

ESTUDO PARAMÉTRICO SOBRE O COMPORTAMENTO ESTRUTURAL E DIMENSIONAMENTO DE TERÇAS DE AÇO RESTRINGIDAS PELAS TELHAS

Luiz Carlos Marcos Vieira Junior¹ & Maximiliano Malite²

Resumo

Terças e longarinas metálicas são geralmente projetadas no Brasil desconsiderando a interação com as telhas, ou seja, como barras isoladas, apesar da norma brasileira NBR 14762:2001 apresentar um procedimento de cálculo que leva em consideração tal interação (método do fator R). Foram analisados modelos numéricos propostos na literatura e desenvolvido um modelo via método dos elementos finitos (MEF) que incorpora as não linearidades e o contato terça-telha. O modelo foi calibrado com resultados experimentais e posteriormente foi realizada uma análise paramétrica, a qual permitiu gerar expressões que relacionam a força (vento de sucção) com os deslocamentos. Foi também analisada a viabilidade da aplicação do método da resistência direta (MRD) ao dimensionamento de terças restringidas pela telha, empregando o método das faixas finitas (MFF) para a análise de estabilidade elástica, em que a restrição promovida pela telha foi modelada por meio de vínculos elásticos na mesa conectada com a telha. Foram considerados dois casos de distribuição de tensões normais: (i) tensões oriundas somente da flexão e (ii) tensões oriundas da flexão e torção. Em ambos os casos o momento resistente apresentou diferenças relativamente elevadas em relação ao obtido pelo método do fator R, refletindo a necessidade de uma abordagem específica do método para o sistema terça-telha.

Palavras-chave: Estruturas de aço. Perfis formados a frio. Terças de aço. Terça-telha. Método da resistência direta.

BEHAVIOR AND DESIGN OF COLD-FORMED STEEL PURLIN-SHEETING SYSTEMS

Abstract

Brazilian and American design standards for cold-formed steel structures prescribe a design method – R method – that considers the interaction between purlin and sheeting. It is, however, a common practice to disregard the contribution of the sheeting in the design of purlins and side-rails. Experimental results were used to calibrate non-linear finite elements (FE) models of the purlin-sheeting systems. The FE models were used to explore the behavior and strength of purlin-sheeting systems as well as to generate equations that predict the vertical displacement of the system. This paper also presents a study to verify the possibility of designing purlin-sheeting systems by the direct strength method (DSM). Springs attached to the purlin flange simulate the restraint provided by the sheeting; the elastic buckling analysis was carried out by finite strip models. Two longitudinal stress distribution were considered: (i) pure bending and (ii) bending and torsion. Results revealed that the DSM leads to much greater strength prediction than the R method, therefore future research is needed in order to use the DSM in the design of cold-formed steel purlin-sheeting systems.

Keywords: Steel Structures. Cold-formed Steel Structures. Steel Purlin. Purlin-sheeting System.

¹ Mestre em Engenharia de Estruturas - EESC-USP, luizvieirajr@gmail.com

² Professor do Departamento de Engenharia de Estruturas da EESC-USP, mamalite@sc.usp.br

1 INTRODUÇÃO

As terças são elementos estruturais que servem de elo entre as telhas de cobertura e as tesouras, assim sendo, transmitem o carregamento aplicado nas telhas às tesouras (ou estrutura principal). O mesmo elemento recebe a denominação de longarina quando apóiam as telhas de fechamento lateral e transmitem o carregamento aos pilares

Nos últimos anos, diversos pesquisadores têm analisado e sugerido modelos para o dimensionamento de vigas conectadas a painéis, com base em modelos teóricos e experimentais. Cabe ressaltar Peköz & Soroushian que deram as bases ao procedimento adotado pelo Eurocode 3 – parte 1.3 (1996), LaBoube desenvolveu o método incorporado pelo AISI a partir de 1991, Ye apresenta em suas pesquisas modelos importantes para a compreensão dos modos de instabilidade, além de outros pesquisadores que tem proposto métodos de análise numérica como Teoria Generalizada de Vigas (GBT), Método das Faixas Finitas (MFF) e Método dos Elementos Finitos (MEF).

Baságli (2004) modelou o sistema terça-telha via MEF utilizando o programa ANSYS com grande refinamento e conseguiu reproduzir satisfatoriamente os resultados experimentais obtidos por Javaroni (1999), no entanto, o tempo de processamento necessário para realizar o estudo paramétrico seria inviável.

Dessa forma, o presente trabalho propõe modelos numéricos que viabilizam o estudo paramétrico do comportamento estrutural de terças biapoiadas em perfil U_e (U enrijecido) e também analisa a viabilidade da utilização do método da resistência direta para o dimensionamento de terças.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Os perfis formados a frio apresentam relação largura/espessura que conduzem a modos de falha por instabilidade, sendo sensível a contribuição das telhas para a estabilidade lateral das terças e, conseqüentemente, para a capacidade resistente aos carregamentos aplicados. A partir dessas informações o próximo item visa elucidar os modos de instabilidade.

2.1 Modos de falha por instabilidade

Os perfis formados a frio estão sujeitos a modos de falha por instabilidade local, global, distorcional ou efeitos simultâneos, que geralmente conduzem a esforços resistentes inferiores à plastificação da seção transversal. O modo de instabilidade está condicionado às propriedades geométricas, às condições de contorno e aos carregamentos aplicados. A figura 1 ilustra o comportamento de um perfil U_e (U enrijecido), submetido à flexão simples, relacionando a tensão de flambagem com o comprimento de meia onda.

O ponto 1 caracteriza a flambagem local, ou seja, as arestas permanecem na mesma posição e os ângulos entre elementos permanecem inalterados, no entanto, os elementos comprimidos apresentam deslocamentos perpendiculares ao seu plano. A flambagem local é predominante em perfis com comprimento destravado pequeno em relação às dimensões do perfil.

O ponto 2 caracteriza a flambagem distorcional, na qual ocorre a rotação do conjunto mesa-enrijecedor de borda em relação à alma, os ângulos entre elementos são alterados e conseqüentemente há a translação da aresta posicionada na junção da mesa com o enrijecedor. O ponto 3 caracteriza a flambagem lateral com torção, ou seja, flambagem global, onde ocorre a torção do perfil acompanhada de um deslocamento lateral.

Finalmente, o ponto 4 caracteriza particularmente o caso de perfis com a mesa tracionada restringida, que é o caso da interação terça-telha sob o efeito de vento de sucção. O efeito conhecido

como flambagem distorcional lateral é o resultado do acoplamento do efeito da flexão transversal da alma (flambagem distorcional) com o deslocamento lateral da mesa comprimida.

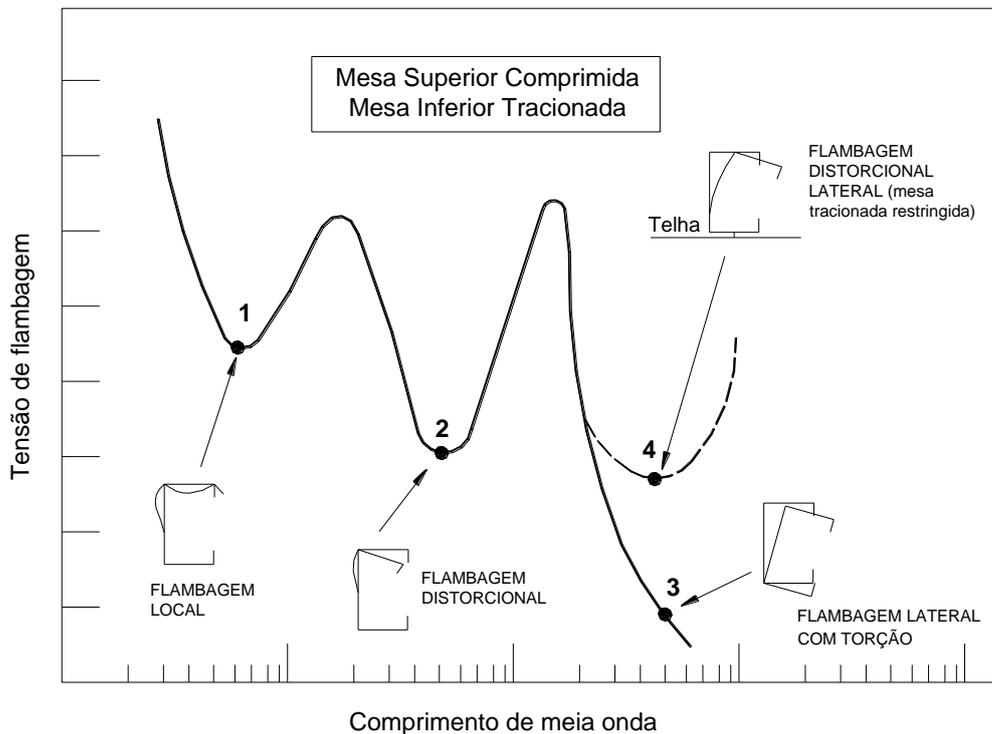


Figura 1 – Tensão de flambagem elástica versus comprimento de meia onda para um perfil U_e. Fonte: Adapt. Hancock et al.(2001).

