44	
tf (cm)	0,50	0,55	0,63	0,73	0,80	0,90	0,98	1,10	1,25	1,60	1,90	
λ	35,00	31,82	27,78	24,00	21,88	19,44	17,91	15,91	14,00	10,94	9,21	
kc NBR	0,425	0,425	0,425	0,425	0,425	0,425	0,425					
Mu (kN*cm)	13442	17891	26889	41679	55059	78395	100286	133350	163905	235200	279300	
Mu/Mp	0,18	0,22	0,29	0,39	0,47	0,59	0,70	0,82	0,89	1,00	1,00	

TABELA 5.20 - Resultados obtidos na análise numérica elástica de autovalor (Grupo 4)

Análise Numérica Elástica												
				λ_r								λ_p
Caso	34	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44	
tf (cm)	0,50	0,55	0,63	0,73	0,80	0,90	0,98	1,10	1,25	1,60	1,90	
λ	35,00	31,82	27,78	24,00	21,88							19,44
λ reduzido	32,80	29,82	26,03	22,49	20,50	18,22	16,79	14,91	13,12	10,25	8,63	
Mref (kN*cm)	4200	4200	4200	4200	4200	4200	4200	4200	4200	4200	4200	
Autovalor	8,28	10,35	14,69	21,17	26,71	35,50	43,33	57,97	78,92	146,16	227,14	
Mu (kN*cm)	34776	43470	61698	88914	112182	149100	181986	243474	331464	613872	953988	
kc num.	1,10	1,03	0,98	0,91								
Mu/Mp	0,47	0,54	0,67	0,83	0,95	1,13	1,27	1,51	1,80	2,61	3,42	

TABELA 5.21 - Resultados obtidos na análise numérica não-linear (Grupo 4)

Análise Numérica Não-linear												
				λ_r								λ_p
Caso	34	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44	
tf (cm)	0,50	0,55	0,63	0,73	0,80	0,90	0,98	1,10	1,25	1,60	1,90	
λ	35,00	31,82	27,78	24,00	21,88	19,44	17,91	15,91	14,00	10,94	9,21	
λ reduzido	32,80	29,82	26,03	22,49	20,50	18,22	16,79	14,91	13,12	10,25	8,63	
Mu (kN*cm)	34545	43659	58344	78240	91728	113778	130693	153615	180075	235200	279300	
kc num. eq.	1,09	1,04	0,92	0,80								
Mu/Mp	0,47	0,54	0,63	0,73	0,78	0,86	0,91	0,95	0,98	1,00	1,00	

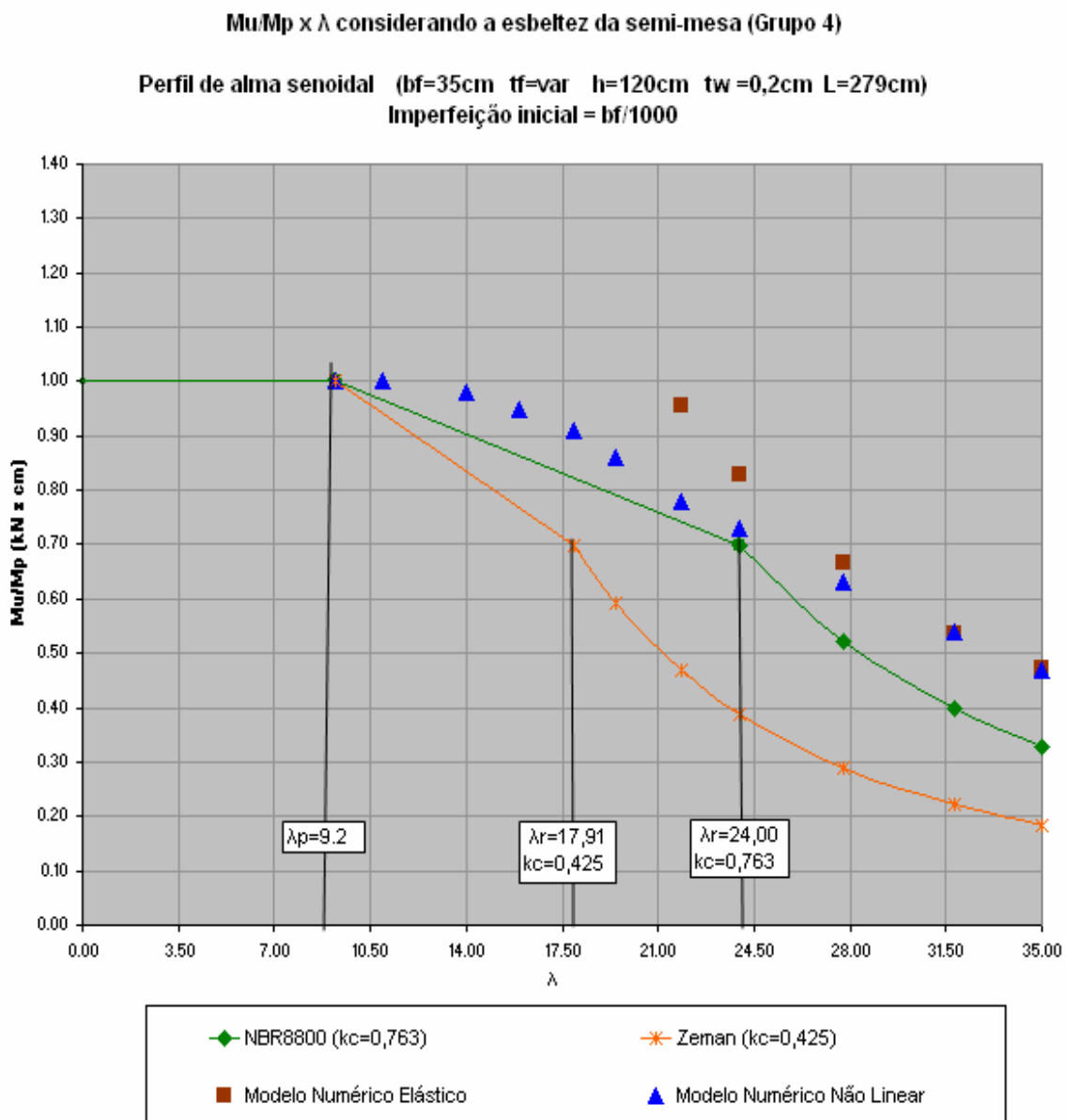


FIGURA 5.11 - Curvas M_u/M_p x λ da NBR 8800 e resultados numéricos considerando a semi-largura da mesa na determinação da sua esbeltez (Grupo 4)

