

Análise numérica do comportamento estrutural de terças de aço restringidas pelas telhas

Luiz Carlos Marcos Vieira Junior¹, Maximiliano Malite²

Trabalho recebido em 07/08/2006 e aprovado para publicação em 04/10/2007.

Resumo

Terças e longarinas metálicas são geralmente projetadas no Brasil desconsiderando a interação com as telhas, ou seja, como barras isoladas, apesar de a norma brasileira NBR 14762:2001 apresentar um procedimento de cálculo que leva em consideração tal interação (método do fator R). O comportamento estrutural do sistema terça-telha é complexo e a análise completa deve considerar a não-linearidade geométrica e física, bem como a influência do contato e da conexão terça-telha. Foram analisados modelos numéricos propostos na literatura e foi 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 avaliar modos de falha e gerar expressões que relacionam a força (vento de sucção) com os deslocamentos.

Palavras-chave: Estruturas de aço. Perfis formados a frio. Terças de aço. Terça-telha.

¹ Mestre em Engenharia de Estruturas, aluno de doutorado na Johns Hopkins University. 203 Latrobe, Baltimore, MD 21218, USA. luizvieirajr@gmail.com

² Professor Associado, Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo. Av. Trabalhador São-Carlense, 400, São Carlos, SP, Brasil. mamalite@sc.usp.br

1. Introdução

As terças são elementos estruturais que servem de elo entre as telhas de cobertura e as tesouras; assim, transmitem as ações aplicadas nas telhas às tesouras (ou estrutura principal). O mesmo elemento recebe a denominação de “longarina” quando apóia as telhas de fechamento lateral e transmite as ações 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 (1982), que deram as bases ao procedimento adotado pelo Eurocódigo 3 – parte 1.3 (1996); LaBoube (1988, 1991 e 1992), que desenvolveu o método incorporado pela NAS (2001); Ye et al. (2002, 2004), que apresentam em suas pesquisas modelos importantes para a compreensão dos modos de instabilidade, além de outros pesquisadores que têm proposto modelos para análise numérica via teoria generalizada de vigas (GBT), Método das Faixas Finitas (MFF) e Método dos Elementos Finitos (MEF).

Dentre os pesquisadores que utilizaram o MEF para o estudo do sistema terça-telha cabe ressaltar Lucas et al. (1997a,b) e Baságli (2004). Lucas et al. (1997a,b) propuseram dois modelos de análise não-linear: o modelo intitulado “completo” discretiza o sistema terça-telha com elementos de casca e faz o acoplamento de nós para simular o contato terça-telha e a continuidade da telha, ao passo que o modelo intitulado “simplificado” substitui a telha por elementos de mola.

Baságli (2004) simulou o ensaio em caixa de sucção desenvolvido por Javaroni (1999), agregando ao modelo completo de Lucas et al. (1997a,b) os elementos de contato entre a terça e a telha. Os resultados obtidos foram muito satisfatórios, porém com elevado custo computacional.

Dessa forma, no presente trabalho é proposto um modelo numérico para análise não linear que viabilizou o estudo paramétrico do comportamento estrutural de terças biapoiadas em perfil Ue (perfil U enrijecido), o qual possibilitou determinar expressões que relacionam a força (vento de sucção) com os deslocamentos.

2. Análise numérica

2.1 Elementos finitos utilizados

A análise numérica foi realizada com o programa ANSYS (1997). Foi utilizado para a modelagem da telha e da terça o elemento de casca SHELL181, apropriado para análise não-linear de cascas de pequena espessura sob grandes deformações e rotações.

O elemento possui quatro nós com seis graus de liberdade por nó, translação na direção dos eixos x, y e z e rotação em torno dos mesmos eixos. O elemento permite a utilização de materiais com comportamento não linear.

Foram utilizados elementos de contato para representar a interação entre os elementos de casca da telha e da terça. Os elementos de contato podem ser utilizados em análises tridimensionais e simulam a pressão de contato entre a terça e a telha, permitindo, ao mesmo tempo, o afastamento dos mesmos. Também consideram o atrito entre os dois elementos, apesar de pouco se alterarem os resultados para os casos analisados.

Para simular a restrição dada pela cantoneira de apoio foi utilizado o elemento de mola unidirecional COMBIN39, o qual possui dois nós e possibilita a entrada de curvas força-deslocamento ou momento-rotação não linear.

2.2 Critérios para a análise não linear

A resposta não linear foi analisada admitindo-se o comportamento não linear geométrico, físico e do contato terça-telha.

A não-linearidade do contato deve-se ao fato de que ao contato ser solicitado à tração nenhum esforço é acrescentado ao conjunto terça-telha, porém, ao ser solicitado à compressão, gera-se uma pressão no contato entre a terça e a telha.

Foram utilizados como parâmetros para simular o contato todos os valores predefinidos no ANSYS, exceto o coeficiente de atrito entre as duas superfícies, que foi alterado para 0,3, o que corresponde a um valor compatível com superfícies zincadas.

