

Cilmar Donizeti Baságli

**SOBRE O COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE
TERÇAS DE AÇO CONSIDERANDO A
INTERAÇÃO COM AS TELHAS**

Dissertação apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, como parte dos requisitos para a obtenção do Título de Mestre em Engenharia de Estruturas.

ORIENTADOR: Prof. Dr. Maximiliano Malite

São Carlos
2004

Ficha catalográfica preparada pela Seção de Tratamento
da Informação do Serviço de Biblioteca – EESC/USP

B297s Baságlia, Cilmar Donizeti
Sobre o comportamento estrutural de terças de aço
considerando a interação com as telhas / Cilmar Donizeti
Baságlia. -- São Carlos, 2004.

Dissertação (Mestrado) -- Escola de Engenharia de São
Carlos - Universidade de São Paulo, 2004.

Área: Engenharia de Estruturas.

Orientador: Prof. Dr. Maximiliano Malite.

1. Estruturas de aço. 2. Perfis de aço formados a
frio. 3. Terças de aço. 4. Interação terça-telha.
5. Distorção lateral. I. Título.

A todos os Engenheiros de Estruturas,
onde quer que estejam.

AGRADECIMENTOS

Ao Senhor Deus poderoso, que me sustenta em vida.

Ao Prof. Maximiliano Malite, pela eficiente orientação e confiança depositada, mas principalmente pela amizade que dura desde o período da graduação.

Ao Prof. Julio Fruchtengarten (EP-USP), pelas inúmeras contribuições no desenvolvimento do trabalho.

Ao Prof. Carlos Eduardo Javaroni (FEB-Unesp), que por meio de sua tese de Doutorado contribuiu imensamente para as análises e comparações realizadas neste trabalho, e pela clareza com que esclareceu eventuais pormenores de seus ensaios experimentais.

Ao Prof. Dinar Camotim (IST-UTL), pelo apoio, incentivo e amizade.

À CAPES, Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior, pela bolsa de estudos.

Aos meus pais eternos, saudade constante nessa vida. Obrigado por terem me dado as bases emocionais e morais para o desenvolvimento de todos os projetos e sonhos.

À minha irmã Luiza, que sempre me incentivou e apoiou, em todos os momentos.

Aos meus irmãos José Luis e Antonio Carlos, por serem tão especiais.

À minha companheira Alessandra, pelo amor e por dividir comigo muitos sonhos, ansiedades, alegrias, tudo enfim.

E finalmente, mas não menos importante, um agradecimento especial a minha irmã Maria Antonia juntamente com o seu marido Marcos, por terem me acolhido nos momentos mais difíceis.

RESUMO

BASAGLIA, 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, 2004.

Nos últimos anos tem sido observada uma significativa redução do uso das telhas pesadas nas edificações industriais, como as telhas de fibrocimento, por exemplo, e a preferência por telhas mais leves e que permitem maior racionalização da construção, como as telhas metálicas (aço zincado e alumínio). Assim, a fixação por meio de ganchos foi naturalmente sendo substituída por parafusos auto-atarraxantes, permitindo uma elevada eficiência estrutural da interação terça-telha, portanto, as terças que eram tratadas como elementos estruturais independentes passaram a ser projetadas com base no comportamento conjunto com as telhas. Diante disso, este trabalho apresenta um estudo sobre o comportamento estrutural de terças de aço considerando a interação terça-telha, com ênfase na distorção lateral. Para tanto, são analisados os modelos teóricos encontrados na literatura e os procedimentos normativos, bem como são desenvolvidas análises numéricas de sistemas representativos de coberturas, via método dos elementos finitos (MEF), que incluem os efeitos da não-linearidade física e geométrica. Através destes modelos numéricos, validados por resultados experimentais de ensaios realizados na EESC-USP, é realizada uma avaliação da influência da rigidez à flexão da terça, da conexão telha-terça, do tipo de seção da terça e da presença e posicionamento de tirantes de travamento lateral das terças. Neste contexto, concluiu-se que as telhas, desde que fixadas adequadamente as terças, contribuem para a estabilidade lateral, impondo mecanismos de falha que diferem substancialmente dos mecanismos clássicos da Teoria da Estabilidade Elástica.

Palavras-chave: estruturas de aço; perfis de aço formados a frio; terças de aço; interação terça-telha; distorção lateral.

ABSTRACT

BASAGLIA, C. D. (2004). *On the structural behaviour of steel purlins under wind uplift considering the purlin-sheeting combination*. M.Sc. Dissertation – School of Engineering of São Carlos, University of São Paulo, São Carlos, 2004.

Recent years have seen a significant reduction in the use of heavy sheeting such as fiber cement roof sheets in industrial buildings, and an increasing preference for lighter sheeting that allows for greater rationalization of the construction, such as metallic sheeting (zinc-coated and aluminum). Thus, fixing by means of hooks was naturally replaced by screws, allowing for high structural efficiency of the purlin-sheeting combination, and purlins, which heretofore had been treated as independent structural elements, began to be designed based on their combined behavior with sheeting. This paper discusses the findings of a comprehensive study on the structural behaviour of steel purlins under wind uplift considering the purlin-sheeting combination, with emphasis on lateral distortional. To this end, an analysis is made of the theoretical models available in the literature and in standard procedures, and systems representative of roofs are analyzed numerically via the finite elements method (FEM), including the effects of physical and geometrical nonlinearity. Based on these numerical models, which are validated by the experimental results of tests conducted at School of Engineering of São Carlos – University of São Paulo, an evaluation is made of the influence of the purlin's flexural stiffness, the sheeting-purlin connection, the type of purlin section (channel and Z-sections), and the number of rows of bridging (bracing). In this context, it was concluded that sheeting, provided it is properly fixed to the purlins, contributes toward lateral stability, imposing failure modes that differ considerably from the classic mechanisms of the Theory of Elastic Stability.

Keywords: steel structures; cold-formed steel; steel purlins; purlin-sheeting combination; lateral distortional.

SUMÁRIO

RESUMO	iii
ABSTRACT	iv
1. INTRODUÇÃO	01
1.1 <i>Objetivos</i>	02
1.2 <i>Metodologia adotada</i>	03
1.3 <i>Justificativa</i>	03
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	05
2.1 <i>Modos de falha por instabilidade</i>	05
2.2 <i>Comportamento estrutural das terças associadas às telhas</i>	07
2.2.1 <i>Aplicação da Teoria da Flexo Torção ao sistema terça-telha</i>	14
2.2.2 <i>Modelos que admitem a distorção lateral da seção</i>	22
2.2.2.1 <i>Modelo de Peköz e Soroushian (Cornell University)</i>	22
2.2.2.2 <i>Modelo de LaBoube (University of Missouri-Rolla)</i>	31
2.3 <i>Aspectos normativos: Eurocódigo 3 – parte 1.3 (1996) e AISI (2001)</i>	33
2.4 <i>Métodos de análise numérica – Teoria Generalizada de Vigas (GBT), Método das Faixas Finitas (MFF) e Método dos Elementos Finitos (MEF)</i>	34
2.4.1 <i>Análise Numérica via GBT</i>	35
2.4.2 <i>Análise Numérica via MFF</i>	37
2.4.3 <i>Análise Numérica via MEF</i>	42
3. ASPECTOS DA MODELAGEM NUMÉRICA.....	47
3.1 <i>Geometria dos modelos analisados</i>	48
3.2 <i>Elementos finitos utilizados</i>	48
3.2.1 <i>Elemento de casca</i>	49
3.2.2 <i>Elemento de barra</i>	50
3.2.3 <i>Elemento de mola</i>	50
3.2.4 <i>Elementos de contato</i>	51
3.3 <i>Crítérios para análise não-linear da estrutura</i>	52
3.4 <i>Condições de contorno e de solicitações</i>	53
3.4.1 <i>Ligação da terça com a trave</i>	55

3.4.1.1	<i>Ligação da terça com a trave – sem travamentos laterais na terça</i>	55
3.4.1.2	<i>Ligação da terça com a trave – com travamentos laterais na terça</i>	56
3.4.2	<i>Ligações entre terça e telha</i>	57
3.4.3	<i>Ligação entre a terça e o tirante</i>	60
3.4.4	<i>Condição de simetria</i>	63
3.4.5	<i>Solicitações</i>	64
3.5	<i>Aspectos dos modelos utilizados para a validação da modelagem empregada</i> ..	64
3.5.1	<i>Descrição dos ensaios experimentais</i>	64
3.6	<i>Análise dos resultados para a avaliação da metodologia</i>	67
4.	RESULTADOS DA ANÁLISE NUMÉRICA	83
4.1	<i>Análise da influência do tipo da seção transversal do perfil (U_e e Z_{90})</i>	85
4.2	<i>Análise do comportamento estrutural das terças com a presença de tirantes</i>	94
4.3	<i>Análise do momento resistente</i>	102
5.	CONCLUSÕES	107
5.1	<i>Aspectos gerais sobre o desenvolvimento do trabalho</i>	107
5.2	<i>Conclusões relacionadas com as aplicações</i>	109
5.3	<i>Sugestões para trabalhos futuros</i>	111
6.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	115

1 INTRODUÇÃO

As terças são barras que se apóiam nas tesouras (ou traves principais) da estrutura de uma edificação e servem de apoio direto para as telhas da cobertura ou do fechamento lateral (nesse caso recebe a denominação de longarina de fechamento).