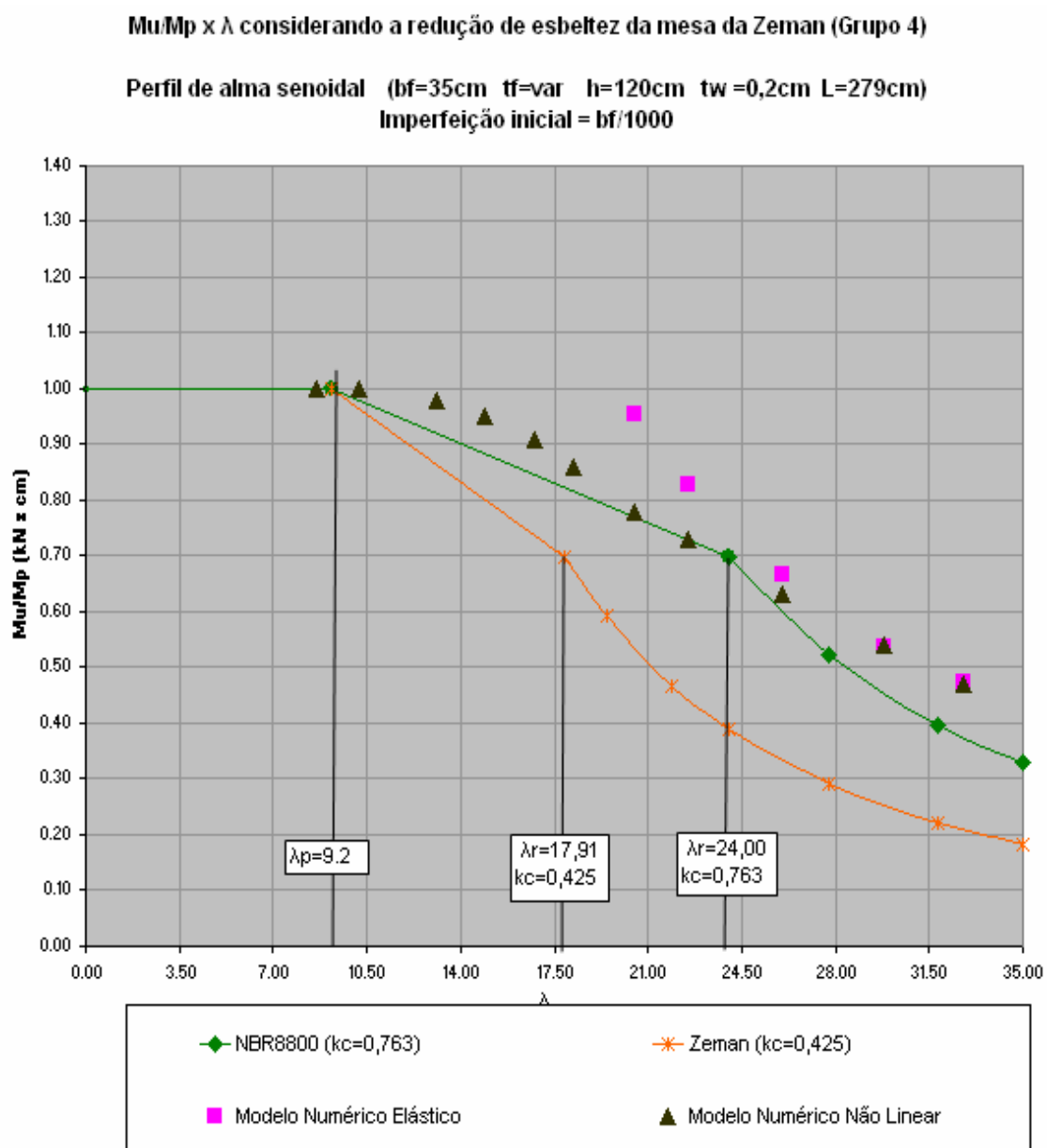


FIGURA 5.12 - Curvas M_u/M_p x λ da NBR 8800 e resultados numéricos considerando na determinação da esbelteza da mesa a largura reduzida proposta pela Zeman (Grupo 4)

6

CONSIDERAÇÕES FINAIS

6.1 - Discussão de resultados

De posse dos resultados obtidos são abertas discussões relacionadas à flambagem local da mesa dos perfis de alma senoidal analisados, conforme itens e seguir.

1- Influência da relação largura da mesa / dobro da amplitude de onda ($\lambda' = b_f / b_w$)

Como já esperado, o grupo 1, que corresponde à menor relação λ' analisada ($\lambda' = 3,175$), apresentou maior flexibilidade para ocorrência da FLM que os grupos 2, 3 e 4, pela análise não-linear.

Para o grupo 1 os resultados da análise não-linear se aproximam mais à curva da NBR 8800, e, para os grupos 2, 3 e 4, os resultados da análise não-linear ficam um pouco acima da curva da NBR 8800, resultado da maior rigidez propiciada pela alma corrugada nesses grupos.

2 - Influência da altura da alma

Como esperado, a altura da alma, para a faixa de perfis estudada, praticamente não influencia o fenômeno da flambagem local da mesa. Isso pode ser observado analisando-se as cargas últimas obtidas nos casos dos grupos 2 e 3, as quais foram praticamente idênticas. Isto se deve, possivelmente, ao fato da alma corrugada não absorver tensões longitudinais e com isso não contribuir para interação entre flambagem local da mesa e flambagem local da alma, como ocorre nos perfis I de alma plana sujeitos a tensões longitudinais de compressão.

3 - Influência da espessura da alma.

Para efeito de comparação são processados os casos 1, 4, 11, 14, 21, 24, 31 e 34 anteriores, variando-se a espessura da alma de $0,2\text{cm}$ para $0,3\text{cm}$, e, em seguida, comparados os resultados obtidos para cada espessura de alma. Esses casos correspondem à esbeltez máxima $\lambda=35$ e à esbeltez $\lambda_r=24$ analisadas em cada um dos grupos.

Tabela 6.1 - Resultados da análise não-linear, dos casos 1, 4, 12, 15, 23, 26, 34 e 37 (ver TABS. 5.06, 5.11, 5.16 e 5.21), para alma com espessura de $0,2\text{cm}$

tw = 0.2 cm								
h+tf (cm)	40,00		40,00		120,00		120,00	
bf (cm)	12,50		24,00		24,00		35,00	
Caso	1	4	12	15	23	26	34	37
tf (cm)	0,18	0,26	0,35	0,50	0,35	0,50	0,50	0,73
λ	34,72	24,00	34,29	24,00	34,29	24,00	35,00	24,00
Mu/Mp	0,41	0,68	0,51	0,73	0,51	0,73	0,49	0,73
kc num. eq.	0,94	0,74	1,14	0,80	1,14	0,80	1,14	0,80

Tabela 6.2 - Resultados da análise não-linear, para casos 1, 4, 12, 15, 23, 26, 34 e 37 (ver TABS. 5.06, 5.11, 5.16 e 5.21), alterando a espessura da alma para $0,3\text{cm}$

tw = 0.3 cm								
h+tf (cm)	40,00		40,00		120,00		120,00	
bf (cm)	12,50		24,00		24,00		35,00	
Caso	1	4	12	15	23	26	34	37
tf (cm)	0,18	0,26	0,35	0,50	0,35	0,50	0,50	0,73
λ	34,72	24,00	34,29	24,00	34,29	24,00	35,00	24,00
Mu/Mp	0,43	0,73	0,55	0,77	0,55	0,77	0,51	0,77
kc num. eq.	0,99	0,79	1,23	0,84	1,23	0,84	1,19	0,84
aum. de resist. %	5%	7%	8%	5%	8%	5%	4%	5%

Obs: Para visualizar as propriedades geométricas e os momentos plásticos de cada um dos casos anteriores ver tabelas 5.2, 5.7, 5.12 e 5.17.

Verifica-se que a variação da espessura da alma de $0,2\text{cm}$ para $0,3\text{cm}$ resulta em um pequeno aumento de resistência da mesa para FLM, que variou de 4% a 8% .

4 - Utilização do procedimento da NBR 8800, considerando $k_c=0,763$ e determinando a esbeltez da mesa a partir de sua semi-largura, para os perfis de alma senoidal analisados.

Este procedimento será denominado **NBR-0,763**. Para verificar sua consistência com os resultados numéricos avaliam-se, inicialmente, os parâmetros de esbeltez limite propostos no procedimento.