Para a terça e a telha foi adotado o modelo constitutivo elastoplástico multilinear com encruamento isótropo e critério de plastificação de von Mises. A curva tensão-deformação limitou-se a três trechos: o primeiro trata-se de um modelo elástico-linear considerando o módulo de elasticidade do aço (E) até a tensão de proporcionalidade (f_p), que equivale a 70% da resistência ao escoamento; o segundo trecho segue retilíneo até o ponto referente à resistência ao escoamento (f_y) e deformação de 0,5%; finalmente, segue retilíneo até o ponto equivalente à resistência à ruptura (f_u) e deformação de 20%.

Para a resolução do sistema não linear foi utilizado o método iterativo e incremental Newton-Raphson Completo (*Newton-Raphson Full*), que atualiza a matriz de rigidez tangente a cada iteração. Foi utilizada, em conjunto, a ferramenta *Stress Stiffness*. É importante salientar que em alguns modelos que apresentaram dificuldade de convergência foi utilizado na solução do sistema o método de Newton-Raphson Completo Assimétrico (*Full Newton-Raphson Unsymmetrical*).

O carregamento foi aplicado de forma incremental utilizando-se a ferramenta do ANSYS, conhecida como *Automatic Load Stepping*, e foi utilizado o critério de convergência em termos de deslocamentos.

Visando melhorar a convergência do modelo foi utilizada a ferramenta *Line-Search*, pois, segundo Lourenço (1999), os processos incrementais-iterativos apresentam a limitação de serem convergentes para a solução do sistema de equações não lineares a partir de praticamente qualquer solução inicial; assim, utiliza-se a ferramenta *Line-Search* para atingir a estimativa de uma solução exterior ao raio de convergência do método Newton-Raphson. O método consiste em multiplicar o vetor de incremento de deslocamentos por um fator determinado pela minimização da energia do sistema.

2.3 Modelo proposto

Baságliã (2004) adotou em suas simulações modelo fiel ao ensaio de sucção realizado por Javaroni (1999) (Figura 1), utilizando-se apenas de um eixo de simetria situado a meio vão da terço.

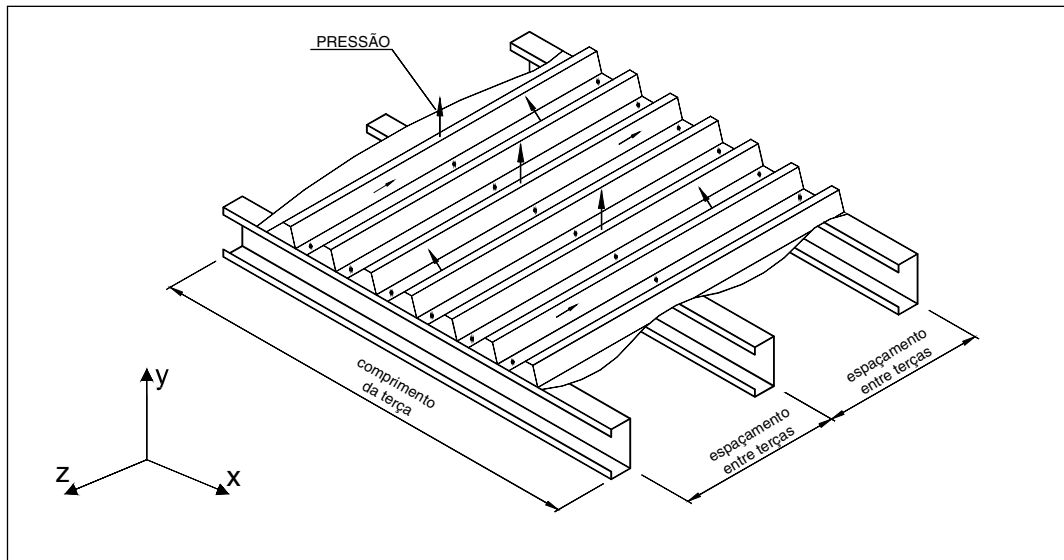


Figura 1: Modelo ensaiado por Javaroni (Baságliã, 2004).

No entanto, verificou-se que as reações verticais das terços das extremidades variam de 45 % a 55 % do valor da reação vertical no apoio da terço intermediária. Dessa forma, optou-se, no presente trabalho, por simular somente a terço intermediária e a telha contida na largura de influência e utilizar dois eixos de simetria localizados no meio do espaçamento entre terços (Fig. 2).

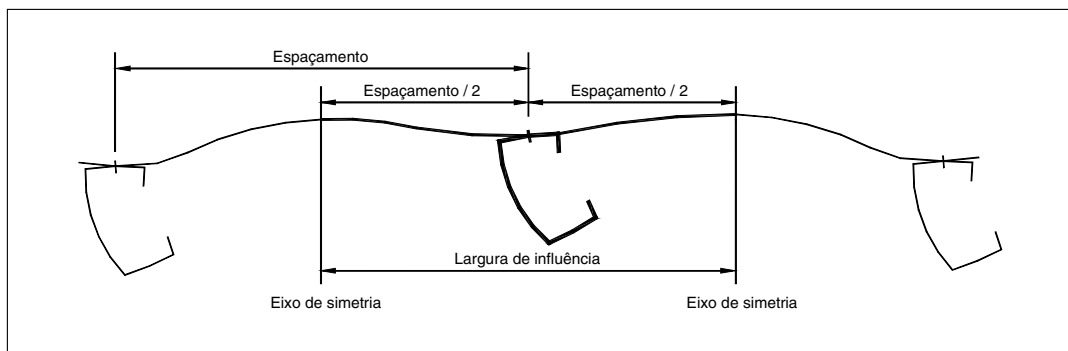


Figura 2: Configuração deformada e largura de influência da terço (Baságliã, 2004).