2.2 Comportamento estrutural do sistema terça-telha

Os sistemas terça-telha podem estar submetidos a carregamentos gravitacionais e de sucção. O carregamento gravitacional é transferido para a terça pelo contato existente entre a telha e a terça, ou seja, uma carga distribuída por área, a qual por simplificação é substituída por uma carga distribuída linearmente na posição da conexão da terça com a telha. Já o carregamento de sucção é transferido da telha para a terça somente pelo conector, no entanto para simplificação ao invés de considerar cargas pontuais no ponto onde é instalado o conector considera-se uma carga distribuída linearmente ao longo da posição do conector.

Os efeitos produzidos pelo carregamento são resultantes do acoplamento da flexão, da torção e do fluxo de tensões cisalhantes. Analisando o perfil U_e submetido à carregamento gravitacional ou de sucção aplicado paralelo à alma (Figura 2a) ocorrerá flexão simples e, portanto deslocamento perpendicular à mesa do perfil. Como o carregamento não está aplicado no centro de torção irá ocorrer a torção e o fluxo de tensões de cisalhamento poderá gerar a distorção do perfil.

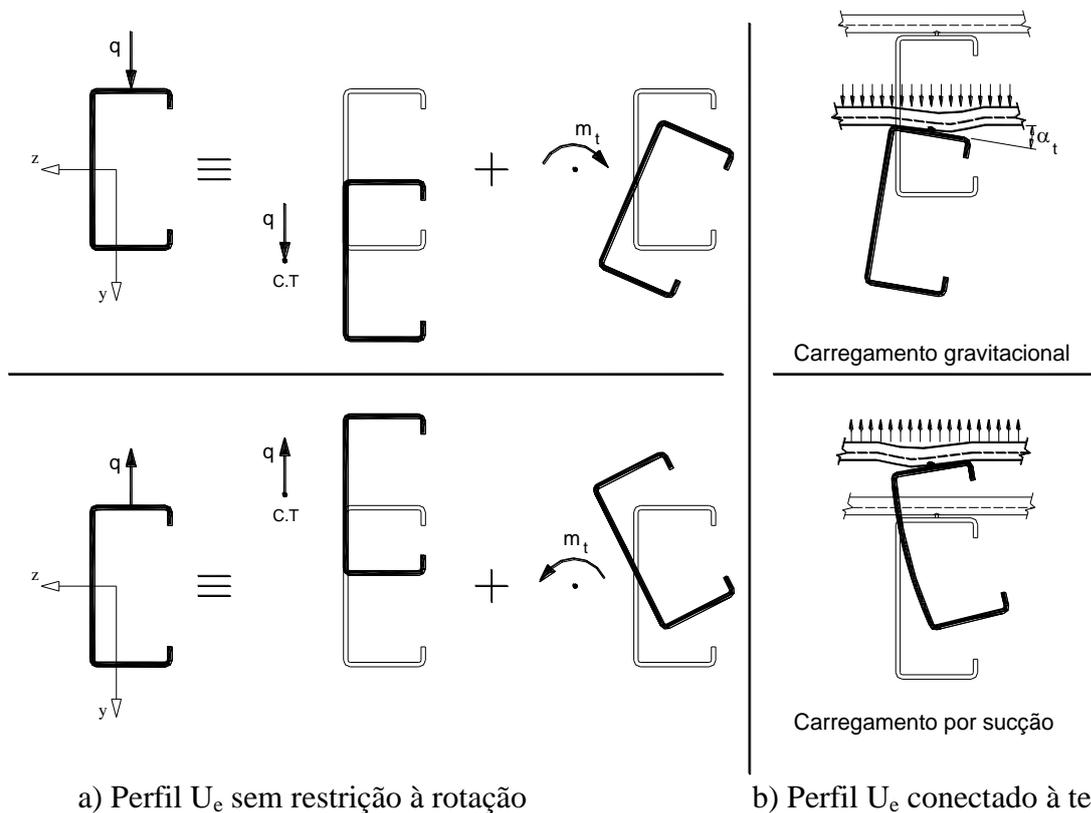


Figura 2 – Comportamento estrutural do perfil U_e sem restrição à rotação e conectado à telha. Fonte: Baságliã (2004).

2.3 Modelo de LaBoube (University of Missouri-Rolla)

O Modelo de Laboube (1988, 1991 e 1992) consiste em um procedimento empírico de análise em caixa de sucção. O dispositivo da caixa de sucção é composto pelo conjunto telha-terça a ser ensaiada, sujeita a uma diferença de pressão interna e externa provocada pela retirada do ar contido no interior da caixa.

O momento fletor máximo observado no ensaio é relacionado com o momento fletor de início de escoamento da seção efetiva, obtendo-se um fator de redução R.

$$M_R = R \cdot W_{ef} \cdot f_y \quad (1)$$

Onde:

M_R : momento fletor resistente (valor limite estabelecido no ensaio);

R: fator de redução;

W_{ef} : módulo de resistência elástico da seção efetiva referente ao início de escoamento da seção efetiva;

f_y : resistência ao escoamento do aço.

Os valores médios do fator de redução R encontrados por LaBoube (1988) e adotado pelo AISI (1991) são mostrados na tabela 1. Estes mesmos valores são adotados pela norma brasileira ABNT NBR 14762:2001 (Anexo F).

Tabela 1 – Valores do fator de redução R encontrados por LaBoube (1988)

| Seção | Sistema | R |
|----------------|-------------------------------------|------|
| U _e | (biapoiado, sem linhas de corrente) | 0,40 |
| Z _e | (biapoiado, sem linhas de corrente) | 0,50 |
| U _e | (contínuo, sem linhas de corrente) | 0,60 |
| Z _e | (contínuo, sem linhas de corrente) | 0,70 |

Após a revisão do AISI (1996), o AISI (2001) adotou para terças biapoiadas outros valores para o fator R, em que há a variação do mesmo em função da altura do perfil, já que em terças de menor altura o efeito da distorção lateral é menor. O fator R continua o mesmo para terças com altura entre 216 e 292 mm, porém é alterado para perfis U_e e Z_e de altura inferior a 216 mm.

Tabela 2 – Valores do fator de R adotados nas recomendações do AISI (2001)

| Terças biapodas sem linhas de corrente | | |
|---|-----------------------|------|
| Seção | Altura do perfil (mm) | R |
| U _e ou Z _e | $b_w \leq 165$ | 0,70 |
| U _e ou Z _e | $165 < b_w \leq 216$ | 0,65 |
| Z _e | $216 < b_w \leq 292$ | 0,50 |
| U _e | $216 < b_w \leq 292$ | 0,40 |

3 MODELAGEM NUMÉRICA

Foram analisados modelos numéricos propostos na literatura e desenvolvido um modelo via método dos elementos finitos (MEF) que incorpora as não linearidades física e geométrica e o contato terça-telha. O modelo foi calibrado com resultados experimentais desenvolvidos por Javaroni (1999).

Para a representação dos ensaios foram utilizados quatro elementos que podem ser encontrados na biblioteca interna do ANSYS (1997). Foi utilizado um elemento de casca denominado SHELL181, dois elementos de contato denominados TARGE170 e CONTA173 e um elemento de mola denominado COMBIN39.