A utilização do limite λ_r da NBR 8800 provou-se eficaz, uma vez que os pontos da análise não-linear, associados à essa esbeltez limite, ficam muito próximos aos valores recomendados pela norma brasileira. Observando-se as tabelas com os resultados das análises não-lineares (TABS. 5.6, 5.11, 5.16 e 5.21), verifica-se que os parâmetros $k_{c\text{ num}}$

e_{q} , correspondentes a essa esbeltez, ficam muito próximos do valor $k_c=0,763$ e, portanto, a utilização dessa esbeltez de referência é adequada para os perfis de alma senoidal.

O limite λ_p da NBR 8800, apresentado no item 2.2.2, está associado ao desenvolvimento da rótula plástica da seção. No caso dos perfis de alma plana, quando se incrementa o momento fletor atuante, tem-se o início do escoamento das mesas, seguido da propagação do escoamento da seção ao longo da alma. Essa esbeltez $\lambda_p=0,38 \cdot (E/f_y)^{1/2}$ garante que a mesa escoe e tenha deformação plástica suficiente para propagar a tensão de escoamento ao longo da alma, sem que ocorra flambagem no regime inelástico.

Já para o caso dos perfis de alma senoidal, não existe essa propagação de tensões longitudinais ao longo da alma. O desenvolvimento do momento plástico na seção pode ser determinado, praticamente, considerando-se apenas as mesas da seção. Como não existe essa propagação de tensões ao longo da alma, não há necessidade da mesa sofrer uma deformação plástica demasiada para desenvolvimento da rótula plástica. Uma vez atingido o escoamento da mesa, chega-se ao colapso (rótula plástica), e, intuitivamente, conclui-se que esta é uma situação mais favorável, em termos de esbeltez limite λ_p , que o caso dos perfis I de alma plana. Isto pode ser comprovado analisando-se os resultados da análise não-linear, nos quais ocorreram a formação de rótulas plásticas em esbeltezes um pouco superiores à esbeltez $\lambda_p = 0,38 \cdot (E/f_y)^{1/2}$ da NBR 8800.

Contudo, a atribuição da esbeltez limite λ_p da NBR 8800 para os perfis de alma senoidal é uma premissa a favor da segurança recomendada para verificação desses perfis. A mesma será mantida na proposta de verificação do presente trabalho.

De uma maneira geral, verifica-se que apenas o grupo 1 da parametrização apresentou os resultados da análise não-linear próximos a NBR-0,763 (ver FIG.5.5). Esse foi o grupo que apresentou uma relação λ' reduzida ($\lambda' = 3,175$). Para os grupos 2,3 e 4, o procedimento NBR-0,763 é conservador para faixa elástica de dimensionamento dos perfis de alma senoidal investigados no presente trabalho.

5 - Adaptação do procedimento da Zeman a NBR8800, considerando $k_c=0,425$ e utilizando uma largura reduzida para a mesa na determinação de sua esbeltez, para os perfis de alma senoidal analisados.

Este procedimento será denominado **ZEM-0,425**. A fabricante Zeman considera o enrijecimento adicional provocado pela corrugação senoidal de uma outra maneira. A empresa recomenda uma esbeltez de mesa reduzida, subtraindo-se da semimesa do perfil metade da amplitude da senóide, como já apresentado no item 2.3.2. Contudo, a empresa recomenda a utilização dessa esbeltez reduzida associada a uma condição de contorno mais desfavorável que o engaste elástico $k_c=0,763$. A fabricante recomenda o valor $k_c=0,425$, correspondente a uma rótula ideal para condição de contorno da placa. Adaptando-se as considerações da fabricante a NBR 8800, elaboraram-se os gráficos mostrados nas figuras FIGS. 5.6, 5.8, 5.10 e 5.12.

Observando-se os resultados dessas quatro figuras verifica-se que o procedimento da ZEM-0,425 é ainda mais conservador, para a gama de perfis estudada, que o procedimento NBR-0,763. O enrijecimento adicional considerado pela redução da esbeltez da mesa não é tão relevante quanto a utilização de um engastamento elástico da ordem de $k_c=0,763$ para condição de contorno da mesa.

Observou-se ainda que essa redução da esbeltez, a partir de um valor fixo, igual à metade da amplitude da onda senoidal, faz com que o enrijecimento adicional ocasionado por essa redução não seja proporcional nos perfis com diferentes larguras mesas. Os perfis com larguras de mesa de $12,5cm$, utilizados no grupo 1, apresentam uma redução de esbeltez mais acentuada que os perfis dos grupos 2, 3 e 4, com larguras de mesa de $24cm$ e $35cm$. Isso acarreta uma consideração de mais resistência para os perfis com larguras de mesa menores, utilizando-se como referência as curvas de dimensionamento da norma.

Visando obter um processo de cálculo mais consistente que os procedimentos NBR-0,763 e ZEM-0,425 para os perfis com alma senoidal, sugere-se uma adaptação do procedimento NBR-0,763, conforme demonstrado no item a seguir.

6.2 – Proposição de um procedimento de cálculo

Para verificação da FLM dos perfis de alma senoidal propõe-se um processo de cálculo baseado na formulação da NBR 8800 de análise da FLM dos perfis I de alma plana sujeitos a flexão simples. Verificou-se que os limites λ_p e λ_r utilizados pela NBR 8800, considerando $k_c=0,763$, acarretam bons resultados na verificação dos perfis de alma senoidal. Dessa maneira, o procedimento de verificação aqui proposto é baseado nos limites λ_p e λ_r , considerando $k_c=0,763$, segundo a norma brasileira, adaptando-se a curva do regime elástico.

A curva de verificação da FLM em regime elástico dos perfis I de alma plana, segundo a NBR 8800, é baseada na formulação de flambagem de placa de Timoshenko, como já apresentado no item 2.1. A curva está associada a um momento fletor crítico de flambagem da mesa comprimida, considerando um índice k_c fixo no valor de $0,763$. As tabelas com os resultados numéricos não-lineares apresentam os valores $k_c \text{ num eq}$ (ver TABS. 5.6, 5.11, 5.16 e 5.21) para esbeltezes superiores a λ_r , em cada um dos grupos. Esses índices equivalentes correspondem àqueles que, com a utilização da fórmula de tensão crítica de flambagem de placa, acarretam valores de resistência iguais aos valores obtidos na análise numérica não-linear.

Analisando-se as tabelas com os resultados das análises não-lineares verifica-se que os valores dos índices $k_c \text{ num eq}$ se aproximam do valor prefixado $k_c=0,763$, quando a esbelteza tende para λ_r . Contudo, esses valores crescem juntamente com o crescimento da esbelteza de mesa dos perfis analisados. Quanto mais esbeltas são as mesas, maior é a rigidez propiciada pela alma na FLM, o que justifica esse crescimento dos índices k_c com o crescimento da esbelteza.

Como apresentado, outro fator que acarreta variação de rigidez é a relação largura de mesa / dobro da amplitude da onda senoidal (λ'). Pequenas relações λ' acarretam pequenas rigidezes.

Sendo esses dois índices, λ e λ' , os principais fatores que influenciam o fenômeno da FLM da gama de perfis de alma senoidal analisados (os quais apresentam corrugação fixa), propõe-se um procedimento conforme descrito a seguir.

Sugere-se uma fórmula empírica para o índice k_c , para que o mesmo possa variar de 0,763 (engastamento elástico) a 1,277 (engastamento total). Para consideração da influência do índice de esbeltez λ , utiliza-se uma fórmula que, para λ igual a λ_r , o valor de k_c fique igual a 0,763, e, para λ muito grande (tendendo a infinito), o valor de k_c tenda para 1,277. Uma expressão que atende essa condição é dada pela Eq.6.1

$$k_c = 0,763 + (1,277 - 0,763) \cdot \left(\frac{\lambda - \lambda_r}{\lambda} \right) \cdot \alpha \quad \text{para} \quad \lambda > \lambda_r \quad (6.1)$$

Onde α é uma constante a ser determinada, para ajustar a expressão aos resultados numéricos obtidos.