Assim, segundo o sistema de eixos apresentado na Figura 1, o eixo de simetria na seção a meio vão da terço restringe o deslocamento na direção do eixo x e as rotações

em torno de y e z ($u_x = \phi_y = \phi_z = 0$); ao passo que o eixo de simetria simulando a continuidade da telha restringe os deslocamentos na direção do eixo z e as rotações em torno dos eixos x e y ($u_z = \phi_x = \phi_y = 0$).

A união entre telha e terça é comumente dada a partir do uso de parafusos autotarraxantes. A partir desse detalhamento optou-se por acoplar os deslocamentos dos nós que delimitam a projeção do fuste do parafuso.

Os elementos de contato foram dispostos ao longo de toda a mesa superior do perfil (elemento CONTA173) e na parte inferior da telha (TARGE170).

A ligação da terça com a trave é normalmente feita pela alma por meio de parafusos e uma cantoneira de apoio, sendo a cantoneira de apoio fixada à trave por solda ou parafusos. Para simular os parafusos que ligam a terça à cantoneira de apoio, foram restringidos todos os deslocamentos ($u_x = u_y = u_z = 0$) dos nós que se encontram posicionados no mesmo local dos respectivos parafusos (Fig. 3).

A vinculação imposta pela cantoneira de apoio, como ilustrado na Figura 3, restringe o deslocamento da mesa inferior do perfil no sentido negativo da ordenada u e não faz nenhuma restrição no sentido positivo da ordenada u . Para simular esse efeito foi utilizado o elemento de mola COMBIN39, configurado de tal forma que para u positivo (deslocamento) nenhuma restrição seja oferecida, porém tem rigidez infinita para deslocamento u negativo.

A sucção foi aplicada por meio de uma força distribuída uniformemente, perpendicular às faces da telha, e o peso próprio foi desconsiderado.

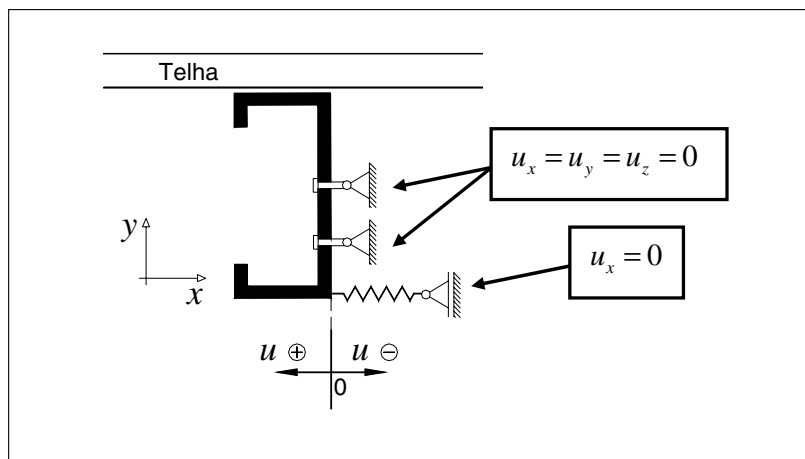


Figura 3: Modelagem da vinculação simulando a cantoneira de apoio (Baságia, 2004).

2.4 Validação do modelo numérico

Os ensaios em caixa de sucção realizados por Javaroni (1999) foram adotados como referência para as análises numéricas do presente trabalho (Fig. 4).

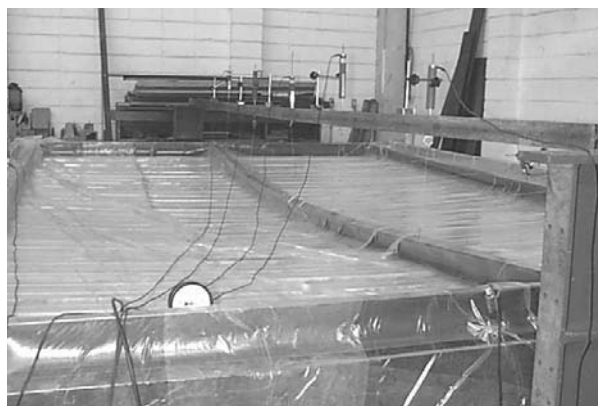


Figura 4: Ensaio do sistema terço-telha em caixa de sucção (Javaroni, 1999).

Os protótipos ensaiados foram constituídos por três terças igualmente espaçadas de 1.780 mm e com 5.620 mm de comprimento, telha com 40 mm de altura e 0,65 mm de espessura. Para a calibração dos modelos numéricos foi considerado o perfil Ue 127x50x17x3 com as telhas conectadas em todas as ondas.

Javaroni (1999) fez ensaios de caracterização do aço do perfil. Não foi realizado ensaio de caracterização da telha; portanto, foram utilizados os valores nominais informados pelo fabricante (Tabela 1). Para perfil e telha foi admitido módulo de elasticidade $E = 205.000 \text{ MPa}$.