Para a consideração da não linearidade do material aço da terça e telha foi adotado o material com modelo constitutivo elastoplástico trilinear com encruamento isotrópico e critério de plastificação de von Mises.

3.1 Ensaios realizados por Javaroni (1999)

Os ensaios em caixa de sucção realizados por Javaroni (1999) (Figura 3) foram adotados como referência para as análises numéricas do presente trabalho. Os protótipos ensaiados foram constituídos por três terças espaçadas por 1780 mm e com 5620 mm de comprimento e telha com 40 mm de altura e 0,65 mm de espessura. Para a calibração dos modelos numéricos foi considerado o perfil U_e 127x50x17x3,00 conectado às telhas em todas as ondas.



Figura 3 – Ensaio do sistema terça-telha em caixa de sucção. (Fonte: Javaroni (1999)).

3.2 Modelo proposto 1

Baságliã (2004) adotou em suas simulações modelo idêntico ao ensaio de sucção realizado por Javaroni (1999), utilizando-se apenas de um eixo de simetria situado a meio vão da terça. Baseado em Baságliã (2004) foi desenvolvido o modelo proposto 1 o qual é apresentado na figura 4. O eixo de simetria na seção a meio vão da terça restringe segundo o eixo apresentado na figura o deslocamento na direção do eixo z e as rotações em torno de x e y ($u_z = \phi_x = \phi_y = 0$), já o eixo de simetria simulando a continuidade da telha restringe os deslocamentos na direção do eixo x e as rotações em torno dos eixos y e z ($u_x = \phi_y = \phi_z = 0$).

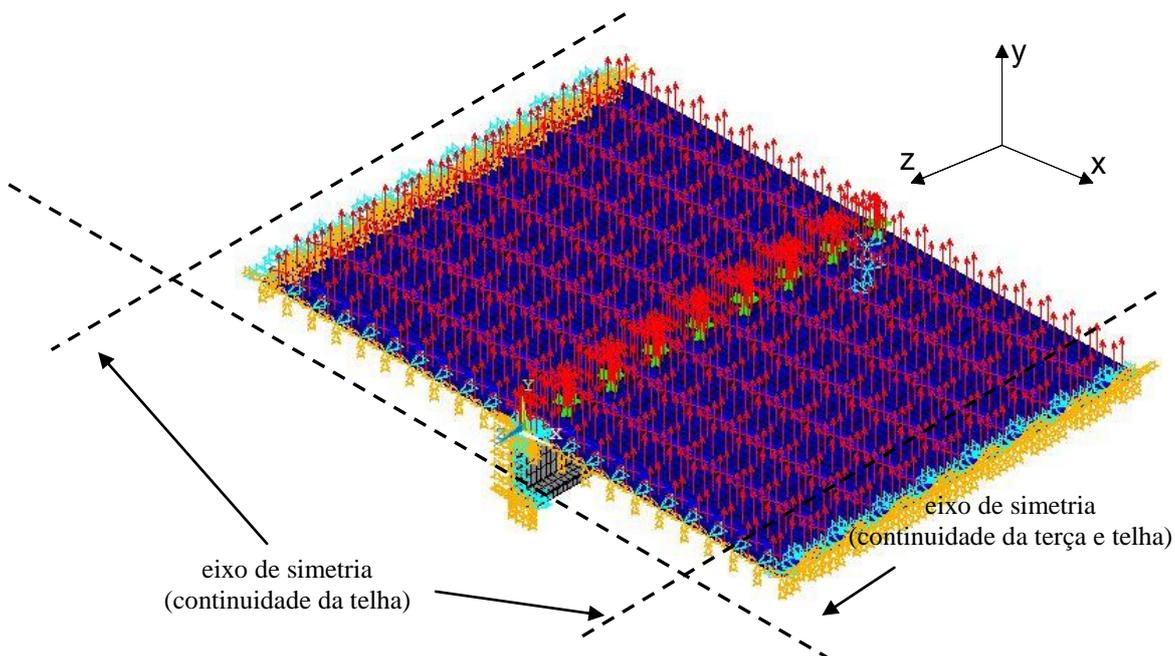


Figura 4 – Modelo proposto 1.

3.3 Modelo proposto 2 (Mola)

O modelo proposto 2 (Figura 5) consiste no perfil da terça, nos apoios simulando os parafusos, nas forças nodais, na mola referente à rigidez imposta pela conexão terça-telha e no eixo de simetria (apenas meio vão da terça é simulado). Cada nó no centro da mesa superior do perfil dispõe de um elemento de mola rotacional, uma força concentrada e um apoio restringindo o deslocamento na direção do eixo x que irá simular a rigidez lateral da telha.

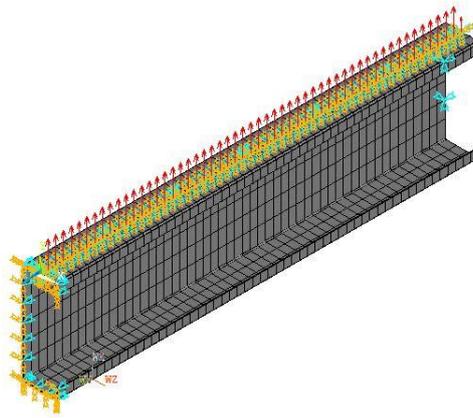
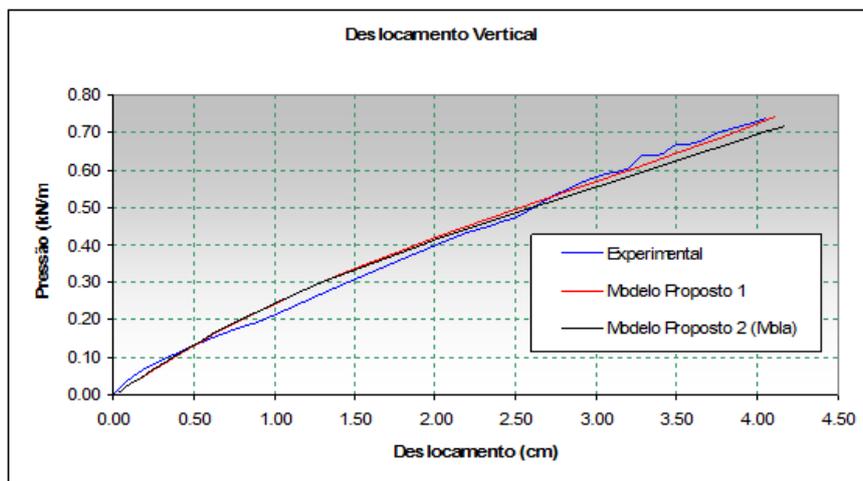


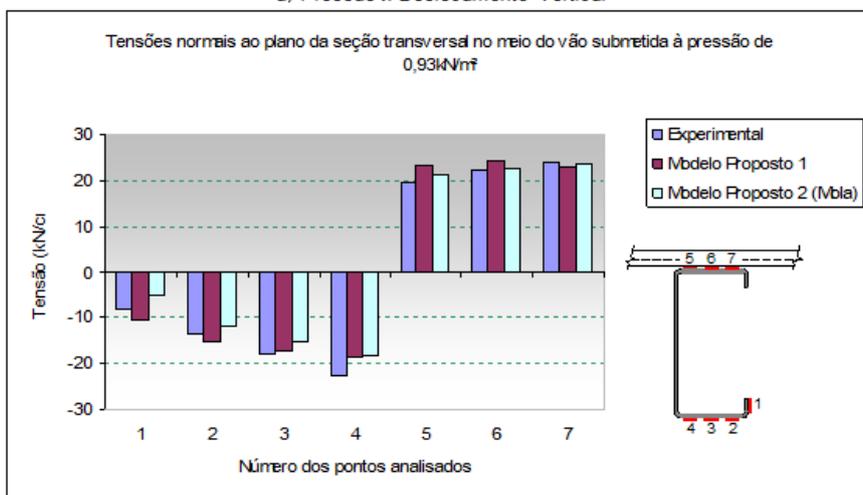
Figura 5 – Modelo Proposto 2 (Mola).