Os tipos de fixação de telhas mais empregados são os ganchos e os parafusos com rosca soberba chamados de parafusos auto-atarraxantes (*screws*). Estes parafusos são os mais utilizados em telhas de aço e alumínio e permitem a fixação com ou sem furação prévia. A figura 1.1 ilustra a fixação com parafusos auto-atarraxantes e ganchos.

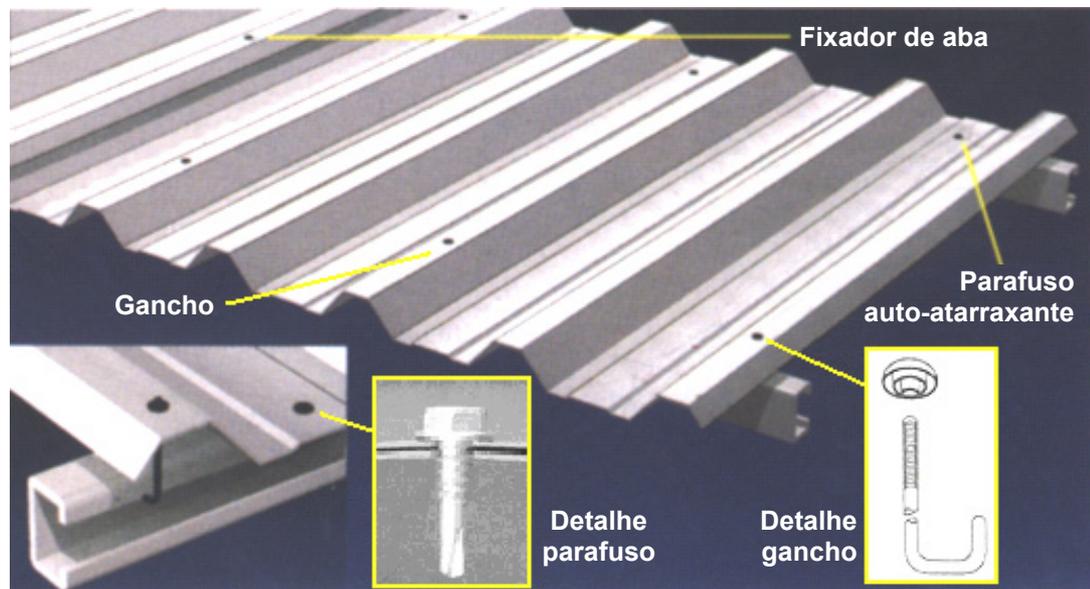


Figura 1.1 – Modos de fixação da telha na terça.

Nos casos onde as telhas são simplesmente fixadas às terças, por meio de ganchos ou pinos, como acontece nas telhas de fibrocimento, a interação terça-telha praticamente não existe e o dimensionamento das terças deve ter como hipótese básica que as telhas não conferem estabilidade lateral às terças, portanto essa estabilidade lateral deve ser garantida por um sistema de contraventamento próprio, que na prática é usualmente constituído por tirantes (barras redondas) e barras rígidas (cantoneiras),

vinculando determinados pontos das terças aos pontos admitidos como fixos, isto é, as tesouras ou traves principais.

Com o desuso de telhas mais pesadas nas edificações industriais, como as telhas de fibrocimento, por exemplo, e a preferência por telhas mais leves e que permitem maior racionalização da construção, como as telhas metálicas (aço zincado e alumínio), a fixação por meio de ganchos foi naturalmente sendo substituída por parafusos auto-atarraxantes, permitindo uma elevada eficiência estrutural da interação terça-telha, devido à influência do efeito diafragma do painel sobre o comportamento do perfil metálico.

Neste caso, pode-se dizer que as telhas metálicas, desde que fixadas adequadamente às terças por meio de parafusos auto-atarraxantes, contribuem para a estabilidade lateral, impondo outros mecanismos de falha para a terça que diferem substancialmente dos mecanismos clássicos da Teoria da Estabilidade Elástica.

Devido a crescente necessidade de incorporar o estudo da interação do sistema terça-telha às etapas de análise e dimensionamento das estruturas de cobertura, diversas pesquisas têm sido desenvolvidas de modo a melhorar a compreensão do comportamento global e local desse sistema.

Dentre os trabalhos desenvolvidos houve desde a preocupação na determinação da tensão máxima normal até a análises teóricas mais criteriosas. Neste último caso, o avanço das pesquisas foi motivado, também, pelo grande desenvolvimento tecnológico, principalmente na área da computação, o que possibilitou o uso de equipamentos e técnicas mais avançadas para análise de modelos matemáticos, os quais procuram por sua vez, melhor representar os fenômenos físicos que ocorrem nesses sistemas formado pelo conjunto terça-telha.

Diante deste contexto, são apresentados a seguir os objetivos do presente trabalho.

1.1 Objetivos

Desenvolver um estudo sobre o comportamento estrutural de terças em perfis de aço formados a frio considerando o comportamento conjunto terça-telha, analisando as influências da rigidez à flexão e à torção da terça, as interferências provenientes da conexão entre telha e terça e o comportamento do perfil com a presença de tirantes de travamento lateral (linhas de corrente).

1.2 Metodologia adotada

Seguindo os objetivos deste trabalho, é proposto um modelo numérico tridimensional, cuja simulação numérica é realizada por meio da utilização do programa ANSYS[®], o qual é elaborado com base no Método dos Elementos Finitos (MEF) e que incluem os efeitos da não-linearidade física e geométrica.

Vale ressaltar que os modelos numéricos são elaborados buscando, de forma realista e satisfatória, representar o comportamento estrutural de terças conectadas em telhas por meio de parafusos auto-atarraxantes. Para atender a essa finalidade e estabelecer confiabilidade à análise numérica, utilizou-se como referência os resultados de ensaios realizados por Javaroni (1999), cujo trabalho envolveu a análise experimental do conjunto terça-telha em caixa de sucção (dispositivo utilizado na realização do ensaio).

O trabalho é dividido em três etapas.

A primeira etapa consisti em uma revisão bibliográfica sobre o comportamento estrutural de terças conectadas em telhas, de modo a fornecer os conhecimentos necessários para a realização desta pesquisa.

Na segunda etapa são apresentadas as características da modelagem e a avaliação da confiabilidade da análise numérica.

Na terceira etapa é apresentado um estudo numérico sobre o comportamento estrutural de terças em perfis de aço formados a frio considerando o comportamento conjunto terça-telha.

1.3 Justificativa

Devido ao grande número de variáveis que envolvem o sistema terça-telha, a modelagem numérica é justificada à medida que evita extrapolações de resultados para situações que se constata imprecisões inerentes aos ensaios experimentais. Pesquisas experimentais podem tornar-se custosas dependendo dos fatores a serem analisados e alguns dados muitas vezes são coletados imprecisamente por difícil acesso da instrumentação, ou impossibilidade de monitoramento. Pode-se citar, neste caso, a aquisição de dados relativos ao deslocamento horizontal da terça e o monitoramento da pressão aplicada na caixa de sucção.

Dentro deste contexto, procura-se então, por meio do MEF, a obtenção de modelos numéricos onde se possa, satisfatoriamente, analisar os efeitos do

comportamento estrutural de terças conectadas em telhas. A partir dos resultados obtidos numericamente é possível analisar o desempenho estrutural do perfil, bem como analisar a influência da variação de alguns parâmetros, como tipo e espessura do perfil, linhas de corrente e forma de ligação da telha na terça.