Tabela 1: Propriedades mecânicas do aço do perfil e da telha (Javaroni, 1999).

Componente	Denominação comercial do aço	Resistência ao escoamento (f_y) (MPa)	Resistência à ruptura (f_u) (MPa)
Perfil	USI-SAC 41 (Usiminas) ^a	343	461
Telha	ZAR-230 (CSN)	230 ^b	310 ^b

^a Denominação antiga do USI-SAC 300. Valores obtidos da caracterização.

^b Valores nominais.

Para a validação dos modelos numéricos foi utilizado o ensaio intitulado por Javaroni (1999) de “Caixa 2”. Foram confrontados os resultados no centro do vão da terça intermediária. Os deslocamentos verticais (Fig. 5) e horizontais (Fig. 6) foram medidos na junção da mesa inferior com a alma.

Na Figura 5 é possível verificar a concordância satisfatória entre o modelo experimental e a análise numérica quanto ao deslocamento vertical. Na Figura 6 é comparado o deslocamento horizontal, sendo que o modelo proposto num primeiro trecho (até a pressão de $0,25 \text{ kN/m}^2$) apresenta concordância satisfatória; no entanto, a partir desse trecho o modelo apresenta-se “mais rígido” que o experimental.

Alguns fatores que podem influenciar os resultados são imperfeições iniciais, acomodação dos parafusos e a dificuldade de aquisição experimental dos deslocamentos.

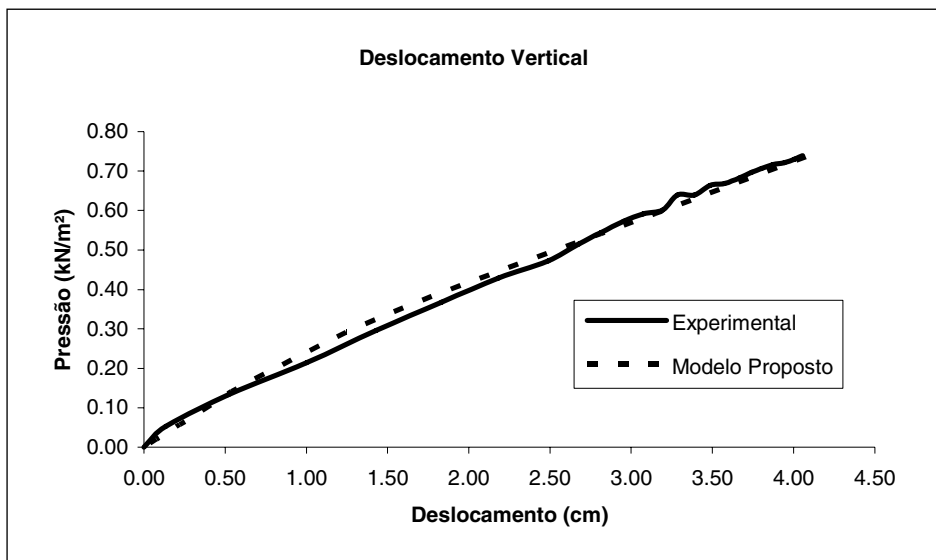


Figura 5: Gráfico pressão *versus* deslocamento vertical.

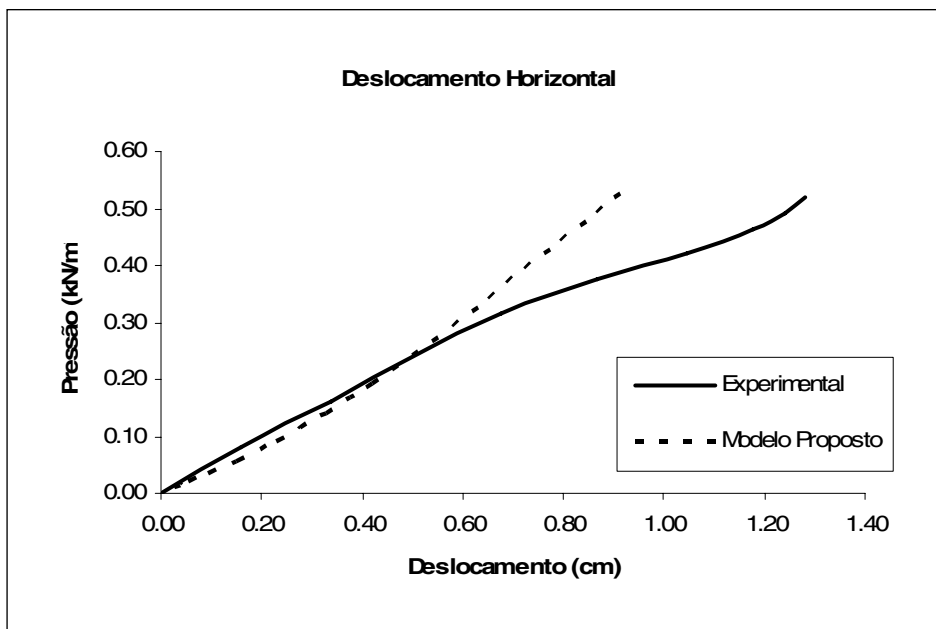


Figura 6: Gráfico pressão *versus* deslocamento horizontal.