3.4 Validação do modelo numérico

Ao analisar-se o deslocamento vertical (Figura 6a) é possível verificar uma concordância satisfatória entre o modelo experimental e todas as análises numéricas, no entanto o modelo proposto 1, foi o que apresentou melhor concordância.



a) Pressão x Deslocamento Vertical



b) Gráfico comparativo das tensões normais ao plano da seção transversal

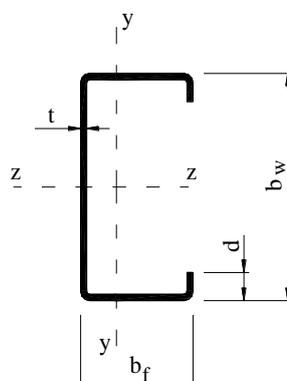
Figura 6 – Gráficos utilizados para a validação do modelo numérico.

No gráfico de barras da Figura 6b é comparada as tensões normais ao plano da seção transversal no meio do vão adquiridas pelo modelo proposto 1 e 2, sendo que são apresentados pontos com diferenças significativas e pontos com boa concordância. Dessa forma, pode-se dizer que os modelos apresentam boa concordância com o experimental, sobretudo para a análise de deslocamentos.

4 ANÁLISE PARAMÉTRICA

A partir do modelo proposto 1, item 3.2, foi desenvolvida uma análise paramétrica para terças biapoiadas em perfil Ue. Os perfis e vãos adotados refletem as práticas usuais do mercado brasileiro (Tabela 3).

Tabela 3 – Dimensões dos perfis e vãos adotados na análise paramétrica

| Seção | Perfil ($b_w \times b_f \times d \times t$) | Vão |
|---|---|----------------|
|  <p>$U_e = U$ enrijecido</p> | 150x60x20x1,5 | 4788 a 6498 mm |
| | 150x60x20x2,65 | 4788 a 6840 mm |
| | 200x75x20x2 | 5814 a 8208 mm |
| | 250x85x25x2 | 7524 a 9576 mm |
| | 250x85x25x3 | 7524 a 9576 mm |

Dois estados limites devem ser verificados, o estado limite último e o estado limite de serviço. Os estados-limites últimos são aqueles associados ao colapso parcial ou total da estrutura, os quais compreendem perda de equilíbrio da estrutura ou parte dela como corpo rígido, deformação excessiva, ruptura ou instabilidade. O estado-limite de serviço corresponde a situações além das quais critérios de serviço especificados não são mais atendidos, portanto para as terças consiste em deslocamentos excessivos que venham a prejudicar a estanqueidade, a estética ou provocar danos em componentes a elas vinculados.

Para terças em geral é proposto pela ABNT NBR 14762:2001 o limite de deslocamentos de $L/180$ (L é o vão da terça). Como a análise será feita em conjunto com casos associados a estados-limites últimos, convencionou-se adotar o limite $L/120$.

A Tabela 4 mostra os valores de pressão aplicados à telha para atingir cada um dos itens analisados, os valores são mostrados para os vãos extremos de cada seção transversal analisada. É importante ressaltar que o único modelo dentre os apresentados nessa tabela em que foi identificada instabilidade e escoamento da seção, seja pelo critério de von Mises ou escoamento longitudinal foi o modelo com perfil Ue 250x85x25x2 e vão igual a 7524 mm, no entanto a pressão-limite também é referente a atingir o deslocamento excessivo.

Na Tabela 4 é mostrada a grande diferença entre atingir o limite de deslocamentos identificado pela análise elástica de terça biapoiada e pela análise numérica, as diferenças chegam a 60% como no modelo Ue 200x75x20x2 e vão: 5814 mm. Outra questão a salientar são os valores resultantes dos

processos normativos que ora está muito a favor da segurança, Ue 250x85x25x2 e vão igual a 9576 mm, e ora está contra a segurança, Ue 250x85x25x3 e vão igual a 7524mm.

Também é apresentado na Tabela 4 na última coluna o fator R necessário para limitar os deslocamentos excessivos. Pelos valores encontrados é possível simplificarmente adotar R=0,6 para terças biapoiadas em perfil Ue.

Tabela 4 – Valores de pressão (kN/m²), para os itens analisados nos modelos extremos de cada faixa de vão estudada

| Seção transversal U _e | vão | Pressão* (kN/m ²) | | | | | | R** |
|----------------------------------|------|-------------------------------|------|------|------|------|------|------|
| | | P1 | P2 | P3 | P4 | P5 | P6 | |
| 150x60x20x1,5 | 4788 | 1,06 | 1,11 | 0,95 | 0,65 | 0,42 | 0,74 | 0,61 |
| | 6498 | 0,58 | 0,60 | 0,38 | 0,35 | 0,23 | 0,41 | 0,60 |
| 150x60x20x2,65 | 4788 | 1,86 | 1,86 | 1,60 | 1,13 | 0,74 | 1,30 | 0,61 |
| | 6840 | 0,92 | 0,92 | 0,55 | 0,54 | 0,37 | 0,64 | 0,59 |
| 200x75x20x2 | 5814 | 1,58 | 1,62 | 1,56 | 0,98 | 0,63 | 1,03 | 0,62 |
| | 8208 | 0,83 | 0,87 | 0,58 | 0,50 | 0,33 | 0,54 | 0,60 |
| 250x85x25x2 | 7524 | 1,39 | 1,48 | 1,34 | 0,89 | 0,56 | 0,56 | 0,64 |
| | 9576 | 0,86 | 0,91 | 0,65 | 0,57 | 0,34 | 0,34 | 0,66 |
| 250x85x25x3 | 7524 | 2,12 | 2,12 | 1,95 | 1,31 | 0,85 | 0,85 | 0,62 |
| | 9576 | 1,33 | 1,33 | 0,95 | 0,83 | 0,53 | 0,53 | 0,62 |

Onde:
P1: Pressão correspondente ao $M_R = W_{ef}.f_y$;
P2: Pressão correspondente ao $M_R = W.f_y$;
P3: Pressão correspondente a atingir L/120 na análise elástica de deslocamento;
P4: Pressão correspondente a atingir L/120 no modelo numérico;
P5: Pressão correspondente ao $M_R = R.W_{ef}.f_y$ como definido pela NBR 14762:2001;
P6: Pressão correspondente ao $M_R = R.W_{ef}.f_y$ como definido pelo AISI (2001).
Nota: * Valores de pressão para terças com largura de influência de 2 metros.
** Valor do fator R necessário se considerado como limite o limite de deslocamento L/120 definido na modelagem numérica.

4.1 Estado-limite de serviço

Devido à significativa resposta não linear do sistema telha-terça, os resultados da análise paramétrica permitiram determinar uma expressão para avaliar o deslocamento em função dos demais parâmetros envolvidos.

Para isso foi empregado o programa Table Curve 3D, onde após várias simulações optou-se por considerar um eixo relativo parâmetro L^3/W , sendo L o vão da terça e W o módulo de resistência elástico da seção bruta, o outro eixo relativo à força uniformemente distribuída na terça (p), ou seja, o produto da pressão aplicada na telha pela largura de influência e o outro eixo com a incógnita, o deslocamento vertical, representado por d .

Diversas expressões são fornecidas pelo programa e somente as mais expressivas são listadas. Foram selecionadas as que fossem de fácil aplicação e que proporcionaram boa concordância com a análise numérica. A concordância foi avaliada pelo fator r^2 , o fator tende ao valor 1 quanto melhor a aproximação.

As expressões (4.1) e (4.2) são relativamente simples e apresentam $r^2=0,9629$ e $0,93$, respectivamente, portanto refletindo um ajuste satisfatório.

$$\ln(d) = -17,59 + 1,20 \cdot \ln\left(\frac{L^3}{W}\right) + 1,41 \cdot \ln(q) \tag{4.1}$$

$$d = 1 / (24,63 \cdot 10^{-3} - 7,87 \cdot \sqrt{\frac{L^3}{W}} + 40,85 \cdot 10^{-2} / (\sqrt{p})) \tag{4.2}$$

A Figura 7 apresenta a superfície ajustada pela expressão (4.1), na figura a superfície é apresentada por mapa de cores e os pontos são plotados, sendo que os pontos vermelhos são os que se encontram mais distanciados.