Para considerar uma redução no valor de k_c , influenciada por pequenas relações largura de mesa / dobro da amplitude de onda (λ'), adiciona-se à fórmula mais uma expressão em λ' , chegando-se a:

$$k_c = 0,763 + (1,277 - 0,763) \cdot \left(\frac{\lambda - \lambda_r}{\lambda} \right) \cdot \alpha \cdot \left(\frac{\lambda' - \beta}{\lambda'} \right) \quad \text{para} \quad \lambda > \lambda_r \quad (6.2)$$

Onde β é uma constante a ser determinada, para ajustar a expressão aos resultados numéricos obtidos.

Têm-se então duas constantes α e β a serem determinadas. A partir de um processo de tentativas obtiveram-se os seguintes valores:

$$k_c = 0,763 + (1,277 - 0,763) \cdot \left(\frac{\lambda - \lambda_r}{\lambda} \right) \cdot 3 \cdot \left(\frac{\lambda' - 2}{\lambda'} \right) \quad (6.3)$$

Resumindo, o procedimento de cálculo proposto no presente trabalho, para verificação da FLM dos perfis de alma senoidal, que estão dentro da gama dos perfis analisados, está dividido em duas faixas de dimensionamento. Para esbeltezes de mesa menores que

λ_r , propõe-se o limite de resistência recomendado pela NBR8800, considerando $k_c=0,763$ na determinação de λ_r e a semilargura da mesa na determinação de sua esbeltez. Como nível de tensões residuais, recomenda-se o valor de 30% da tensão de escoamento das mesas. Para esbeltezes de mesa superiores a λ_r , propõe-se para o limite de resistência desses perfis, o momento crítico de flambagem local da mesa, associado ao parâmetro k_c dado pela Eq.6.3, e também considerando a semilargura da mesa na determinação de sua esbeltez

As TABS. 6.3 a 6.6 apresentam os limites de resistência dos grupos 1, 2, 3 e 4, respectivamente, obtidos pelo procedimento de verificação proposto. As FIGS. 6.1 a 6.4 apresentam uma comparação entre os limites de resistência do procedimento proposto (TABS .6.3 a 6.6) com os resultados numéricos não-lineares (TABS. 5.6, 5.11, 5.16 e 5.21) dos grupos 1, 2, 3 e 4, respectivamente, considerando a semilargura da mesa na determinação de sua esbeltez.

Tabela 6.3 – Limites de resistência da FLM nos perfis de alma senoidal segundo o procedimento proposto (Grupo 1)

PROCEDIMENTO PROPOSTO (Grupo 1)												
	λ_r										λ_p	
Caso	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	
tf (cm)	0,18	0,20	0,23	0,26	0,30	0,35	0,40	0,48	0,63	0,68	0,95	
λ	34,72	31,25	27,17	24,00	20,83	17,91	15,63	13,16	9,92	9,20	6,58	
kc num. eq.	0,94	0,87	0,83	0,74								
kc propo.	0,94	0,90	0,83	0,76								
Mu (kN*cm)	1294	1692	2384	3182	4012	5029	6088	7646	10864	11889	16625	
Mu/Mp	0,41	0,48	0,59	0,70	0,76	0,82	0,87	0,92	0,99	1,00	1,00	
λ'	3,175											

Obs: k_c propo. corresponde aos valores de k_c obtidos pela Eq.6.3

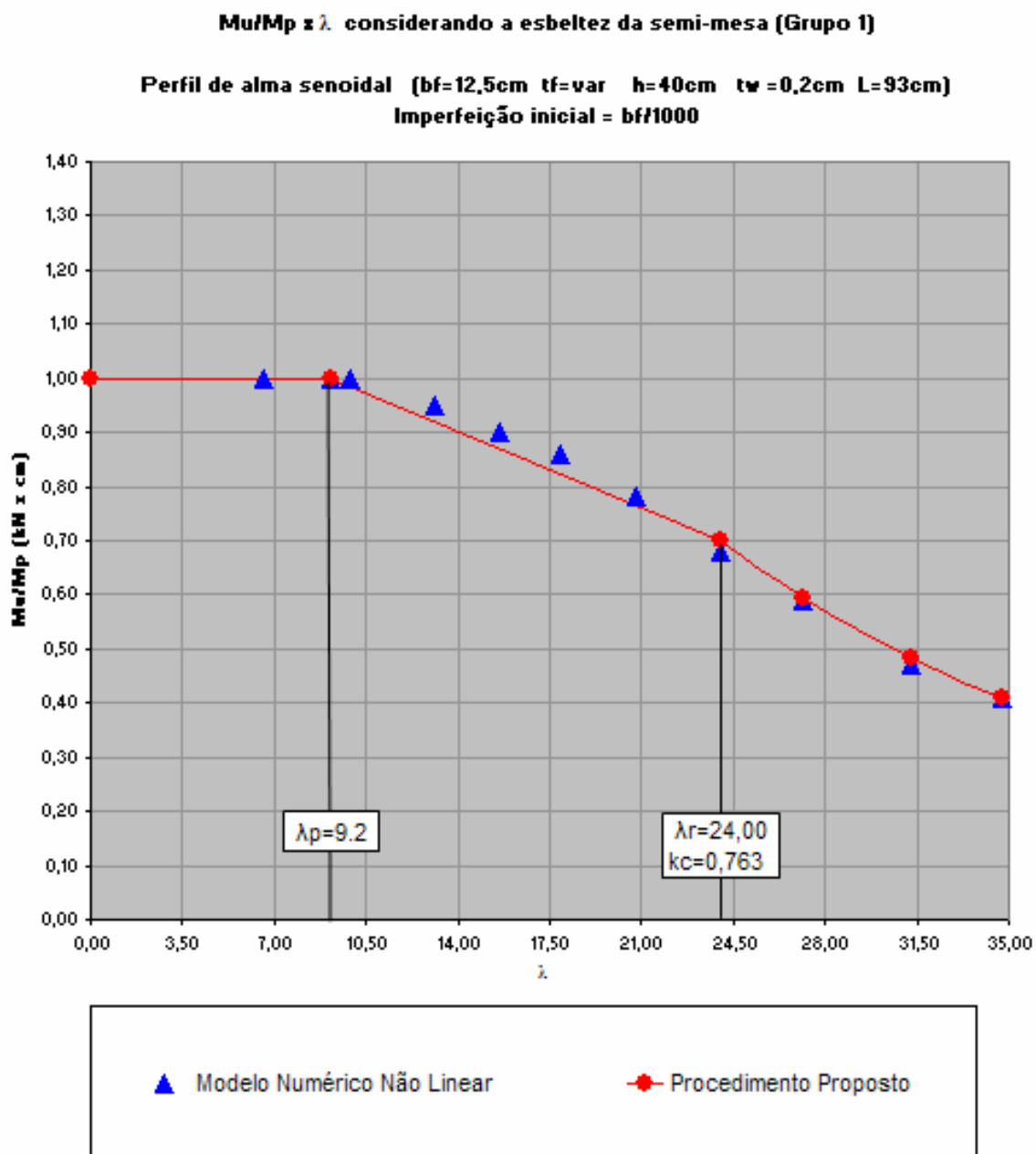


Figura 6.1 - Curva M_u/M_p x λ do procedimento proposto e resultados da análise não-linear considerando a semi-largura das mesa na determinação de sua esbeltez (Grupo 1)