Nesse sentido, o presente trabalho propõe um procedimento de análise numérica do conjunto terça-telha em alternativa à análise experimental via ensaios em caixa de sucção, permitindo de maneira mais econômica, avaliar o comportamento estrutural desse sistema.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

No Brasil, até o final da década de 60, as terças eram constituídas, na grande maioria dos casos, de perfis U laminados do padrão americano então produzidos pela CSN - Companhia Siderúrgica Nacional. A partir da década de 70, algumas empresas adquiriram equipamentos para o dobramento a frio de chapas finas de aço (prensas dobradeiras), colocando no mercado os perfis formados a frio, usualmente denominados de perfis de chapa dobrada, que por possuírem uma relação inércia/peso superior aos perfis laminados e a disponibilidade de uma gama de perfis também superior a dos laminados, em pouco tempo ganharam o mercado a tal ponto que hoje em dia elementos estruturais como terças, longarinas de fechamento e demais componentes leves de edificações são constituídos, na grande maioria, por perfis formados a frio.

Entretanto, as pequenas espessuras de chapa, que naturalmente conduzem a elevadas relações largura/espessura dos elementos, impõem outros modos de falha por instabilidade que não são dominantes nos perfis laminados, como por exemplo, a flambagem local e a flambagem por distorção da seção transversal. A estabilidade lateral (flambagem lateral com torção - FLT), verificada nos perfis laminados, também pode ser dominante no dimensionamento dos perfis formados a frio. Dentro deste contexto, o próximo item apresenta uma visão geral dos principais modos de falha por instabilidade associados aos perfis formados a frio.

2.1 Modos de falha por instabilidade

Os perfis formados a frio estão sujeitos aos modos de falha por instabilidade sob carregamentos freqüentemente menores que os correspondentes à plastificação total ou parcial da sua seção transversal.

A instabilidade do perfil pode ser classificada como sendo do tipo local, global ou distorcional, podendo ocorrer simultaneamente. A ocorrência de um ou de outro tipo

de instabilidade está condicionada às propriedades geométricas dos perfis e às condições de vínculos e de carregamentos. Do ponto de vista da instabilidade estrutural, os perfis de paredes finas podem ser entendidos como uma associação de elementos (mesa, alma, enrijecedor etc), com comportamento análogo ao das chapas esbeltas isoladas, tendo como particularidade que as condições de borda de cada um dos elementos variam conforme a geometria da seção transversal. Neste sentido, a figura 2.1 ilustra o comportamento característico dos modos de falha por instabilidade dos perfis U_e (U enrijecido), submetidos à flexão simples, relacionando a tensão de flambagem elástica de cada modo de instabilidade com o seu respectivo comprimento de meia onda.

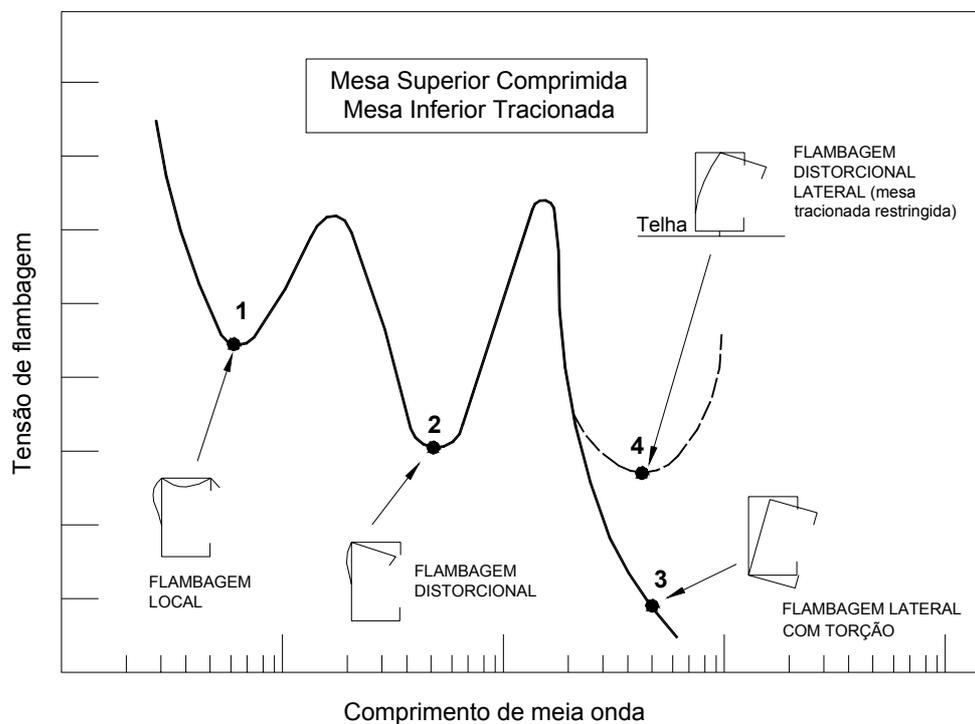


Figura 2.1 – Tensão de flambagem elástica em função do comprimento de meia onda para um perfil U_e . Fonte: Adapt. Hancock et al. (2001).

O modo de instabilidade caracterizado pelo ponto 1 é a flambagem local (flambagem de chapa). Neste caso, o elemento comprimido apresenta deslocamentos na direção normal ao seu plano, todavia é garantida a conservação da posição original dos cantos dobrados da seção – os quais permanecem na posição original – assim como os ângulos formados entre os elementos vizinhos.

A flambagem local ocorre em elementos planos que constituem a seção transversal, solicitada, normalmente, por uma tensão inferior à de escoamento do material ou mesmo daquela que provoca a flambagem global do perfil.

O segundo modo de instabilidade (ponto 2) é a flambagem por distorção da seção, caracterizada nesse caso pela rotação do conjunto formado pela mesa comprimida e seu enrijecedor de borda, alterando desta forma a posição original dos cantos dobrados da seção e os ângulos formados entre os elementos vizinhos.

A flambagem por distorção caracterizada no ponto 2 causa simplesmente a rotação do conjunto formado pelo enrijecedor de borda/mesa comprimida em relação à junção mesa/alma, podendo também, ocorrer rotação acompanhada por uma translação do conjunto formado pela mesa comprimida e seu enrijecedor de borda.

O terceiro modo de instabilidade (ponto 3) corresponde à flambagem global, sendo nesse caso a flambagem lateral com torção.

Finalmente, o quarto modo (ponto 4) representa a instabilidade por flambagem distorcional lateral do perfil conectado à telha, onde envolve a flexão transversal da alma com conseqüente deslocamento lateral da mesa comprimida. Este fenômeno consiste na rotação do conjunto formado pelo enrijecedor de borda/mesa comprimida, em relação à junção mesa/alma, seguido pelo deslocamento lateral da junção mesa/alma, próximo ao estado limite último.

É interessante ressaltar que não é o objetivo deste item relatar todas as peculiaridades da teoria da instabilidade em perfis de paredes delgadas e por isso, recomenda-se a leitura de obras como Timoshenko e Gere (1961), Javaroni (1999), Yu (2000), Hancock et al. (2001), Chodraui (2003) e outros.

Isto posto, o próximo item relata, de uma forma detalhada, o comportamento estrutural dos perfis formados a frio quando conectados a um painel de telha.

2.2 Comportamento estrutural das terças associadas às telhas

Os perfis fletidos com a mesa tracionada conectada às telhas, aqui especificamente as terças de cobertura, têm sido objeto de estudo por vários pesquisadores e pode-se verificar nesse item a importância da interação terça-telha no comportamento dessa estrutura.

Nos sistemas de cobertura, empregados atualmente, as terças têm uma das mesas fixada à telha por meio de parafusos auto-atarraxantes, resultando, portanto, em um sistema de viga elasticamente restringida conforme ilustra a figura 2.2.

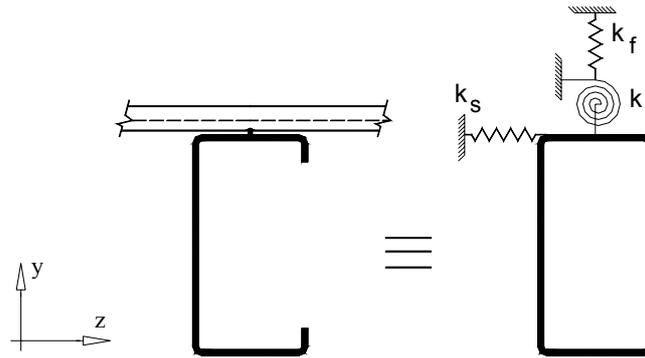


Figura 2.2 – Modelo idealizado da influência da telha no comportamento da terça.