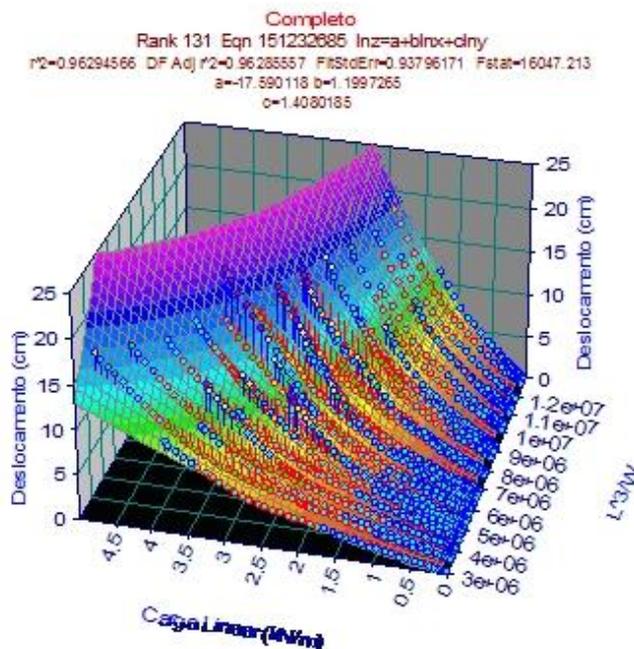


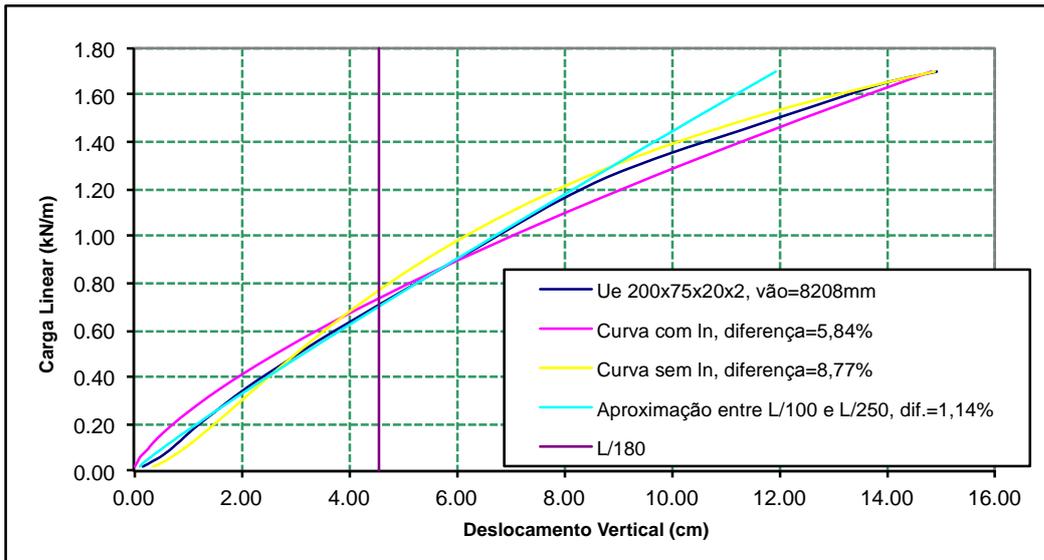
Figura 7 – Aproximação dos deslocamentos verticais pela superfície da equação (4.1).

Outra aproximação que resultou em bons resultados foi restringir os valores de entrada somente em deslocamentos entre $L/100$ e $L/150$. A equação (4.3) na qual o fator r^2 resultante é igual a $0,9825$. Assim a equação encontrada, apesar de não prever satisfatoriamente todo o comportamento do modelo, apresenta a melhor concordância nos pontos de seu domínio.

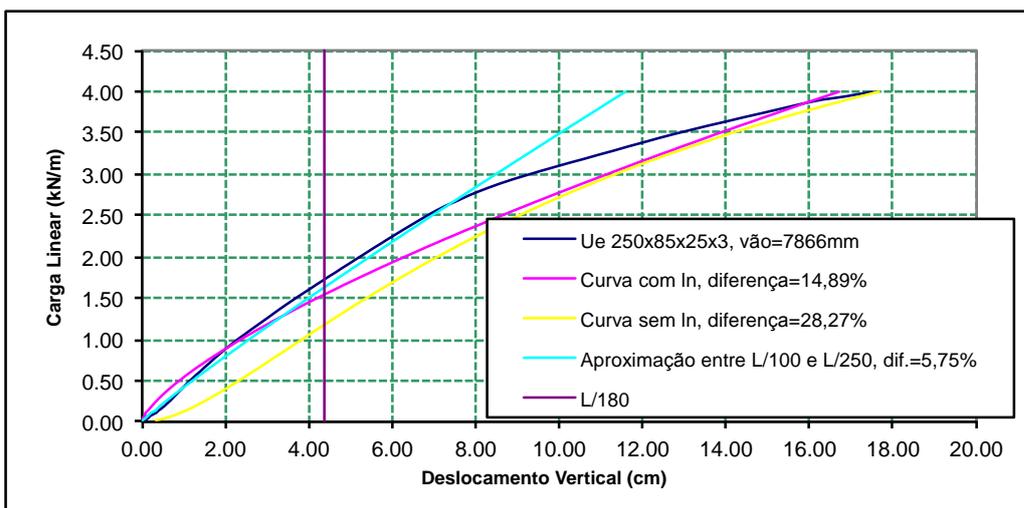
$$\ln(d) = -6,98 + 33,47 \cdot 10^{-3} \cdot \left(\ln\left(\frac{L^3}{W}\right)\right)^2 + 1,09 \cdot \ln(q) \tag{4.3}$$

A Figura 8 mostra a comparação ao se utilizar as equações propostas. Dois modelos são apresentados o primeiro, Figura 8a, apresentou diferenças pequenas a partir da utilização de todas as equações, já a Figura 8b, foi um dos modelos que apresentou maiores diferenças. O ponto de análise das diferenças é aquele correspondente a um deslocamento de $L/180$.

Na Figura 8 em ambos os modelos constata-se que a equação (4.3) apresenta diferença muito pequena, enquanto a equação (4.1) apresenta menor exatidão apesar de não possuir limite de deslocamentos para ser empregada, já a equação (4.2) mostra que as diferenças são muito grandes e que não é interessante utilizar equações ainda mais simplificadas.



a) Modelo do perfil Ue 200x75x20x2, vão=8208mm com boa aproximação para todas as curvas propostas para determinar o deslocamento das terças metálicas



b) Modelo do perfil Ue 250x85x25x3, vão=7866mm apresentando diferenças maiores quanto a aproximação de algumas curvas propostas para determinar o deslocamento de terças metálicas

Figura 8 – Comparação entre curvas analisadas e dois modelos em elementos finitos de terças metálicas.

4.2 Estado-limite último

Dos modelos analisados no programa ANSYS, cinco apresentaram instabilidade de alma, sendo todos perfil Ue 250x85x25x2 e vãos de 7524, 7866, 8208, 8550 e 8892 mm. O estudo mais detalhado de como pode ser determinado o momento resistente da terça é realizado no próximo item.

Os resultados de instabilidade de alma apresentados pelo programa ANSYS devem ser analisados com cautela, lembrando que o ensaio ao qual o modelo numérico foi calibrado não apresentou instabilidade de nenhuma natureza, sendo o deslocamento excessivo o fator limitante.

Assim, dá-se por necessário antes de qualquer afirmação, que o modelo numérico seja comparado a ensaios em que fique evidente o fenômeno de instabilidade. Deve-se atentar particularmente às imperfeições iniciais, ao grau de restrição que os apoios laterais (simulação dos parafusos) oferecem e às plastificações que acontecem nas regiões de ligação.

4.3 Método da Resistência Direta (MRD) aplicado ao sistema terço-telha

Apesar de, a partir de 2001, a especificação do AISI apresentar o método da resistência direta como alternativa de cálculo, terço conectada à telha ainda não é um tópico claramente abrangido pelo método devido à necessidade de mais pesquisas.

Dessa forma, é apresentado o estudo dos perfis analisados no trabalho utilizando o MRD. O MRD é aplicado considerando que a seção está restringida por vinculações que simulam o efeito da conexão à telha. Já as tensões à que a seção está submetida é considerada de duas formas: (i) tensões geradas apenas pela flexão (σ_M) e (ii) tensões combinadas da flexão (σ_M) e da flexotorção (σ_B).