A Figura 7 ilustra as tensões normais ao plano da seção transversal no meio do vão, para a pressão de $0,93 \text{ kN/m}^2$. Essa pressão, segundo Javaroni (1999), indica o valor da pressão aplicada nos ensaios experimentais que corresponde a uma flecha igual a $1/100$ do vão da terça.

É possível identificar na Figura 7 que a máxima diferença entre o modelo numérico e experimental foi de 20 % (ponto 4), diferença considerada aceitável, sobretudo para a análise de deslocamentos verticais. O sinal positivo corresponde à tração.

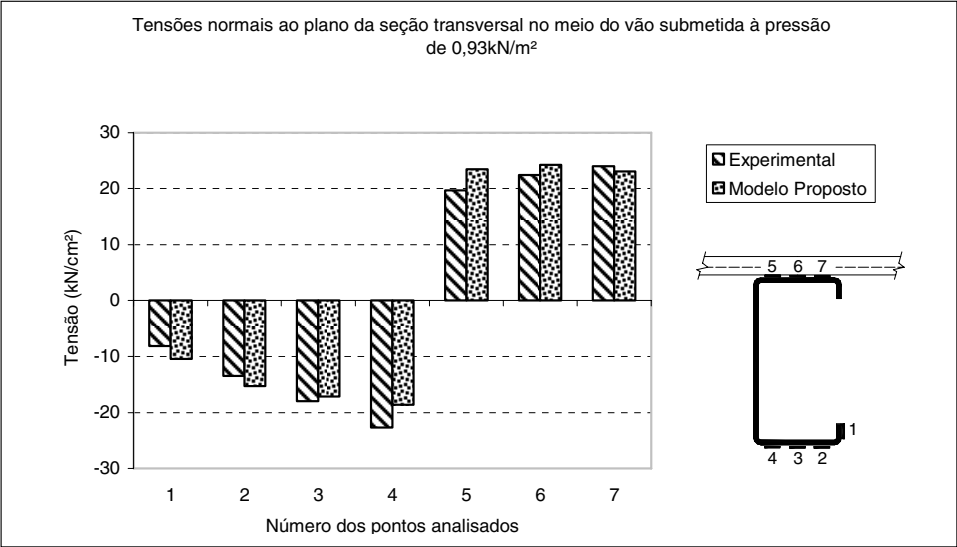


Figura 7: Gráfico comparativo das tensões normais ao plano da seção transversal.

3. Análise paramétrica

A partir do modelo proposto foi desenvolvida uma análise paramétrica para terças biapoiadas em perfil Ue, sem correntes de travamento lateral (Vieira Jr., 2007). Os perfis, vãos e propriedades mecânicas adotados refletem as práticas usuais do mercado brasileiro (Tabelas 2 e 3).

Tabela 2: Dimensões dos perfis e faixas de vãos adotadas na análise paramétrica.

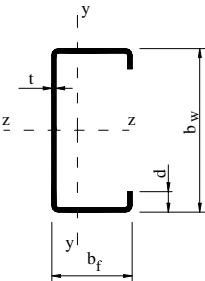
Seção	Perfil Ue $b_w \times b_f \times d \times t$	Vão (mm)
 U_e = U enrijecido	150x60x20x1,5	4.788 a 6.498
	150x60x20x2,65	4.788 a 6.840
	200x75x20x2	5.814 a 8.208
	250x85x25x2	7.524 a 9.576
	250x85x25x3	7.524 a 9.576

Tabela 3: Propriedades mecânicas adotadas na análise paramétrica.

Componente	Especificação comercial do aço	Resistência ao escoamento f_y (MPa) ^a	Resistência à ruptura f_u (MPa) ^a	Módulo de elasticidade (MPa) ^a
Perfil	USI-SAC 300 (USIMINAS)	300	400	205.000
Telha	ZAR-230 (CSN)	230	310	205.000

^a Valor nominal.

Inicialmente, foram analisados modelos com telhas de 40 mm e 25 mm de altura e 0,43 mm e 0,65 mm de espessura nominal, correspondendo a 0,394 mm e 0,614 mm, respectivamente, descontando-se a espessura do revestimento.

Com os estudos comparativos foi possível identificar que, para deslocamentos verticais, é pequena a diferença utilizando-se diferentes telhas, no entanto para deslocamentos horizontais, os quais refletem indiretamente a distorção da terça, a espessura da telha exerce significativa influência na resposta do sistema. Com base nesses dados optou-se por analisar apenas modelos com telha de 25 mm de altura e 0,43 mm de espessura, ou seja, a que apresenta menor contribuição ao sistema terça-telha e, portanto, maior distorção da seção da terça.

Além das verificações de estados limites últimos (plastificação e instabilidades), o projeto de terças restringidas pelas telhas deve avaliar cuidadosamente o estado limite de serviço correspondente a deslocamentos excessivos, uma vez que a resposta força-deslocamento pode resultar fortemente não linear e, em muitos casos, pode comandar o dimensionamento.