A rigidez à translação na direção do eixo z - z (k_s), proveniente do efeito diafragma, depende da rigidez ao cisalhamento da telha, do espaçamento entre terças e da forma de ligação entre telha e terça. A rigidez à rotação (k_r) é função da rigidez à flexão da telha e da forma de ligação entre telha e terça. Contudo, a rigidez à translação na direção do eixo y - y (k_f), depende da rigidez à flexão da telha e do espaçamento entre terças.

Para perfis metálicos conectados a um painel e submetidos à ação de sucção do vento (carregamento ascensional), onde a mesa tracionada está conectada à telha e a mesa comprimida está livre, a resistência ao momento fletor é maior que em um perfil isolado sem nenhum tipo de travamento intermediário. Essa restrição parcial é função da rigidez à torção procedente da conexão painel-perfil, neste sentido, um fator importante no comportamento destes perfis é a sua interação com a telha ao qual está fixado.

Apenas para ilustração, a figura 2.3 apresenta uma análise comparativa da flecha em função do carregamento, de um perfil U enrijecido (figura 2.3a) sem nenhum tipo de travamento intermediário (figura 2.3b) e o mesmo conectado à telha com espaçamento de 1,78 m entre terças (figura 2.3c).

É interessante relatar que o valor da flecha foi determinado na junção da mesa inferior com o enrijecedor.

Como consta na figura 2.3d, foram analisados cinco modelos, onde:

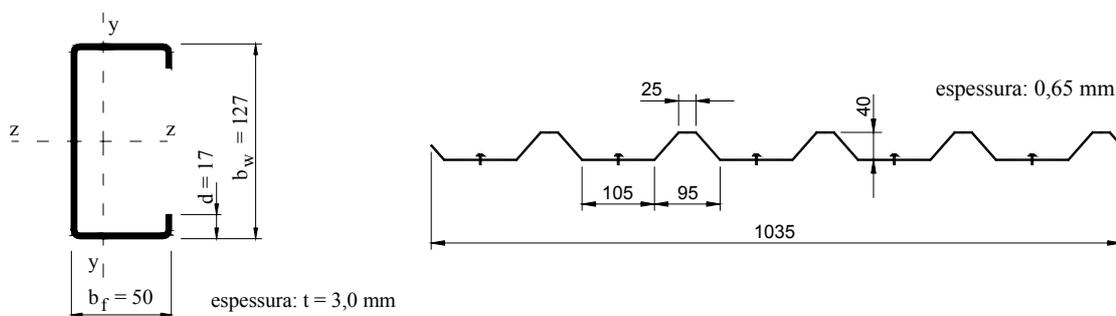
Modelo 1: perfil sem restrições intermediárias ($k_r = 0$, $k_s = 0$ e $k_f = 0$);

Modelo 2: perfil conectado à telha ($0 < k_r < \infty$, $0 < k_s < \infty$ e $0 < k_f < \infty$);

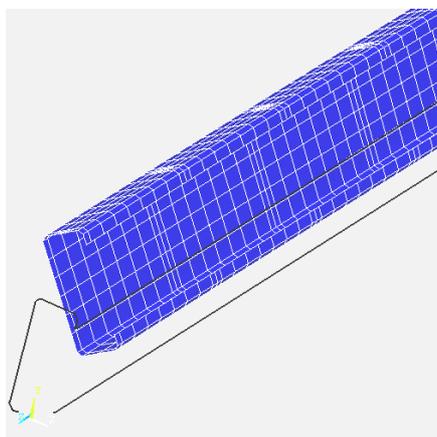
Modelo 3: perfil conectado à telha, entretanto a rotação é livre ($k_r = 0$, $0 < k_s < \infty$ e $0 < k_f < \infty$);

Modelo 4: perfil conectado à telha, todavia é impedido a rotação e a translação na direção do eixo z-z ($k_r = \infty$, $k_s = \infty$ e $0 < k_f < \infty$);

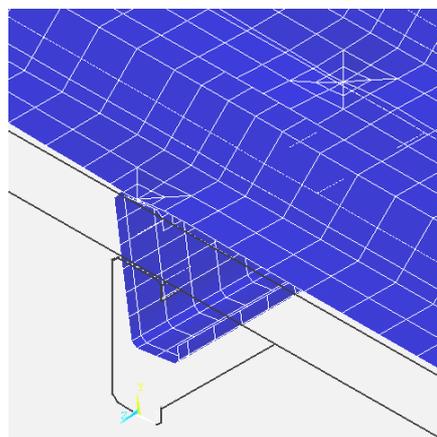
Modelo 5: perfil isolado, contudo é impedido a rotação e a translação na direção do eixo z-z ($k_r = \infty$, $k_s = \infty$ e $k_f = 0$).



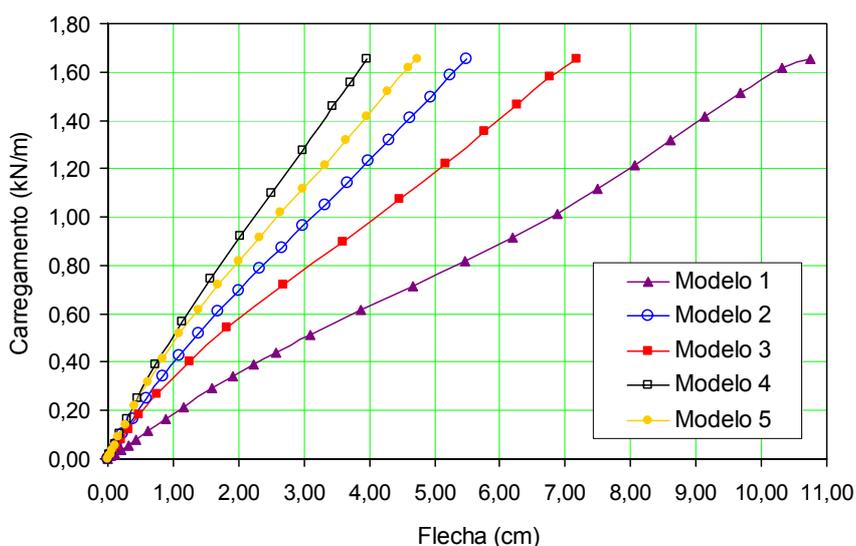
a) Seção do perfil e da telha



b) Perfil sem restrições intermediárias.



c) Perfil conectado à telha.



Modelo 1: $k_r = 0$;
 $k_s = 0$ e $k_f = 0$

Modelo 2:
 $0 < k_r < \infty$;
 $0 < k_s < \infty$ e
 $0 < k_f < \infty$

Modelo 3: $k_r = 0$;
 $0 < k_s < \infty$ e
 $0 < k_f < \infty$

Modelo 4: $k_r = \infty$;
 $k_s = \infty$ e $0 < k_f < \infty$

Modelo 5: $k_r = \infty$;
 $k_s = \infty$ e $k_f = 0$

d) Curvas carregamento x flecha.

Figura 2.3 – Análise da flecha em função do carregamento.

A diferença apresentada entre as curvas dos modelos 1 e 2 é devido às rigidezes proveniente da telha.

Analisando as curvas dos modelos 2 e 3 é possível identificar a influência da rigidez à rotação (k_r). Do mesmo modo, analisando as curvas dos modelos 4 e 5 é possível identificar a influência da rigidez à translação na direção do eixo $y-y$ (k_f).

Além disso, nota-se pelo gráfico da figura 2.3d que, para pequenos deslocamentos, a rigidez k_f pode ser desprezada.

Nas terças de seção tipo U como as de seção tipo Z, em que a ligação terça-telha é realizada por meio de parafusos auto-atarraxantes no meio da mesa superior, o plano de carregamento transversal não passa pelo centro de torção da seção do perfil.

Quando uma barra é carregada com forças transversais em que seu plano de aplicação não passa pelo centro de torção da seção, esta fica solicitada à flexão e à torção (figura 2.4).