Na Figura 9 são plotados os valores de tensão normal ao longo da seção transversal para o carregamento distribuído de 0,02 N/mm, aplicado no perfil Ue 250x85x25x2, sem restrição no plano da seção transversal e considerando apoio de vínculo de garfo em ambas as extremidades. É comparada no gráfico a distribuição de tensões considerando-se o carregamento distribuído aplicado no centro de cisalhamento e no centro da mesa superior.

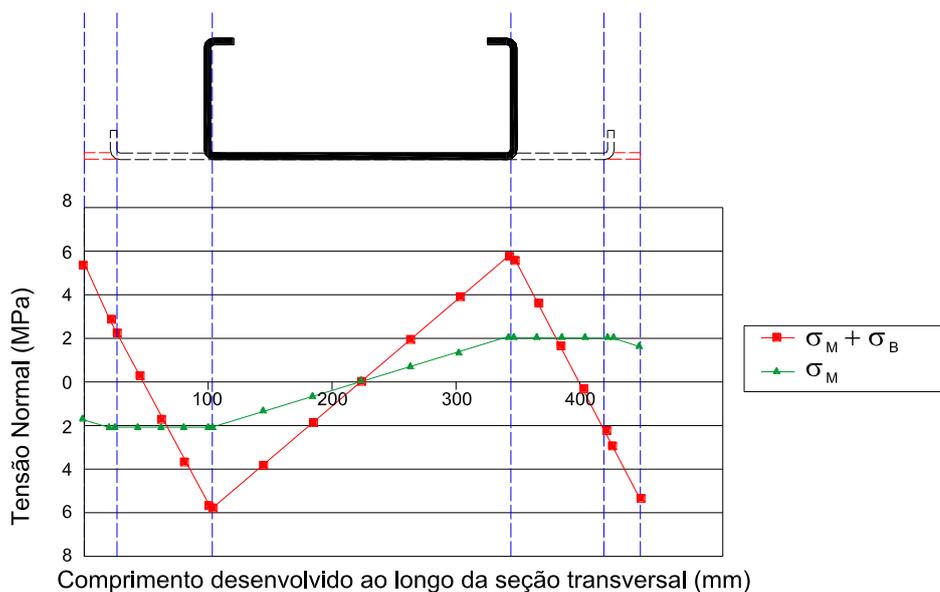


Figura 9 – Gráfico de distribuição de tensões ao longo da seção transversal.

Para carregamento aplicado no centro de cisalhamento, o perfil estará sujeito à flexão normal e a distribuição de tensões obedece à equação ($\sigma_M = \sigma_x = M_x \cdot y / I_x$). No entanto, sendo o carregamento aplicado no centro da mesa superior o perfil estará sujeito não somente a flexão como também à torção (flexotorção - σ_B). Na legenda do gráfico apresentado na Figura 9, σ_M representa a tensão proveniente do momento fletor, enquanto, σ_B representa a tensão normal de flexotorção, oriunda do bimomento.

O fato de se mudar a posição de aplicação do carregamento amplia consideravelmente o valor das tensões longitudinais atuantes além de alterar a distribuição das tensões. Para a flexão simples, o máximo valor das tensões encontra-se nas mesas, enquanto para o perfil sujeito à flexotorção, as máximas tensões atuam na junção das mesas com a alma.

4.3.1 MRD utilizando tensões oriundas somente da flexão

A consideração das tensões oriundas somente da flexão reflete a prática atual americana para o cálculo de terças utilizando o MRD.

Para a utilização do método da resistência direta é necessário proceder a uma análise geral de estabilidade elástica do perfil, de modo a se obter tensões críticas e os respectivos modos de flambagem. Para tal, será empregado o programa CUFSM, via faixas finitas, desenvolvido por Schafer (2006), o qual permite considerar restrições elásticas.

Foi adotado módulo de elasticidade (E) igual a 20500 kN/cm² e resistência de referência $f_y=300$ MPa, com distribuição de tensões correspondentes à flexão em torno do eixo principal perpendicular à alma (Figura 10b). Foi admitida restrição no centro da mesa tracionada por um apoio que bloqueia totalmente o deslocamento horizontal e uma mola rotacional na mesma posição (Figura 10a). Os apoios simulam a contribuição da telha, ou seja, considera-se que a telha irá restringir completamente o deslocamento horizontal e a mola de rotação simula a rigidez à rotação imposta pela telha.

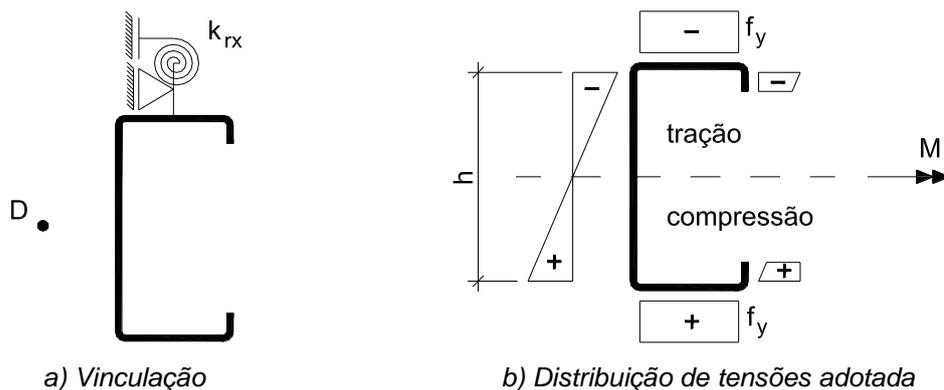


Figura 10 – Vinculação e distribuição de tensões para o CUFSM.

A Figura 11 mostra os resultados apresentados pelo programa CUFSM para a análise do perfil U_e 250x85x25x2, utilizando a rigidez de mola (k_{rx}) igual a 0,68 kN.m/rad/m, determinada por procedimento descrito em Vieira Jr.(2007). Como é mostrado, a análise de autovalor leva a três pontos de mínimo bem nítidos, sendo o primeiro referente à flambagem local ($M_{cr}/M_y=1,18$), o segundo à flambagem distorcional ($M_{crd}/M_y=1,20$) e o terceiro à flambagem lateral distorcional³ ($M_{cr}/M_y=0,56$).

A faixa de vãos considerada (7524 a 9576 mm) situa-se após o terceiro mínimo. Segundo a prática atual de cálculo o modo “distorção lateral” é analisado como um modo global, assim sendo para todos os vãos o valor de M_{cr}/M_y será igual a 0,56 e emprega-se na análise de momento crítico a curva estabelecida para flambagem lateral com torção (FLT). Da mesma forma, apesar do fenômeno apresentado ser flambagem lateral distorcional o momento crítico é corrigido pelo coeficiente de equivalência de momentos na flexão (C_b) que é associado apenas ao modo global (FLT).

O parâmetro C_b é calculado segundo a expressão apresentada na ABNT NBR 14762:2001 e irá mudar para cada vão analisado. Para a utilização da equação é necessário o máximo valor do

³ O termo flambagem lateral distorcional provém da tradução direta do termo em inglês: “*lateral distortional buckling*”.

momento fletor que não é alterado e coincide com o momento no centro da viga e o momento no primeiro e último quarto do vão, o qual é alterado para cada vão analisado e, portanto, o valor de C_b varia.