Assim, o foco principal da análise paramétrica foi avaliar a resposta força-deslocamento. Foi estabelecido como limite para os deslocamentos verticais o valor $L/120$ (L é o vão da terça), que para as combinações de serviço corresponde, aproximadamente, ao limite $L/180$ recomendado pela ABNT NBR 14762:2001.

A Tabela 4 mostra os valores de pressão aplicados à telha (vento de sucção) correspondentes ao momento fletor resistente M_R obtido com base em seis análises, P1 a P6, definidas também na Tabela 4. Os valores de pressão indicados correspondem aos extremos das faixas de vãos para cada seção transversal analisada.

Tabela 4: Valores de pressão (kN/m²) para os extremos de cada faixa de vão analisada.

Seção transversal Ue	vão	Pressão ^a (kN/m ²)						R ^b
		P1	P2	P3	P4	P5	P6	
150x60x20x1,5	4.788	1,06	1,11	0,95	0,65	0,42	0,74	0,61
	6.498	0,58	0,60	0,38	0,35	0,23	0,41	0,60
150x60x20x2,65	4.788	1,86	1,86	1,60	1,13	0,74	1,30	0,61
	6.840	0,92	0,92	0,55	0,54	0,37	0,64	0,59

200x75x20x2	5.814	1,58	1,62	1,56	0,98	0,63	1,03	0,62
	8.208	0,83	0,87	0,58	0,50	0,33	0,54	0,60
250x85x25x2	7.524	1,39	1,48	1,34	0,89	0,56	0,56	0,64
	9.576	0,86	0,91	0,65	0,57	0,34	0,34	0,66
250x85x25x3	7.524	2,12	2,12	1,95	1,31	0,85	0,85	0,62
	9.576	1,33	1,33	0,95	0,83	0,53	0,53	0,62

Onde:

- P1: Pressão correspondente a $M_R = W_{ef} \cdot f_y$ (W_{ef} é o módulo elástico da seção efetiva);
P2: Pressão correspondente a $M_R = W \cdot f_y$ (W é o módulo elástico da seção bruta);
P3: Pressão correspondente à flecha $L/120$ na análise elástica de terça isolada (L é o vão da terça);
P4: Pressão correspondente à flecha $L/120$ no modelo numérico (L é o vão da terça);
P5: Pressão correspondente a $M_R = R \cdot W_{ef} \cdot f_y$ como definido pela ABNT NBR 14762:2001;
P6: Pressão correspondente a $M_R = R \cdot W_{ef} \cdot f_y$ como definido pela NAS (2001).

Notas:

- ^a Valores de pressão para terças com largura de influência de 2 metros.
^b Valor do fator R correspondente ao limite de deslocamento $L/120$ obtido na análise numérica.

É importante ressaltar que o único modelo numérico em elementos finitos, dentre os apresentados na Tabela 4, em que foram identificados instabilidade local e escoamento foi o modelo com perfil Ue 250x85x25x2 e vão 7.524 mm. No entanto a pressão limite também corresponde a atingir o deslocamento excessivo, ressaltando, assim, a importância do estudo dos deslocamentos no sistema terça-telha.

Pode-se observar na Tabela 4 a grande diferença entre atingir o limite de deslocamento fornecido pela análise elástica de terça isolada (análise P3) e pela análise numérica do sistema terça-telha (análise P4), em que a diferença atinge 60 %, como no modelo Ue 200x75x20x2 e vão de 5.814 mm.

Outra questão a salientar são os valores resultantes dos procedimentos normativos, que ora estão muito a favor da segurança e ora estão contra a segurança.

Também é apresentado na última coluna da Tabela 4 o fator R necessário para limitar os deslocamentos em $L/120$, onde se pode perceber que $R = 0,6$ avalia satisfatoriamente esse estado limite para terças biapoiadas em perfil Ue sem correntes de travamento lateral. Um estudo sobre a influência das correntes no comportamento estrutural do sistema telha-terça é dado em Basaglia (2004).

Em virtude da significativa resposta não linear do sistema telha-terça, são propostas, por meio dos resultados da análise paramétrica, equações para avaliar o deslocamento vertical (d em *cm*) em função dos demais parâmetros envolvidos: L^3/W (L é o vão da terça e W , o módulo de resistência elástico da seção bruta) e a força uniformemente distribuída na terça (p em *kN/m*), ou seja, o produto da pressão aplicada na telha pela largura de influência.

Dentre várias equações satisfatórias, as equações (1) e (2) resultam relativamente simples e proporcionam boa concordância com a análise numérica, com coeficiente de correlação r^2 igual a 0,96 e 0,93, respectivamente. A Figura 8 apresenta as superfícies ajustadas pelas equações (1) e (2).