Tabela 6.4 – Limites de resistência da FLM nos perfis de alma senoidal segundo o procedimento proposto (Grupo 2)

PROCEDIMENTO PROPOSTO (Grupo 2)												
	λ_r										λ_p	
Caso	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	
tf (cm)	0,35	0,40	0,45	0,50	0,55	0,63	0,67	0,80	0,95	1,30	1,60	
λ	34,29	30,00	26,67	24,00	21,82	19,05	17,91	15,00	12,63	9,20	7,50	
kc num. eq.	1,14	1,02	0,88	0,80								
kc propo.	1,07	0,97	0,87	0,76								
Mu (kN*cm)	5650	7625	9704	11731	13753	16943	18538	23721	29701	43814	53760	
Mu/Mp	0,48	0,57	0,64	0,70	0,74	0,80	0,82	0,88	0,93	1,00	1,00	
λ'	6,000											

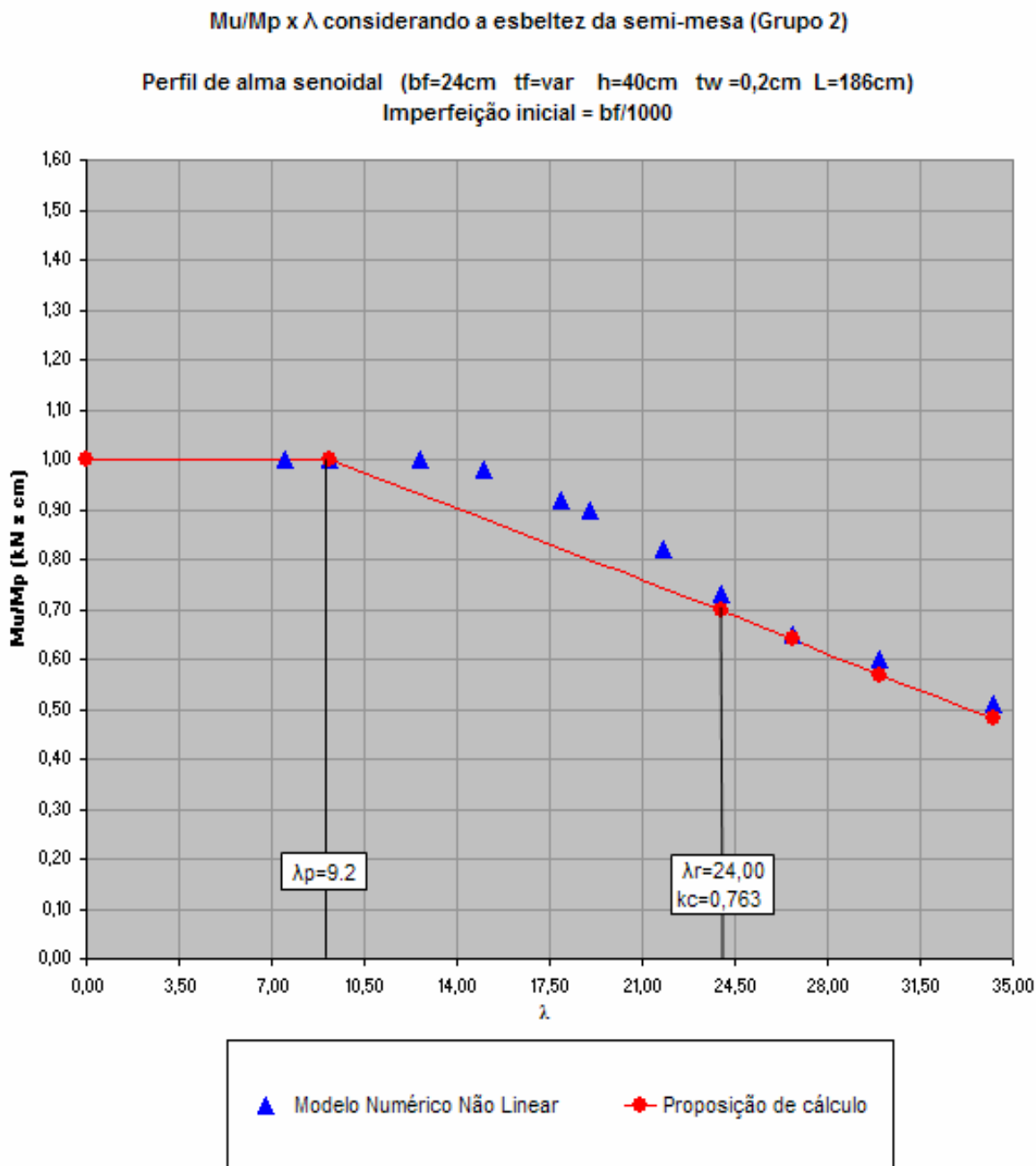


Figura 6.2 - Curva M_u/M_p x λ do procedimento proposto e resultados da análise não-linear considerando a semi-largura das mesa na determinação de sua esbeltez (Grupo 2)

Tabela 6.5 – Limites de resistência da FLM nos perfis de alma senoidal segundo o procedimento proposto (Grupo 3)

PROCEDIMENTO PROPOSTO (Grupo 3)												
				λ_r							λ_p	
Caso	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32	33	
tf (cm)	0,35	0,40	0,45	0,50	0,55	0,63	0,67	0,80	0,95	1,30	1,60	
λ	$\frac{34,2}{9}$	30,00	26,67	24,00	21,82	19,05	17,91	15,00	12,63	9,20	7,50	
kc num. eq.	1,14	1,01	0,86	0,79								
kc propo.	1,07	0,97	0,87	0,76								
Mu (kN*cm)	$\frac{169}{50}$	22874	29113	35193	41260	50829	55613	71162	89103	131443	161280	
Mu/Mp	0,48	0,57	0,64	0,70	0,74	0,80	0,82	0,88	0,93	1,00	1,00	
λ'	6,000											