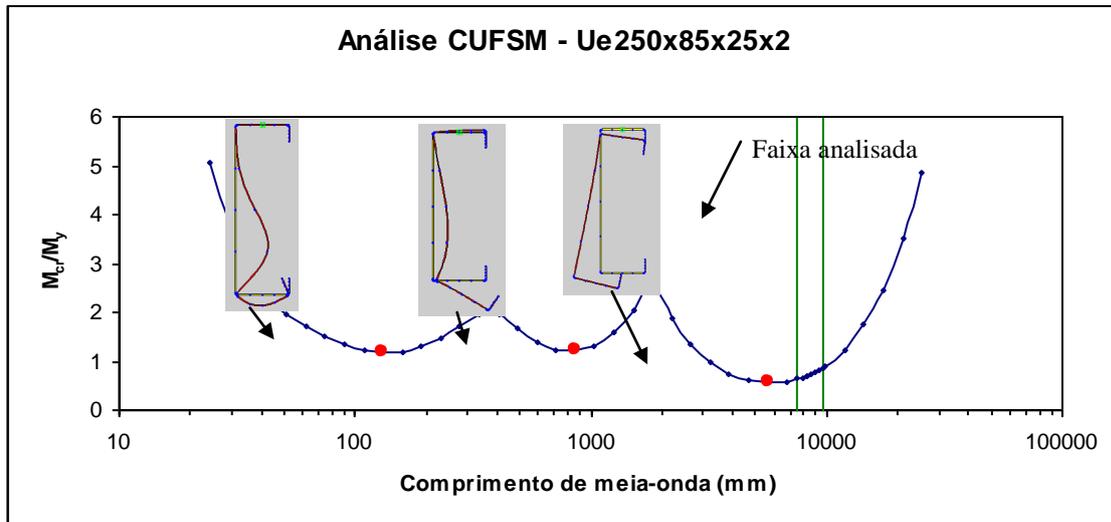


Figura 11 – Resultado da análise no programa CUFSM.

4.3.2 MRD utilizando tensões oriundas da flexão e da torção

Diante da dificuldade de determinação das tensões normais elásticas para perfis restringidos, Vieira Jr.(2007) apresenta um método para a determinação das mesmas. Nesse método as tensões provocadas pela flexão e torção são desacopladas e corrigidas pelos fatores α_M (coeficiente de redução do momento fletor) e α_B (coeficiente de redução dos efeitos da torção).

Vieira Jr.(2007) concluiu que α_M e α_B dependem do vão analisado e α_B depende também da rigidez de mola k_{rx} a ser empregada. Determinou-se por meio da análise dos coeficientes de redução que quanto maior o vão menores são os efeitos da flexão e torção e que quanto maior k_{rx} menor o efeito da torção.

Sabendo-se como avaliar as tensões em fase elástica basta carregar a estrutura até que a fibra mais solicitada atinja a resistência ao escoamento. Essas serão as tensões longitudinais (tensões de referência) que serão fornecidas ao programa CUFSM, vale lembrar que a análise de autovalor somente tem sentido quando feita utilizando as tensões encontradas devido à análise elástica. Deve-se também inserir como dado k_{rx} e restringir os deslocamentos horizontais (Figura 10a).

Dessa forma, basta processar o modelo e encontrar os autovalores. Os resultados obtidos pelo programa CUFSM são plotados no gráfico da Figura 12. Dois mínimos evidentes podem ser notados: o primeiro refere-se à flambagem local e o segundo à flambagem lateral distorcional. O mínimo para flambagem distorcional não fica claro nessa análise, porém não é regra geral apesar desse mínimo ser sempre um valor muito superior aos dos outros modos de flambagem, de tal forma que o modo distorcional não será predominante no dimensionamento.

De posse da análise realizada no CUFSM é possível utilizar o método da resistência direta parametrizando todos os resultados em função de M_y . Observa-se que, M_y é uma variável que representa a distribuição de tensões e não é associado diretamente a um número de tal forma que os momentos nominais ficam em função da variável M_y .

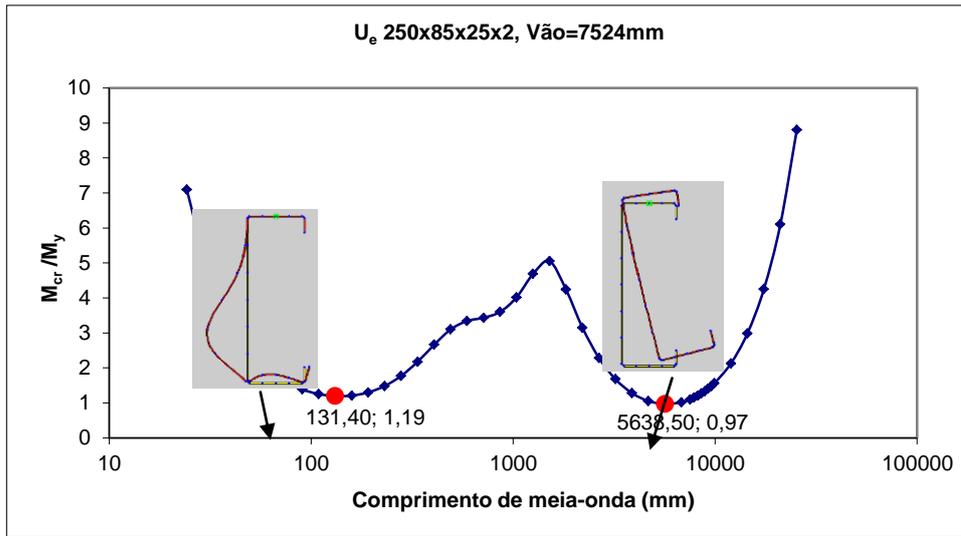


Figura 12 – Resultados obtidos pelo CUFSM.

A partir da análise anteriormente apresentada para o perfil U_e 250x85x25x2 e vão de 7524 mm, obteve-se $M_g(M_y) = 0,814 \cdot M_y$ e $M_l(M_y) = 0,782 \cdot M_y$, assim $M_n(M_y) = M_l(M_y) = 0,782 \cdot M_y$. Para que o perfil seja solicitado a 78,2% de M_y é necessário que seja aplicado a pressão de 1,42 kN/m².

4.3.3 Comparação dos modelos de dimensionamento

O mesmo estudo apresentado no item anterior para uma seção e vão específico foi realizado para todas as seções e vãos em análise (Figura 13). Nessa figura são comparados os resultados encontrados utilizando-se o modelo em que são consideradas apenas as tensões provenientes da flexão (Modelo Simplificado – M.S. – símbolos cheios), aos resultados encontrados considerando as tensões provenientes da flexão e torção (Modelo Completo – M.C. – símbolos vazados).

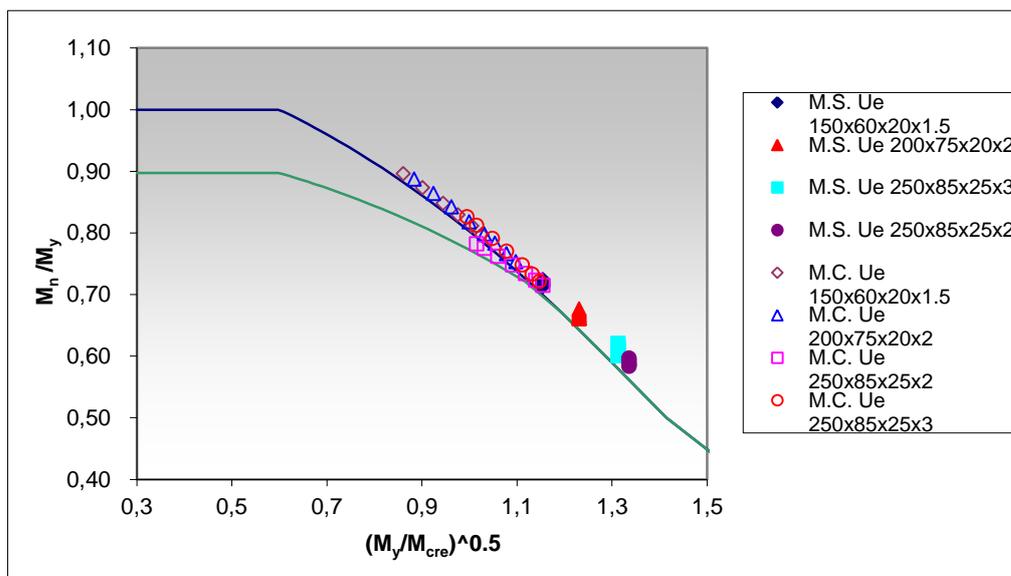


Figura 13 – Comparação dos resultados utilizando-se o modelo simplificado de dimensionamento pelo MRD (M.S.) e o modelo completo (M.C.).