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

$$d = 1 / \left(0,025 - 7,87 \cdot 10^{-5} \sqrt{\frac{L^3}{W}} + 0,41 / \sqrt{p} \right) \quad (2)$$

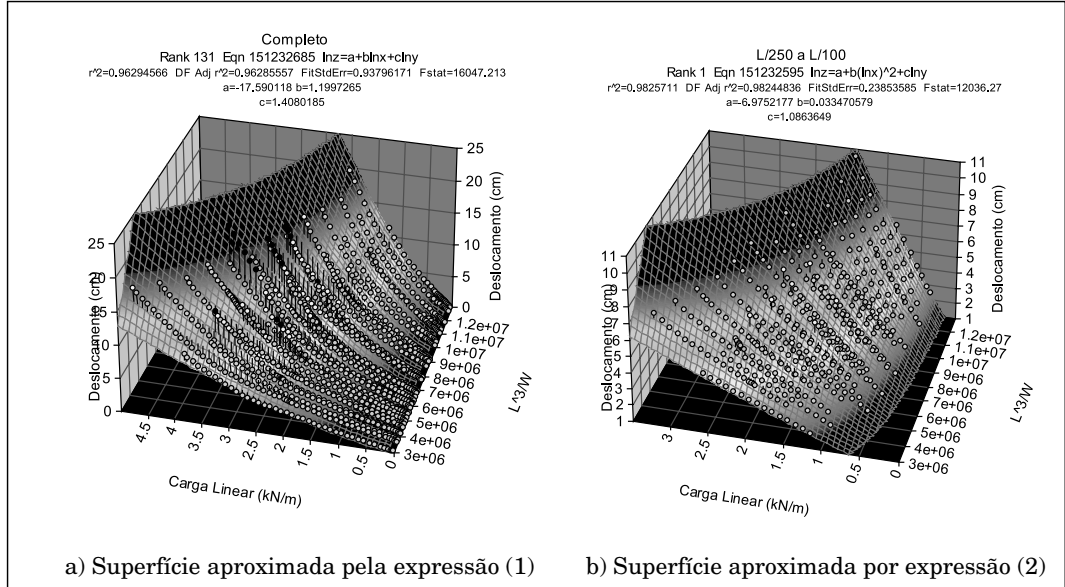


Figura 8: Aproximação dos deslocamentos verticais por superfícies.

O ajuste resultou ainda melhor, considerando apenas a faixa de interesse para os deslocamentos (L/250 e L/100), por exemplo, pela equação (3), com coeficiente de correlação r^2 igual a 0,98.

A Figura 9 permite comparar os resultados da análise numérica com as três equações propostas para o perfil Ue 200x75x20x2 e vão de 8.208 mm.

$$\ln(d) = -6,98 + 0,0335 \cdot \left[\ln\left(\frac{L^3}{W}\right) \right]^2 + 1,09 \cdot \ln(p) \quad (3)$$

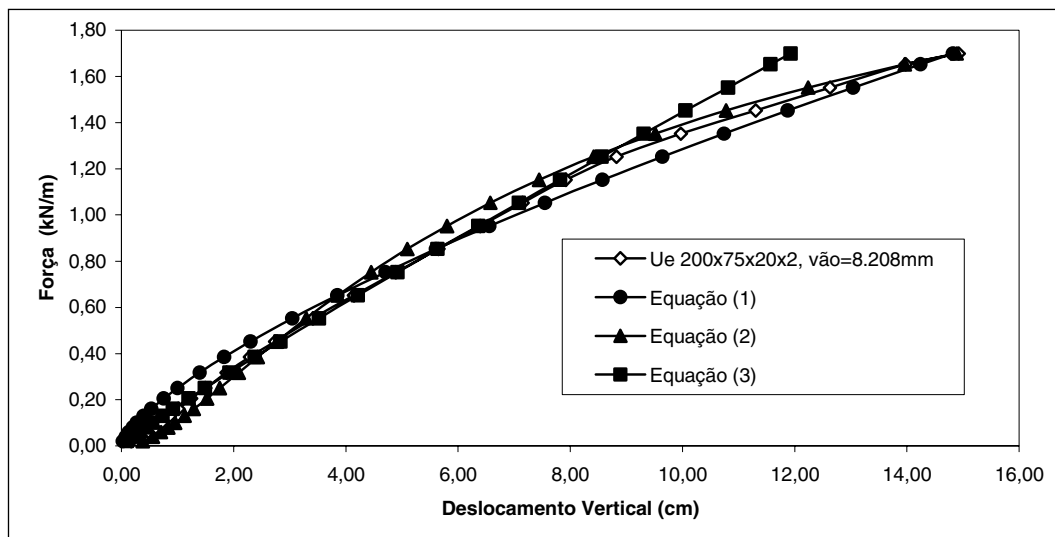


Figura 9: Comparação entre o modelo numérico e as curvas propostas.

4. Conclusões

O comportamento estrutural do sistema terça-telha é complexo e caracterizado por uma resposta força-deslocamento não linear e distante da obtida com base em análise elástica de terça isolada, uma vez que sob vento de sucção envolvem-se flexão, torção e distorção lateral.

Para as dimensões usuais de terças e telhas de aço, em geral, os estados limites últimos de escoamento e instabilidade não ficam caracterizados; portanto, o dimensionamento fica condicionado à limitação de deslocamentos.

O modelo proposto neste trabalho, que considerou a não-linearidade geométrica, física e de contato, apresentou ótima correlação com os resultados experimentais em caixa de sucção, sobretudo do ponto de vista da avaliação do deslocamento vertical.