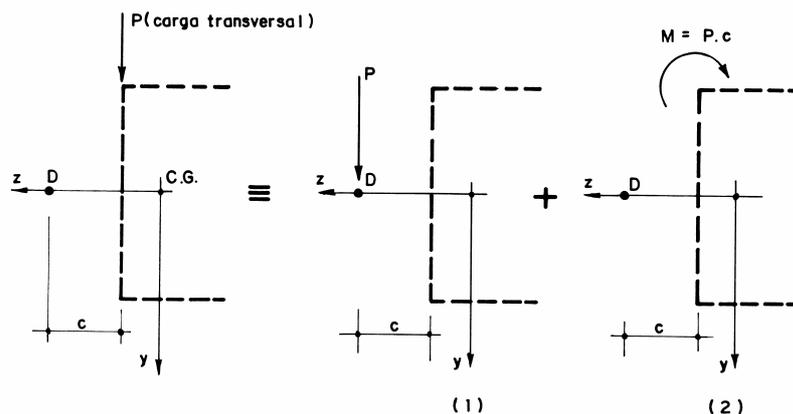


Figura 2.4 – Carregamento geral que produz flexão e torção.

Fonte: MORI (1997).

Seja um carregamento “P” aplicado a uma distância “c” do centro de torção “D”, pode-se separar a carga em dois grupos: o grupo (1) produz apenas flexão e o grupo (2) apenas a torção. O trabalho do grupo (2) no deslocamento produzido pelo grupo (1) será nulo, pois na flexão não haverá rotação das seções e o trabalho do grupo (1) durante o deslocamento produzido pelo grupo (2) também será nulo (MORI, 1997).

Diante deste contexto, a figura 2.5 apresenta o comportamento estrutural característico do perfil (seção U_e e Z_{90}) sem restrição à rotação e conectado à telha.

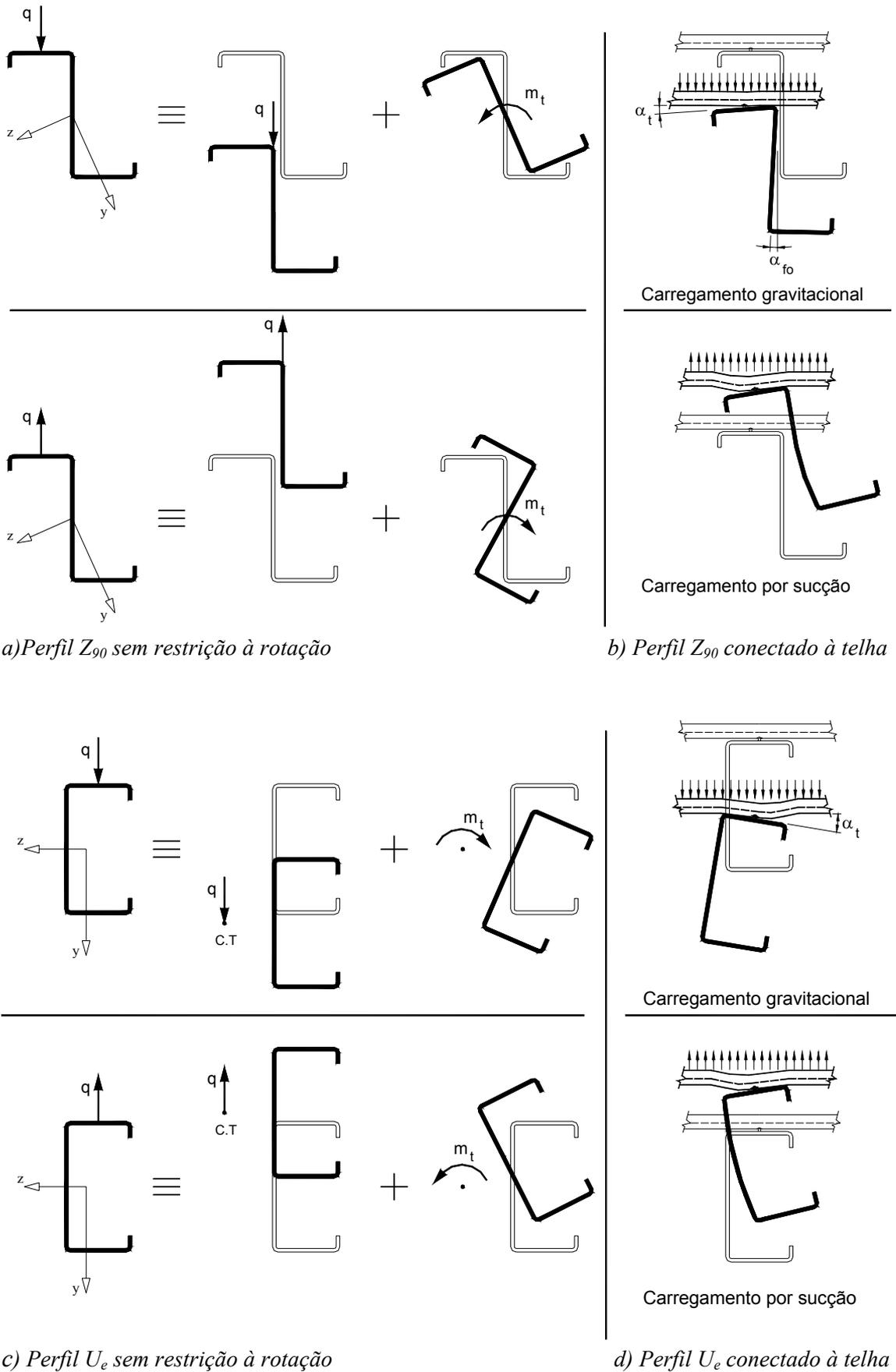


Figura 2.5 – Comportamento estrutural do perfil sem restrição à rotação e conectado à telha.

Aplicando-se um carregamento, q , no meio da mesa superior (posição do parafuso) da seção de um perfil tipo Z_{90} , constata-se que ocorre a flexão oblíqua e a rotação em torno do centro de torção (figura 2.5a). Do mesmo modo, aplicando-se o carregamento no perfil tipo U_e , nota-se que ocorre a flexão em torno do eixo de maior inércia e a rotação em torno do centro de torção (figura 2.5c).

Existem duas situações de carregamento que são admitidas no dimensionamento de terças, o carregamento gravitacional e a ação de sucção do vento.

De um modo geral, o comportamento dos perfis conectados à telha envolve a flexão, o deslocamento lateral associado à torção, na maioria dos casos a distorção lateral da seção e a influência do efeito diafragma do painel sobre a estabilidade da terça.

No carregamento gravitacional a mesa comprimida da terça está travada lateralmente pelo painel de cobertura. Admitindo-se uma contenção contínua, neste caso, a distorção lateral não é dominante. Verificando-se a figuras 2.5b e 2.5d, nota-se que o giro α_t é proveniente, principalmente, do momento de torção, enquanto que o giro α_{fo} é originário da flexão oblíqua.

O que se encontra nos procedimentos normativos e na literatura especializada é que nesse caso o momento fletor resistente de cálculo deve ser obtido com base no início do escoamento da seção efetiva (seção efetiva é a seção constituída somente pelas partes efetivas dos elementos, ou seja, é uma seção reduzida devido à flambagem local).

Para as terças submetidas à ação de sucção do vento, ou seja, carregamento ascensional, a mesa comprimida está livre e a mesa tracionada contida pela telha, havendo, portanto, a possibilidade de perda de estabilidade local, a distorção lateral da seção e conseqüentemente o deslocamento horizontal excessivo da mesa comprimida.

Ainda no âmbito das terças submetidas à sucção, vale mencionar que a distorção lateral que se constata na seção do perfil Z_{90} é proveniente, principalmente, da combinação dos efeitos da flexão oblíqua e do fluxo das tensões de cisalhamento.

Aparentemente, o leitor pode achar estranha a configuração deformada do perfil Z_{90} apresentada na figura 2.5b, pois o sentido do momento de torção (figura 2.5a) é contrário ao sentido do giro apresentado na seção do perfil conectado à telha. Diante disso, vale mencionar que a causa deste efeito é relatada no item 4.1.

Por meio de trabalho experimental em uma série de perfis de seção U enrijecido (U_e 127x50x17x3,00) de 5,62m de comprimento, sem linhas de corrente, associadas à telha e submetidas à ação de sucção (pressão máxima 1,0 kN/m²), Javaroni (1999)

evidenciou nos perfis um modo de falha resultante dos deslocamentos vertical e horizontal excessivo da mesa comprimida, proveniente da flexão e torção. Ainda segundo Javaroni (1999), esse deslocamento excessivo de flexo-torção pode conduzir a situações indesejáveis à edificação e deve ser analisado como um modo de falha.