A Figura 13 evidencia a grande diferença encontrada entre os modelos considerados. Por exemplo, para a seção Ue 250x85x25x2, enquanto para o modelo simplificado Mn/My resulta por volta de 0,6, no modelo completo Mn/My varia de 0,7 a 0,8, veja que essa grande diferença é mantida para todas as seções analisadas. Outro fato a ser notado é a devida correlação entre as simulações e as curvas do MRD definidas. É importante observar que, para o perfil Ue 250x85x25x2, o momento resistente é governado pelo modo local.

Na Tabela 5 são comparados os valores de pressão resultantes do dimensionamento segundo a ABNT NBR 14762:2001, o AISI (2001) e o MRD (M.S. e M.C.) para os vãos extremos do estudo paramétrico. Nota-se que os valores de pressão admissível pelo MRD são sempre superiores ao dimensionamento pelas normas analisadas. Pode-se concluir também que é considerável a diferença no dimensionamento de terças conectadas a telha pelos dois métodos M.S. e M.C. e que certamente, apesar de maior dificuldade de implementação, o M.C. conduz ao dimensionamento mais econômico.

Tabela 5 – Valores de pressão máxima obtidas pelos métodos de dimensionamento analisados

| Seção transversal U _e | vão (mm) | Pressão* (kN/m ²) | | | |
|----------------------------------|----------|-------------------------------|------|------|------|
| | | P1 | P2 | P3 | P4 |
| 150x60x20x1,5 | 4788 | 0,42 | 0,74 | 0,81 | 1,18 |
| | 6498 | 0,23 | 0,41 | 0,44 | 0,71 |
| 200x75x20x2 | 5814 | 0,63 | 1,03 | 1,13 | 1,69 |
| | 8208 | 0,32 | 0,51 | 0,55 | 0,93 |
| 250x85x25x2 | 7524 | 0,56 | 0,56 | 0,89 | 1,41 |
| | 9576 | 0,34 | 0,34 | 0,54 | 0,95 |
| 250x85x25x3 | 7524 | 0,86 | 0,86 | 1,34 | 2,16 |
| | 9576 | 0,53 | 0,53 | 0,81 | 1,40 |

Onde:
P1: Pressão correspondente ao $M_R = R \cdot W_{ef} \cdot f_y$ como definido pela NBR 14762:2001;
P2: Pressão correspondente ao $M_R = R \cdot W_{ef} \cdot f_y$ como definido pelo AISI (2001);
P3: Pressão correspondente ao dimensionamento pelo MRD de acordo com o M.S.
P4: Pressão correspondente ao dimensionamento pelo MRD de acordo com o M.C.
* Nota: Valores de pressão para terças com largura de influência de 2 metros.

5 CONCLUSÕES

Dois modelos numéricos foram estudados via MEF: (i) modelo proposto 1, onde são utilizados eixos de simetria para simular a continuidade da terça e telha, (ii) modelo proposto 2, onde utiliza-se elementos de mola para representar a telha e um eixo de simetria a meio vão da terça. Os modelos, apesar da sequência de simplificações adotadas, apresentaram ótimas correlações com os ensaios desenvolvidos por Javaroni (1999), sobretudo quando comparado o deslocamento vertical.

Por meio de um estudo paramétrico foi possível gerar equações de superfície para determinar os deslocamentos verticais, tendo-se como variáveis o vão da terça, o módulo de resistência elástico da seção bruta e o carregamento aplicado. As equações apresentadas são importantes para uma avaliação mais realista do estado-limite de serviço, uma vez que os deslocamentos obtidos com base em análise elástica de primeira ordem, em geral não conduzem a resultados satisfatórios, em vista da resposta fortemente não-linear do sistema.

Nas análises numéricas via MEF, em muitos casos o estado-limite último não ficou caracterizado, dificultando assim o emprego desses modelos para a avaliação do momento fletor

resistente. Para alguns casos de terças de maior esbeltez local (U_e 250x85x25x2), a análise numérica indicou a ocorrência de instabilidade local na alma, entretanto não é possível extrair conclusões consistentes uma vez que a análise experimental empregada para a calibração dos modelos não indicou tal ocorrência (terças com menor esbeltez local).

A análise de viabilidade do emprego do método da resistência direta (MRD) foi feita com base em um estudo paramétrico admitindo dois casos de distribuição de tensões: (i) tensões oriundas somente da flexão, que correspondem a atual prática nos EUA e (ii) tensões oriundas da flexão e torção. Em ambos os casos foi empregada a curva de dimensionamento associada à flambagem lateral com torção (FLT) uma vez que o MRD não prevê curva de dimensionamento específica para a distorção lateral.

Os resultados do MRD quando comparados aos procedimentos do AISI (2001) e ABNT NBR 14762:2001 apresentaram grande diferença. Ambos os casos indicaram momentos resistentes superiores aos obtidos pelo método do fator R, sendo que o caso (i) apresentou resultados mais próximos. Tomando como referência o método do fator R, proposto com base em ensaios experimentais (caixa de sucção), pode-se concluir que não é adequado empregar a curva de dimensionamento associada à flambagem lateral com torção para o modo de distorção lateral. Assim, será necessário calibrar o MRD de modo a permitir a análise de terças restringidas pelas telhas.

6 AGRADECIMENTOS

Ao Professor Schafer (Universidade de Johns Hopkins) pela contribuição científica.

À USIMINAS pelo apoio financeiro.

7 REFERÊNCIAS

- AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE (1996). *Cold-Formed Steel Design Manual*. Washington: AISI.
- AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE (2001). *North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members*. Washington: AISI.
- ANSYS (1997). User's guide for revision 5.5. Houston. v.1.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2001). *NBR 14762: Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio*. Rio de Janeiro: ABNT.
- BASÁGLIA, C.D. (2004). *Sobre o comportamento estrutural de terças de aço considerando a interação com as telhas*. 117p. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos. 2004.
- EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDISATION (1996). *Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1.3: General rules. Supplementary rules for cold-formed thin gauge members and sheeting*. Brussels: CEN. (ENV 1993-1-3: 1996).
- HANCOCK, G.J., MURRAY, T.M.; ELLIFRITT, D.S. (2001). *Cold-formed steel structures to the AISI specification*. New York: Marcel Dekker, Inc.
- JAVARONI, C.E. (1999). *Perfis de aço formados a frio submetidos à flexão: análise teórico-experimental*. 258p. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos. 1999.

- LaBOUBE, R.A. (1988). *Behavior of Continuous Span Purlin System*. In: Ninth International Conference on Cold-Formed Steel Structures, 11., 1988, St. Louis, Missouri, USA. p.191-203
- LaBOUBE, R.A. (1991). *Uplift capacity of Z-purlins*. Journal of Structural Engineering, v.117, n.4, p.1159-1166.
- LaBOUBE, R.A. (1992). *Estimating uplift capacity of lighth steel roof system*. Journal of Structural Engineering, v.118, n.3, p.848-852.
- LUCAS, R.M.; AL-BERMANI, F.G.A; KITIPORNCHAI, S. (1997a). *Modelling of cold-formed purlin-sheeting systems – part 1: full model*. Thin Walled Structures. v.27, n.3, p.223-243.
- LUCAS, R.M.; AL-BERMANI, F.G.A; KITIPORNCHAI, S. (1997b). *Modelling of cold-formed purlin-sheeting systems – part 2: simplified model*. Thin Walled Structures. v.27, n.4, p.263-286.
- PEKÖZ, T.; SOROUSHIAN, D. (1982). *Behavior of C- and Z-purlins under wind uplift*. In: International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, 6., 1982, St Louis, Missouri, USA. p.409-429.
- SCHAFER, B. W. CUFSM 2.6 – *Users Manual and Tutorials*. Available at www.ce.jhu.edu/bschafer/cufsm, 2006.
- SCHAFER, B.W. AND S. ADANY. (2006) *Buckling analysis of cold-formed steel members using CUFSM: Conventional and constrained finite strip methods*. in Eighteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures: Recent Research and Developments in Cold-Formed Steel Design and Construction, 2006. Orlando, FL.
- VIEIRA JR., L. C. M. (2007). *Análise numérica do comportamento estrutural e da resistência de terças de aço restringidas pelas telhas*. 125p. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2007.
- WINTER G.; LANSING W.; McCALLEY R. B. (1950). *Performance of Laterally Loaded Channel Beams*. Four papers on the performance of thin walled steel structures, Cornell University, Engineering Experiment Station, Reprint No. 33.