Por meio de um estudo paramétrico, via análise numérica, foi possível propor equações para determinar os deslocamentos verticais em função do vão da terça, do módulo de resistência elástico da seção bruta e da força aplicada, as quais podem ser aplicadas facilmente em projeto para a avaliação dos deslocamentos verticais em substituição à análise elástica de terça isolada.

Agradecimento

Os autores agradecem à Usiminas e ao CNPq pelos recursos financeiros concedidos.

Referências

- American Iron and Steel Institute (2001). North American Specification for the Design of Cold-formed Steel Structural Members. Washington, D.C.
- ANSYS (1997). Structural nonlinearities: user's guide for revision 5.5. Houston. v.1.
- Associação Brasileira de Normas Técnicas – ABNT (2001). NBR 14762: Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio. Rio de Janeiro, ABNT.
- Baságli, C.D. (2004). Sobre o comportamento estrutural de terças de aço considerando a interação com as telhas. Dissertação (Mestrado), Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.
- European Committee for Standardization (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).
- Javaroni, C.E. (1999). Perfis de aço formados a frio submetidos à flexão: análise teórico-experimental. Tese (Doutorado), Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.
- 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 light steel roof system. Journal of Structural Engineering, v.118, n.3, p.848-852.
- Lourenço, P. B. (1999). Métodos computacionais na mecânica dos sólidos não-linear. Departamento de Engenharia Civil. Universidade do Minho.
- 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.
- Vieira Jr., L. C. M. (2007). Análise numérica do comportamento estrutural e da resistência de terças de aço restringidas pelas telhas. Dissertação (Mestrado), Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.
- Ye, Z.; Kettle, R.J.; Li, L.; Schafer, B.J. (2002). Buckling behavior of cold-formed zed-purlins partially restrained by steel sheeting. Thin Walled Structures. v.40, p.853-864.
- Ye, Z.; Kettle, R.J.; Li, L.; Li, L. (2004). Analysis of cold-formed zed-purlins partially restrained by steel sheeting. Computers & Structures. v.82, p.731-739.

Numerical analysis of cold-formed purlin-sheeting systems focused on the structural behavior

Abstract

The structural behavior of a cold-formed steel purlin-sheeting system is complex and to adequately model the response numerical analysis must consider material and geometrical nonlinearity, as well as the influence of contact between the purlin, sheeting, and connection. Numerical models proposed in the literature were analyzed and compared with a finite element model that was developed that considers the essential nonlinearities including contact. The developed finite element model was successfully validated against experimental results conducted in Brazil using a standard vacuum rig. With the success of the model a parametric study was conducted to better understand the impact of the purlin, sheeting, and connection variables on the purlin demands in wind uplift. Empirical design expressions were generated using the parametric study to provide engineers a more convenient means to predict the bending demands on the purlin as a function of the displacement due to wind uplift.

Keywords: Steel structures. Cold-formed steel structures. Steel purlin. Purlin-sheeting system.

Introduction

The steel purlins attached to the sheeting are widely used in steel roofs of industrial buildings. The current studies are concentrated in the prediction of the cross sectional bending capacity, even though the present study emphasized the importance of the vertical displacement prediction.

Finite element model

Using ANSYS finite element program, a non-linear model was developed. Purlin and sheeting were modeled using the SHELL181 element. It is 4-node element with six degrees of freedom at each node. The contact between purlin and sheeting was modeled using the CONTA173 and TARGE170 contact elements. In order to represent accurately the boundary conditions some degrees of freedom were constrained and was used the COMBIN39 spring element. More details are discussed in Vieira Jr. (2007).

Proposed model

The main differences between the proposed model and the previously studies are the use of the contact elements between purlin and sheeting and the use of three symmetric axis, one to simulate the purlin continuity and two others to simulate the sheeting continuity.

Validation of the finite element model

Javaroni (1999) developed the standard vacuum rig test in Brazil at the School of Engineering of São Carlos – University of São Paulo. The finite element model was validated against the tests. The Figure 5 shows the excellent correlation of the vertical displacement between the test and the finite element model. The Figure 6 illustrates the comparison of the horizontal displacement as well as Figure 7 illustrates the comparison of the stress at the pressure of $0,93 \text{ kN/m}^2$. As shown at the graphics the correlation is satisfactory principally to the vertical displacement prediction.

Proposed equations

Based on the results acquired using the proposed model, a parametric study was conducted with the cross section and span currently used by the engineers. The empirical design expressions are shown in the Portuguese text and numerated as 1, 2 and 3.

The equations 1 and 2 can be used to predict the vertical displacements, yet the equation 1 fits better the results. The difference between the equations 1 and 2 is basically the facility to implement. The neperian logarithmic is necessary to use the equation 1, while to use the equation 2 it is not necessary. The equation 3 is validate only to vertical displacements between $L/250$ to $L/100$, that interval is the more common limits used by the engineers. Despite the displacement limit, the equation 3 conducts to more accurate results.

Conclusions

The finite element model proposed was successfully validated against experimental results.

With the parametric study were possible generated empirical equations to determine the vertical displacements, where is necessary inform the purlin span, elastic section modulus of full unreduced section and the applied load (wind uplift). The equations are a practical procedure to substitute the linear analysis to a more realistic prediction high influenced to the nonlinearities.