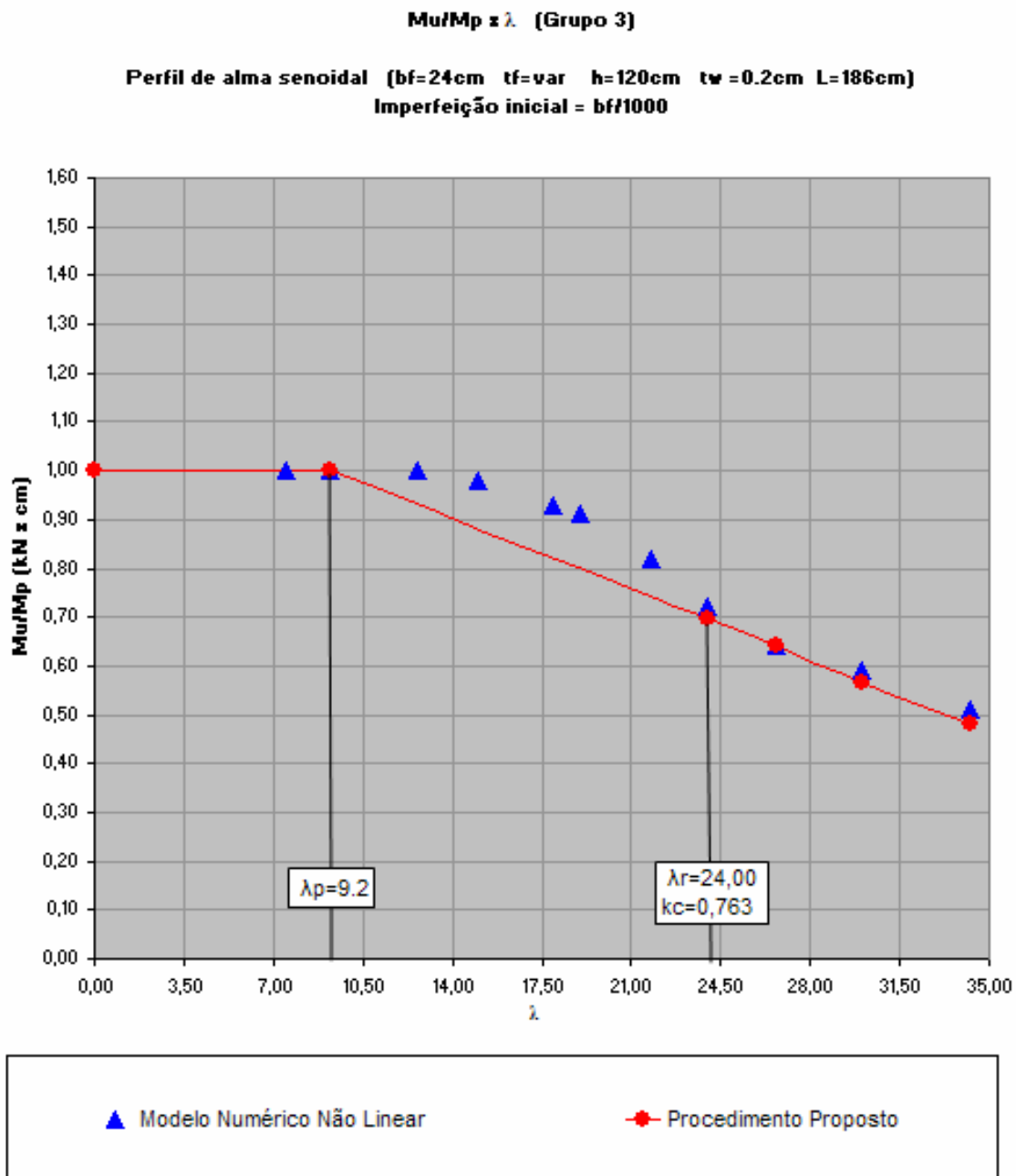


Figura 6.3 - Curva $M_u/M_p \times \lambda$ do procedimento proposto e resultados da análise não-linear considerando a semi-largura das mesa na determinação de sua esbeltez (Grupo 3)

Tabela 6.6 – Limites de resistência da FLM nos perfis de alma senoidal segundo o procedimento proposto (Grupo 4)

PROCEDIMENTO PROPOSTO (Grupo 4)											
				λ_r							λ_p
Caso	34	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44
tf (cm)	0,50	0,55	0,63	0,73	0,80	0,90	0,98	1,10	1,25	1,60	1,90
λ	35,00	31,82	27,78	24,00	21,88	19,44	17,91	15,91	14,00	10,94	9,21
kc num. eq.	1,14	1,04	0,92	0,80							
kc propo.	1,14	1,06	0,92	0,76							
Mu (kN*cm)	35955	44422	58504	74826	87394	118273	118273	139732	165901	226962	279300
Mu/Mp	0,49	0,55	0,63	0,70	0,74	0,82	0,82	0,86	0,90	0,96	1,00
λ'	8,750										

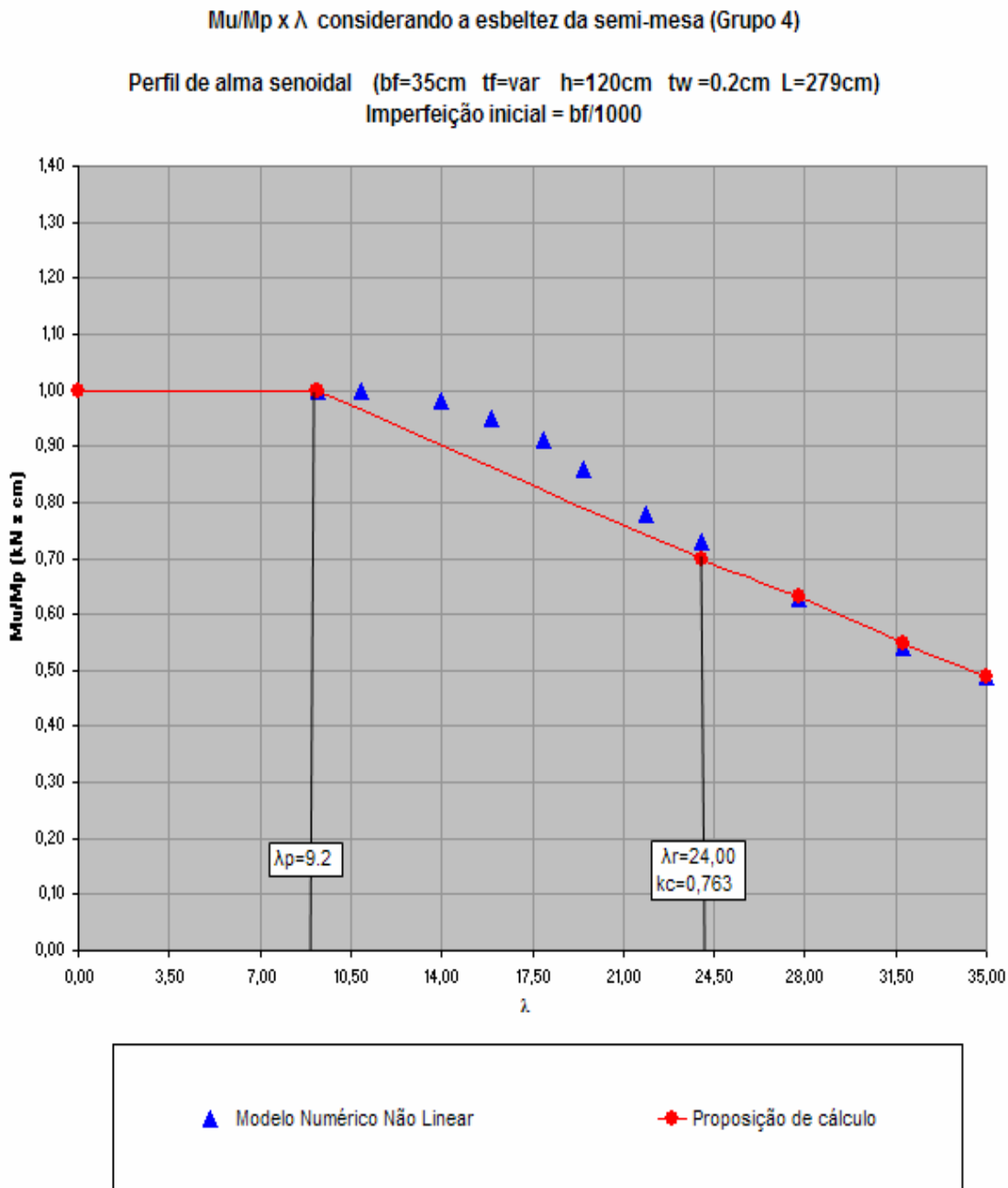


Figura 6.4 - Curva M_u/M_p x λ do procedimento proposto e resultados da análise não-linear considerando a semi-largura das mesa na determinação de sua esbeltez (Grupo 4)

6.3 – Comparações entre os diferentes procedimentos de cálculo apresentados e os resultados numéricos

A TAB.6.7 a seguir apresenta um resumo das resistências últimas de colapso pela FLM, normalizadas em relação momento plástico, dos perfis de alma senoidal dos casos analisados nos grupos 1,2 e 4. Uma vez que as resistências últimas dos casos do grupo 3 foram praticamente iguais aos do grupo 2 é suficiente apresentar apenas os resultados de um desses dois grupos (a altura da alma não influenciou no fenômeno da FLM).