Todavia utilizando perfis de seção mais delgada (U_e 202x77x21x1,50) de 7,00 m de comprimento e submetidos à ação de sucção, Rousch e Hancock (1997) observaram a presença da interação da distorção lateral, a flexão e a torção do perfil.

Entretanto, em ambos os trabalhos, Rousch e Hancock (1997) e Javaroni (1999), ao realizarem ensaios de terças com linhas de correntes em caixa de sucção, obtiveram como modo de falha predominante nos perfis a flambagem local.

Diante disso, a análise estrutural do sistema terça-telha pode ter duas abordagens diferentes com relação à configuração deslocada da terça, um modelo em que a geometria inicial da seção do perfil permanece constante, ocorrendo apenas a flexão e a torção (MFT) e outro, mais realista nos casos de seção delgada, em que ocorre a distorção lateral da seção, além da flexão e da torção (MFTD). Neste contexto, a figura 2.6 apresenta as formas de deslocamentos que os modelos existentes na literatura admitem na análise do comportamento estrutural da terça submetida à ação de sucção do vento.

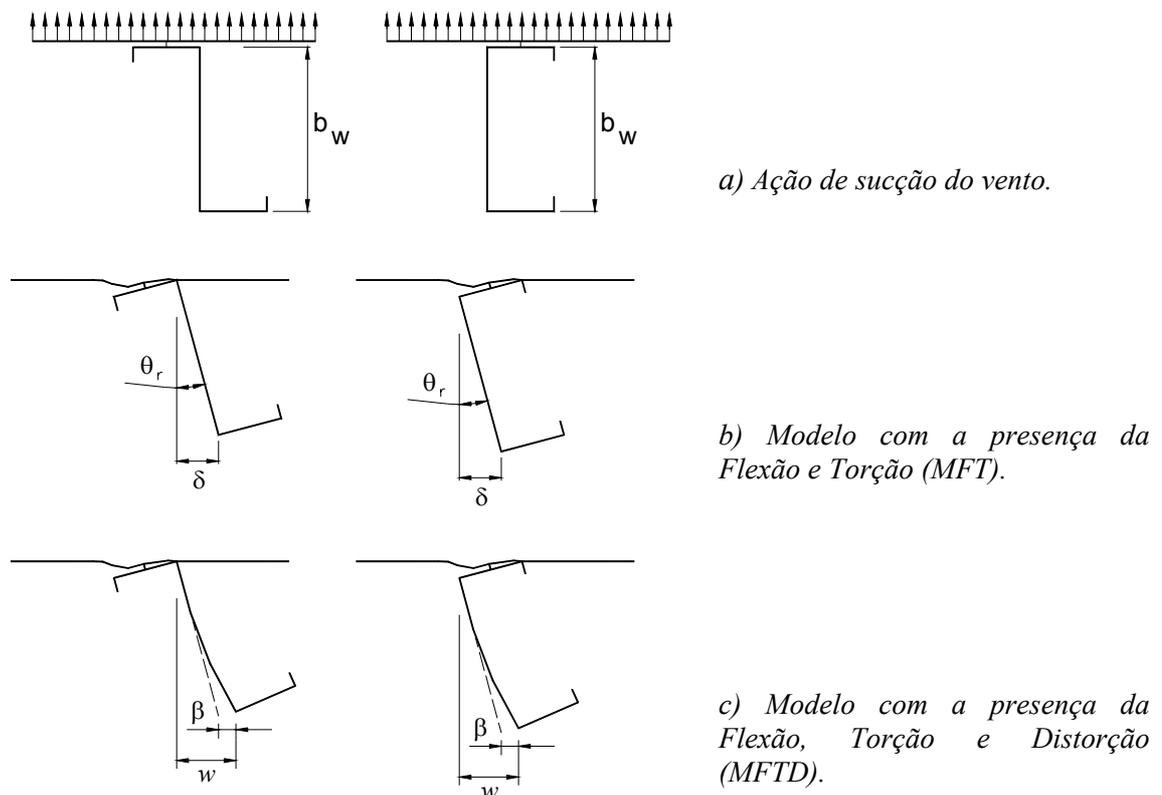


Figura 2.6 – Configuração deformada da terça submetida à ação de sucção.

No modelo sem a presença da distorção, a deformação lateral é dada por:

$$\delta = \text{sen } \theta_r \cdot b_w \quad (2.1)$$

Entretanto, para o modelo que apresenta a distorção, tem-se:

$$w = \delta + \beta \quad (2.2)$$

Onde:

β é a parcela do deslocamento lateral proveniente da distorção lateral do perfil.

É importante relatar que no modelo MFT o comportamento estrutural das terças conectadas em telhas fundamenta-se apenas na Teoria da Flexo-Torção, não admitindo neste caso a alteração da forma inicial da seção do perfil.

2.2.1 Aplicação da Teoria da Flexo-Torção ao sistema terça-telha

No caso geral de uma barra que possui impedimento parcial ou total dos deslocamentos longitudinais e está solicitada por momentos fletores e de torção, a tensão normal longitudinal σ_x será composta pela tensão gerada pela flexão e pela tensão proveniente do bimomento (expressão 2.3).

$$\sigma_x = \pm \frac{M_z}{I_z} \cdot y \pm \frac{M_y}{I_y} \cdot z \pm \frac{B}{C_w} \cdot \omega \quad (2.3)$$

Onde:

$\pm \frac{M_z}{I_z} \cdot y \pm \frac{M_y}{I_y} \cdot z$: tensão normal gerada pela flexão;

$\frac{B}{C_w} \cdot \omega$: tensão normal gerada pelo bimomento.

Nota-se que:

$$B = E \cdot C_w \cdot \varphi'' \quad (2.4)$$

$$C_w = \int_A \omega^2 dA \quad (2.5)$$

$$M_t = G \cdot I_t \cdot \varphi' - B' \quad (2.6)$$

Onde:

A : área da seção transversal do perfil;

B : bimomento;

E : módulo de elasticidade do material;

G : módulo de elasticidade transversal do material;

C_w : constante de empenamento da seção;

I_t : momento de inércia à torção;

M_t : momento de torção;

ω : área setorial;

φ : giro relativo das duas seções separadas por dx .

Definindo-se r por:

$$r = \sqrt{\frac{E \cdot C_w}{G \cdot I_t}} \quad (2.7)$$

Usando-se a noção de momento de torção uniformemente distribuído, m , cujo valor é igual à derivada de M_t , ou seja: $m = \frac{\partial M_t}{\partial x}$ obtém-se a equação diferencial da flexo-torção:

$$r^2 \cdot \frac{\partial^2 B}{\partial x^2} - B = -r^2 \cdot m \quad (2.8)$$

O bimomento B é um esforço solicitante, introduzido por Vlasov (1961), que conduz a forças auto-equilibradas, quando uma barra de seção aberta é solicitada à torção. A figura 2.7 apresenta os sentidos positivos do momento de torção, do momento de torção uniformemente distribuído (m), do ângulo de rotação e do bimomento. Na seqüência, a figura 2.8 apresenta a convenção dos eixos e a simbologia que representa as dimensões da seção transversal do perfil.

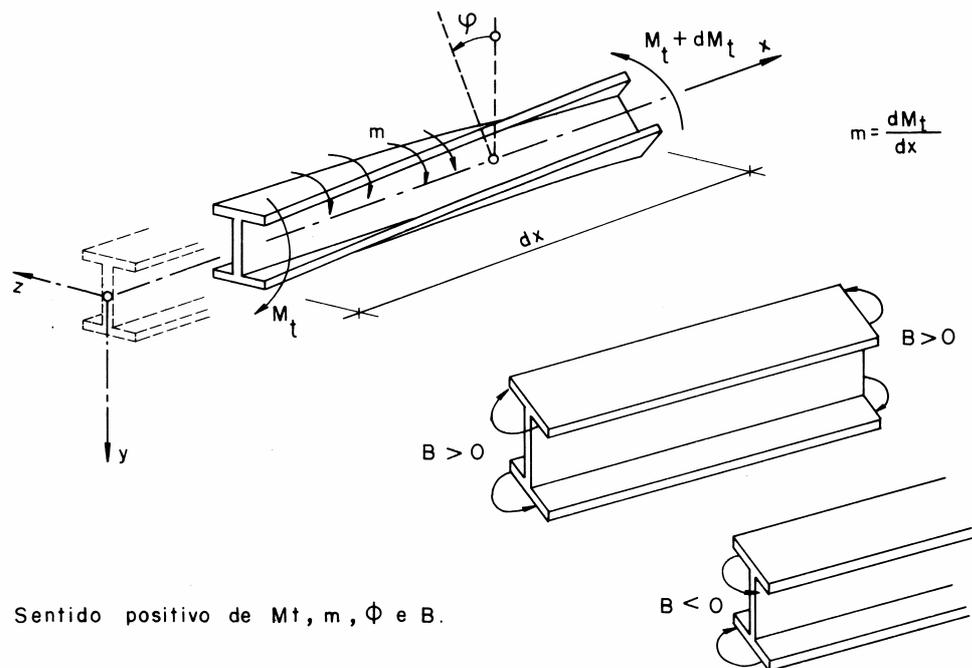


Figura 2.7 – Convenção de sinais para momento de torção M_t , momento de torção distribuído m , ângulo de rotação φ e bimomento B . Fonte: MORI (1997).