A coluna denominada NBR-0,763 está associada ao limite de resistência segundo o procedimento NBR8800, considerando o valor fixo $k_c=0,763$ e a semilargura da mesa na determinação de sua esbeltez. A coluna ZEM-0,763 está associada ao limite de resistência segundo o procedimento da Zeman, adaptado para NBR8800, considerando o valor fixo $k_c=0,763$ e a largura da mesa reduzida na determinação da sua esbeltez, $\lambda=(b_f/2-1,1cm)/t_f$. A coluna ZEM-0,425, está associada ao limite de resistência segundo o procedimento da Zeman, adaptado para NBR8800, considerando o valor fixo $k_c=0,425$ e a largura da mesa reduzida na determinação da sua esbeltez. A coluna PROPO-0,763, está associada ao valor último de resistência segundo o procedimento de verificação proposto no item 6.2. A coluna NUM-NL está associada ao valor último de resistência obtido na análise numérica não-linear.

A TAB.6.8 apresenta uma comparação das resistências últimas obtidas pelos procedimentos de cálculo com as resistências últimas obtidas na análise numérica não-linear. Nesta tabela, dividiu-se as resistências últimas de cada caso, obtidos pelos diferentes procedimentos de cálculo, pela resistência última obtida na análise não-linear.

Tabela 6.7 - Resistências últimas, normalizadas em relação ao momento plástico, dos casos dos grupos 1, 2 e 4, pelos diversos procedimentos de cálculo apresentados para os perfis de alma senoidal e pela análise numérica não-linear

Grupo	bf (cm)	h+tf (cm)	tw (cm)	tf (cm)	Caso	NBR-0,763	ZEM-0,763	ZEM-0,425	PROP-0,763	NUM-NL
						Mu/Mp	Mu/Mp	Mu/Mp	Mu/Mp	Mu/Mp
1	12,50	40,00	0,20	0,18	1	0,33	0,49	0,27	0,41	0,41
				0,20	2	0,41	0,61	0,34	0,48	0,47
				0,23	3	0,54	0,73	0,45	0,59	0,59
				0,26	4	0,70	0,78	0,57	0,70	0,68
				0,30	5	0,76	0,84	0,73	0,76	0,78
				0,35	6	0,82	0,89	0,81	0,82	0,86
				0,40	7	0,87	0,92	0,87	0,87	0,90
				0,48	8	0,92	0,96	0,94	0,92	0,95
				0,63	9	0,99	1,00	1,00	0,99	1,00
				0,68	10	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
				0,95	11	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
2	24,00	40,00	0,20	0,35	12	0,34	0,41	0,23	0,48	0,51
				0,40	13	0,45	0,54	0,30	0,57	0,60
				0,45	14	0,57	0,69	0,38	0,64	0,65
				0,50	15	0,70	0,74	0,47	0,70	0,73
				0,55	16	0,74	0,78	0,57	0,74	0,82
				0,63	17	0,80	0,83	0,71	0,80	0,90
				0,67	18	0,82	0,85	0,73	0,82	0,92
				0,80	19	0,88	0,91	0,78	0,88	0,98
				0,95	20	0,93	0,95	0,81	0,93	1,00
				1,30	21	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
				1,60	22	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
4	35,00	120,00	0,20	0,50	34	0,33	0,37	0,21	0,49	0,47
				0,55	35	0,40	0,45	0,25	0,55	0,54
				0,63	36	0,52	0,59	0,33	0,63	0,63
				0,73	37	0,70	0,73	0,44	0,70	0,73
				0,80	38	0,74	0,77	0,53	0,74	0,78
				0,90	39	0,79	0,82	0,67	0,82	0,86
				0,98	40	0,82	0,85	0,74	0,82	0,91
				1,10	41	0,86	0,88	0,80	0,86	0,95
				1,25	42	0,90	0,92	0,86	0,90	0,98
				1,60	43	0,96	1,00	0,96	0,96	1,00
				1,90	44	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00

Tabela 6.8 – Quadro comparativo das resistências últimas obtidas pelos procedimentos de cálculo com as resistências últimas obtidas na análise numérica não-linear

Grupo	bf (cm)	h+tf (cm)	tw (cm)	tf (cm)	Caso	NBR-0,763 / NUM-NL	ZEM-0,763 / NUM-NL	ZEM-0,425 / NUM-NL	PROP-0,763 / NUM-NL
1	12,50	40,00	0,20	0,18	1	0,81	1,20	0,67	1,00
				0,20	2	0,88	1,29	0,72	1,03
				0,23	3	0,92	1,24	0,76	1,00
				0,26	4	1,03	1,15	0,84	1,03
				0,30	5	0,98	1,07	0,93	0,98
				0,35	6	0,96	1,03	0,94	0,96
				0,40	7	0,97	1,02	0,97	0,97
				0,48	8	0,97	1,01	0,99	0,97
				0,63	9	0,99	1,00	1,00	0,99
				0,68	10	1,00	1,00	1,00	1,00
				0,95	11	1,00	1,00	1,00	1,00
2	24,00	40,00	0,20	0,35	12	0,67	0,81	0,45	0,94
				0,40	13	0,74	0,90	0,50	0,95
				0,45	14	0,87	1,05	0,59	0,99
				0,50	15	0,96	1,02	0,65	0,96
				0,55	16	0,91	0,96	0,70	0,91
				0,63	17	0,89	0,93	0,79	0,89
				0,67	18	0,90	0,93	0,79	0,90
				0,80	19	0,90	0,93	0,79	0,90
				0,95	20	0,93	0,95	0,81	0,93
				1,30	21	1,00	1,00	1,00	1,00
				1,60	22	1,00	1,00	1,00	1,00
4	35,00	120,00	0,20	0,50	34	0,67	0,76	0,42	1,04
				0,55	35	0,74	0,84	0,47	1,02
				0,63	36	0,83	0,94	0,52	1,00
				0,73	37	0,96	1,00	0,61	0,96
				0,80	38	0,95	0,99	0,68	0,95
				0,90	39	0,92	0,95	0,78	0,96
				0,98	40	0,90	0,93	0,81	0,90
				1,10	41	0,91	0,93	0,85	0,91
				1,25	42	0,92	0,94	0,88	0,92
				1,60	43	0,96	1,00	0,96	0,96
				1,90	44	1,00	1,00	1,00	1,00

6.4 – Conclusões

O presente trabalho investigou, via análise não-linear pelo MEF, o fenômeno da flambagem local da mesa em perfis de alma senoidal. Para realizar essa investigação foram elaborados pré-processadores no ANSYS 9.0 para modelagem de perfis I de alma plana e perfis I de alma senoidal. Inicialmente foram realizadas análises não-lineares nos perfis I de alma plana, nos quais o fenômeno da FLM já se encontra investigado e considerado nas principais normas técnicas e publicações existentes. Calibraram-se os parâmetros da análise não-linear de forma que os resultados numéricos estivessem consistentes com os resultados obtidos pelo processo da NBR 8800. Esse modelo de perfil I de alma plana, com parâmetros da análise calibrados pela NBR 8800, serviu como base para os modelos dos perfis de alma senoidal, nos quais foram mantidas todas as características do modelo de perfil I de alma plana de referência, exceto a geometria da alma corrugada.

Realizou-se então, com o uso dos pré-processadores para modelagem de perfis de alma senoidal, um estudo paramétrico abrangendo a faixa de aplicação desses perfis. De posse dos resultados, foram realizadas comparações entre os resultados numéricos e dois procedimentos: o procedimento da NBR 8800, considerando o valor fixo $k_c=0,763$ e considerando a semilargura da mesa na determinação de sua esbeltez (NBR-0,763) e o procedimento da Zeman, adaptado para NBR8800, considerando o valor fixo $k_c=0,425$ e a largura da mesa reduzida na determinação da sua esbeltez (ZEM-0,425).

Verificou-se que o procedimento ZEM-0,425 é conservador para a gama de perfis de alma senoidal analisados. Já o procedimento (NBR-0,763) apresentou-se consistente para os perfis de alma senoidal com esbeltezes inferiores à λ_r , e um pouco conservador para esbeltezes superiores à λ_r . Sendo assim, o presente trabalho propôs um procedimento de cálculo baseado no procedimento NBR-0,763 adaptando a curva para verificação da FLM em regime elástico, variando-se o índice k_c , de forma a atender aos resultados numéricos.

O procedimento proposto é aquele que apresenta resistências últimas mais próximas aos resultados numéricos obtidos e mostra-se o mais eficaz entre os todos os procedimentos apresentados para análise da FLM em perfis com alma senoidal.

6.2 – Proposta para Trabalhos Posteriores

A flambagem local da mesa nos perfis de alma senoidal, apesar de ser um fenômeno importante, é apenas um dos itens que requerem investigação no universo de fenômenos correlatos a esse tipo de perfil. O grupo de pesquisa formado pela UFMG vem contribuindo significativamente para investigação desses fenômenos. Ainda assim, alguns itens merecem destaque e requerem estudos mais elaborados, os quais são apresentados a seguir.

- O estudo de outras formas de corrugação senoidal. No presente trabalho foram considerados diversas geometrias de perfis de alma senoidal com alturas que vão de *40cm* a *120cm*, larguras de mesa que vão de *12,5cm* a *35cm*, espessuras de mesa que vão de *0,475cm* a *1,9cm* e espessuras de alma de *0,2cm* e *0,3cm*. Apesar da extensa faixa geométrica analisada, esses perfis apresentam uma corrugação fixa para alma senoidal. Como já apresentado, a densidade da corrugação é um fator importante para análise da flambagem local da mesa e, sendo assim, propõe-se para trabalhos posteriores a parametrização da densidade da corrugação através da variação do período e amplitude da onda senoidal.
- Investigação de outros fenômenos correlatos aos perfis de alma senoidal, via análise não-linear, tais como efeitos localizados devido a cargas concentrada e também os efeitos da interação momento fletor - força cortante - carga localizada.
- Investigação dos níveis e distribuição de tensões residuais resultantes do processo de fabricação dos perfis com alma senoidal

- Proposição e análise de ligações para sistemas estruturais formados por perfis de alma senoidal.
- Investigação do comportamento do perfil de alma senoidal em sistemas mistos, tanto para pisos, pontes e passarelas, como para ligações semi-rígidas.
- Investigação do fenômeno da fadiga, especialmente para aplicação dos perfis de alma senoidal em pontes e passarelas.
- Ensaio experimentais para análise do fenômeno da flambagem local da mesa nos perfis de alma senoidal

7

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT, *Projeto e execução de estruturas de aço e de estruturas mistas aço-concreto de edifícios* - Texto-base de Revisão da NBR 8800, Setembro de 2006.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION (AISC), 2003, *Manual of Steel Construction: Load and Resistance Factor Design*, 3rd edn, 2nd print., AISC, Chicago, Illinois, USA.

CODEME ENGENHARIA S.A., Perfis de alma senoidal – Critérios de projeto, versão 1.1, Brasil, 2005.

DIAS L. A. M., *Estruturas de aço, conceitos, técnicas e linguagem*, 2^a ed., Zigurate Editora, São Paulo, SP, 1998.

ELGAALY M., SESHADRI A. and HAMILTON R. W., Bending strength of steel beams with corrugated webs, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Junho 1997a, 123, No. 6, pg 772-782.

ELGAALY M. and SESHADRI A., Girders with corrugated webs under partial compressive edge loading, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Junho 1997b, 123, No. 6, pg 783-791.

ELGAALY M., HAMILTON R. W. and SESHADRI A., Shear strength of beams with corrugated webs, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Abril 1996, 122, No. 4, pg 390 -398.

ELGAALY M. & SESHADRI, A., Steel built-up girders with trapezoidally corrugated webs, *Engineering Journal*, First Quarter, 1998, pp. 1-11.

EASLEY J. T., Buckling formulas for corrugated metal shear diaphragms, *Journal of the Structural Division*, 1975, pp. 1403-1417

HACKBART JUNIOR H., Estudo da flambagem lateral com torção de vigas de aço de alma senoidal, Dissertação de Mestrado, DEES-UFMG, MG, Brasil, 2006.

HOOP H. G., Literature study, master thesis: girders with corrugated webs, Iv – Bouw & Industrie, Technische Universiteit Delft, Netherlands, 2003a.

HOOP H. G., Explorative analysis, master thesis: girders with corrugated webs, Iv – Bouw & Industrie, Technische Universiteit Delft, Netherlands, 2003b.

FAKURY R. H., HACKBART JUNIOR H., CALENZANI A. F. G., QUEIROZ G. E PIMENTA R. J., Determinação do momento fletor resistente e vigas de aço de alma senoidal à flambagem lateral com torção, CILANCE 2005, Guarapari, ES, Brasil, 2005.

LINDNER J., Lateral-torsional buckling of beams with trapezoidally corrugated webs, PROCEEDINGS OF THE 4TH INTERNATIONAL COLLOQUIUM ON STABILITY OF STEEL STRUCTURES, Budapest, Hungary, 1990.

LINDNER J. & HUANG, B., Progress in the analysis of beams with trapezoidally corrugated webs, THE SEVENTH CZECH AND SLOVAK INTERNATIONAL CONFERENCE ON STEEL STRUCTURES AND BRIDGES, Bratislava, Slovakia, pp. 151-156, 1994

QUEIROZ G., GONZAGA L. G. M., FAKURY R. H., RODRIGUES F. C. E PIMENTA R. J., *Lateral-Torsional Buckling of Sinusoidally-Corrugated Web Beams, Stability and Ductility of Steel Structures*, Lisboa, Portugal, 2006.

SALMON C. G. & JOHNSON J. E., *Steel structures - design and behavior*, 3rd ed., Harper Collins Publishers, Inc., New York, N.Y., 1961.

SAYED-AHMED E. Y., Plate girders with corrugated steel webs, *Engineering Journal*, First Quarter, 2005, pp. 1-13.

SAYED-AHMED E. Y., Behavior of steel and (or) composite girders with corrugated steel webs, *Canadian Journal of Civil Engineering*, 2001, 28, No. 4, pg 656-672.

SAYED-AHMED E. Y., Lateral torsion-flexure buckling of corrugated web steel girders, *Structures & Buildings*, 158, Fevereiro 2004, pg 53-69.

TIMOSHENKO S. P. and GERE, J. M., *Theory of stability*, 2nd ed., McGraw-Hill Book Co., Inc., New York, N.Y., 1961.

WANG, X., Behavior of steel members with trapezoidally corrugated webs and tubular flanges under static loading, Drexel University, Doctor Thesis, 2003.

ZEMAN & Co GESELLSCHAFT MBH, Corrugated Web Beam - Technical Documentation, Austria, 1999.