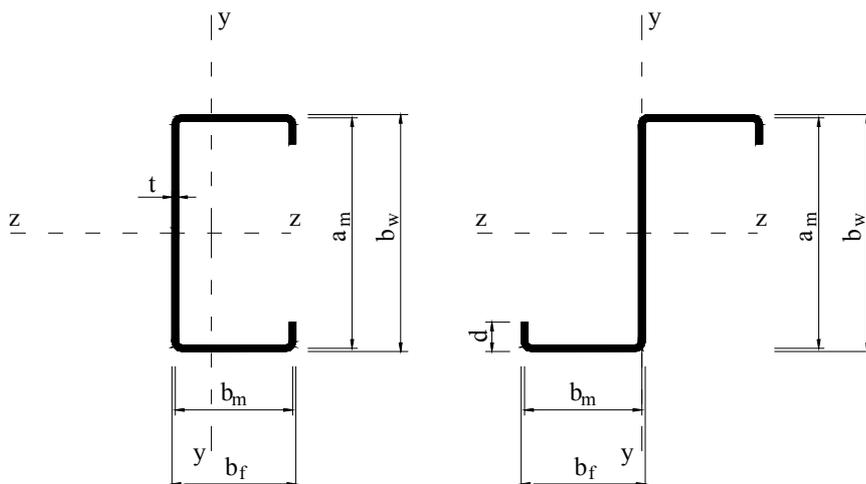


Figura 2.8 – Convenção dos eixos e simbologia para a seção.

Observa-se na figura 2.8 que:

b_w : largura nominal da alma;

b_f : largura nominal da mesa;

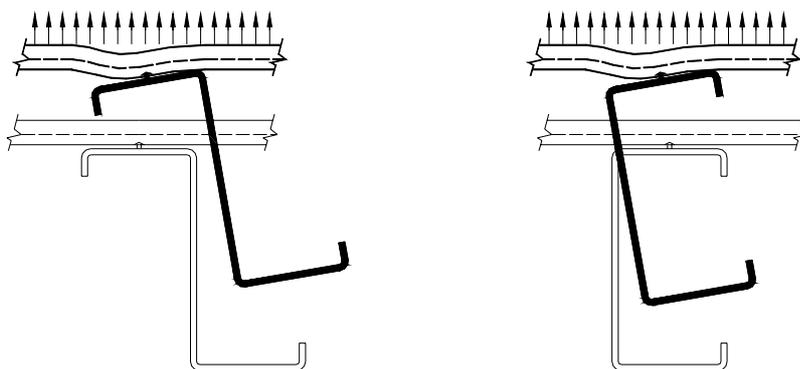
d : largura nominal do enrijecedor de borda do perfil;

t : espessura da chapa ou do elemento;

a_m : largura da alma referente à linha média da seção ($a_m = b_w - t$);

b_m : largura da mesa referente à linha média da seção ($b_m = b_f - t$).

Para as terças de seção U_e e Z_{90} , solicitadas pelo vento de sucção, observa-se as forças atuantes conforme a figura 2.9a.



a) Configuração deformada.

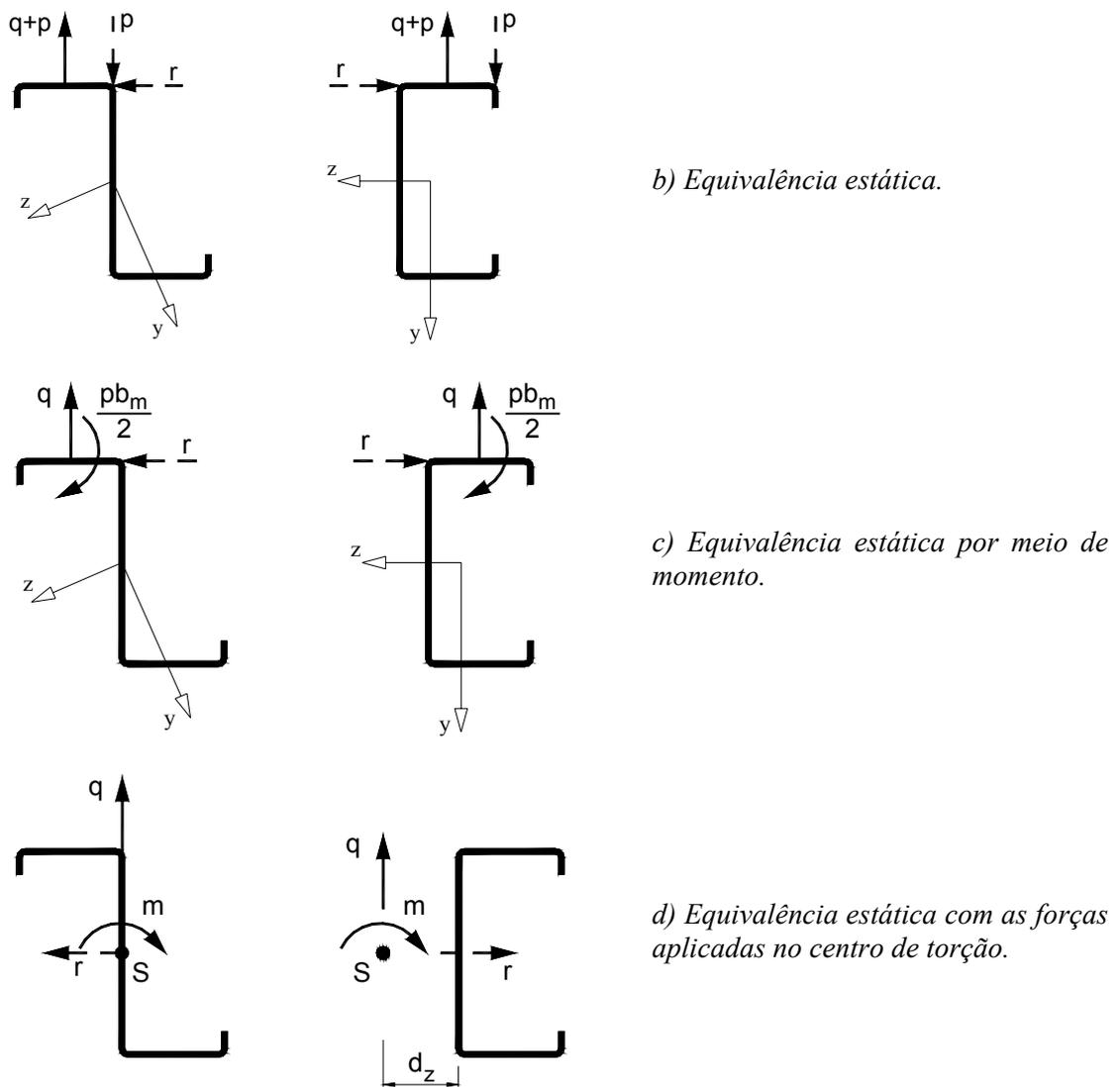


Figura 2.9 – Forças e momento atuantes nas terças. Fonte: Adapt. Hancock et al. (2001).

O giro da terça e conseqüentemente o deslocamento lateral da mesa livre são resultantes do momento de torção M_t . Aparecem no equacionamento do momento de torção distribuído da terça, duas forças reativas (r e p). Essas forças estão associadas ao diafragma constituído pelas telhas, que servem para restringir o deslocamento lateral e a rotação.

Para as seções do tipo Z_{90} e U_e , o momento de torção distribuído m é determinado respectivamente pelas expressões (2.9) e (2.10).

$$m = \frac{p \cdot b_m}{2} - \frac{r \cdot a_m}{2} + \frac{q \cdot b_m}{2} \quad (2.9)$$

$$m = \frac{p \cdot b_m}{2} + \frac{r \cdot a_m}{2} - \frac{q \cdot b_m}{2} - q \cdot d_z \quad (2.10)$$

A primeira parcela $\left(\frac{p \cdot b_m}{2}\right)$ é proveniente da rigidez vertical gerada pela telha, a segunda parcela $\left(\frac{r \cdot a_m}{2}\right)$ é originada pela restrição lateral e os momentos $\left(\frac{q \cdot b_m}{2}\right)$ e $(q \cdot d_z)$ são provenientes da força vertical distribuída (figuras 2.9b e 2.9c).

Uma vez que a terça possui seção constante, a ocorrência de flexo-torção é fundamentada pelo fato do momento torçor não ser constante ao longo do comprimento da terça e por existir vínculos nas extremidades que impedem parcialmente os deslocamentos longitudinais da seção transversal (empenamento). Nesse sentido, as seções transversais da terça apresentam rotações diferentes, isto é, possuem empenamentos diferentes. Para que a compatibilidade de deslocamento seja verificada, o aparecimento de tensões normais, modificando esses empenamentos, é inevitável.

Fazendo uma análise mais minuciosa do problema, nota-se que há uma não-linearidade decorrente exclusivamente da condição de contorno, que se manifesta no contato da mesa com a telha, ou seja, no esforço p . A pressão de contato entre a mesa superior da terça e a onda inferior da telha, varia em cada estágio do carregamento q , fazendo com que o momento de torção distribuído m , também não seja constante ao longo do carregamento.

Pelo fato de ser necessário conhecer o momento de torção distribuído em cada estágio do carregamento e este momento, depender da rigidez da interação entre o painel de telha e o perfil, nota-se que há uma complexidade em se utilizar a Teoria da Flexo-Torção para analisar o comportamento da interação terça-telha para os casos que ocorram apenas os efeitos de flexão e torção.

Neste sentido, um modelo analítico, para tensões de pré-flambagem, recentemente proposto e que tem sido importante para o entendimento do comportamento estrutural terça-telha é o de Ye et al. (2004). A simulação do comportamento estrutural tem por base a adoção de uma mola de translação e de uma de rotação que representam por relações matemáticas a rigidez proveniente da telha conectada (figura 2.10).

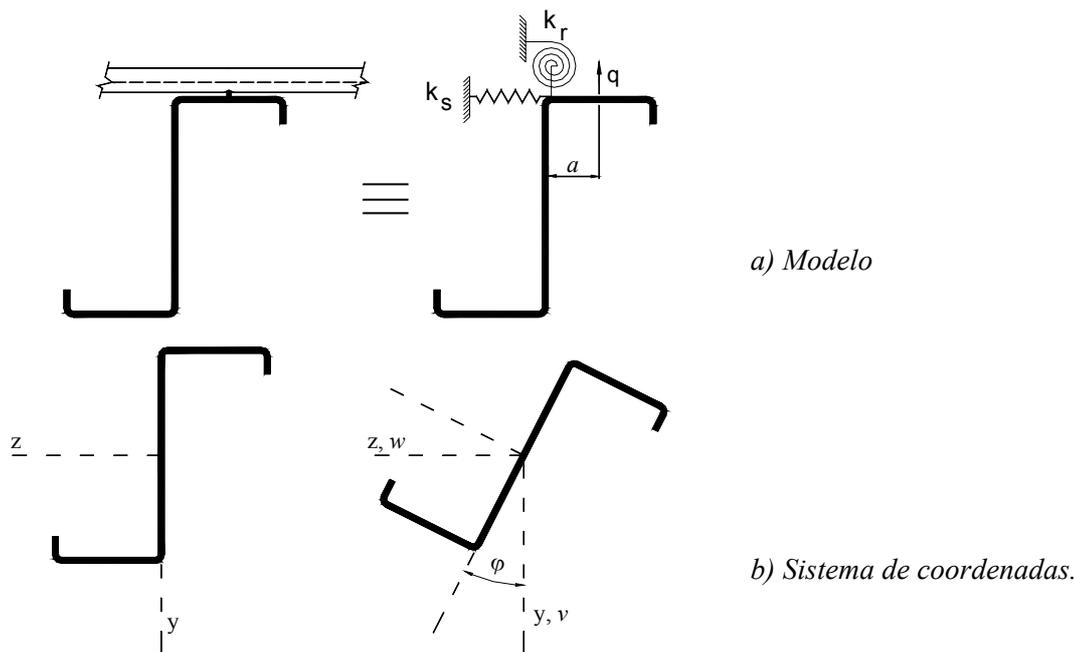


Figura 2.10 – Modelagem do sistema terço-telha, segundo Ye et al. (2004).

Considerando um sistema de coordenadas (x, y, z) onde y e z estão no plano da seção e o eixo x no sentido longitudinal da barra, as relações entre momento fletor e raio de curvatura são expressas como sendo:

$$\begin{Bmatrix} M_y \\ M_z \end{Bmatrix} = E \cdot \begin{bmatrix} I_y & I_{yz} \\ I_{zy} & I_z \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \frac{I}{R_z} \\ \frac{I}{R_y} \end{Bmatrix} \tag{2.11}$$

Onde:

$$\frac{I}{R_z} = -\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \text{ e } \frac{I}{R_y} = -\frac{\partial^2 v}{\partial x^2}$$

Nota-se pela figura 2.10 que w e v são os deslocamentos da terço na direção dos eixos z e y respectivamente.

Conforme as equações de equilíbrio da barra, os momentos podem ser expressos em função do carregamento, por:

$$\frac{\partial^2 M_y}{\partial x^2} = -q_z, \quad \frac{\partial^2 M_z}{\partial x^2} = -q_y \tag{2.12}$$

Onde:

q_z : carregamento distribuído na direção z ;

q_y : carregamento distribuído na direção y .

Substituindo a equação 2.12 em 2.11, tem-se:

$$\begin{Bmatrix} \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} \\ \frac{\partial^4 v}{\partial x^4} \end{Bmatrix} = \frac{I}{E(I_y I_z - I_{yz}^2)} \begin{bmatrix} I_z & -I_{yz} \\ -I_{yz} & I_y \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} q_z \\ q_y \end{Bmatrix} \quad (2.13)$$

Uma vez que a equação diferencial (no ângulo de rotação φ), dos problemas de flexo-torção é escrita por:

$$-\frac{\partial M_t(x)}{\partial x} = EC_w \frac{\partial^4 \varphi}{\partial x^4} - GI_t \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} \quad (2.14)$$

e o carregamento do sistema terça-telha rigidizado pelas expressões:

$$q_y = q, \quad q_z = -k_s \left(\frac{b_w}{2} \varphi + w \right), \quad \frac{\partial M_t}{\partial x} = k_s \left(\frac{b_w}{2} \varphi + w \right) \frac{b_w}{2} + qa + k_r \varphi \quad (2.15)$$

tem-se as equações de equilíbrio expressas como sendo:

$$\gamma_1 L^4 \frac{d^4 w_\varphi}{dx^4} - L^2 \frac{d^2 w_\varphi}{dx^2} + \frac{k_s \gamma_2}{E} (w_\varphi + w) + \frac{4k_r \gamma_2}{Eb_w^2} w_\varphi = -\frac{q\gamma_3}{E} \quad (2.16)$$

$$L^4 \frac{d^4 w}{dx^4} + \frac{k_s \lambda_z}{E} (w_\varphi + w) = -\frac{q\lambda_{yz}}{E} \quad (2.17)$$

$$L^4 \frac{d^4 v}{dx^4} = \frac{k_s \lambda_{yz}}{E} (w_\varphi + w) + \frac{q\lambda_y}{E} \quad (2.18)$$

Sendo que:

$$w_\varphi = \frac{\varphi b_w}{2}, \quad \gamma_1 = \frac{EC_w}{GI_t L^2}, \quad \gamma_2 = \frac{E(b_w L)^2}{4GI_t}, \quad \gamma_3 = \frac{aEb_w L^2}{2GI_t} \quad (2.19)$$

$$\lambda_z = \frac{I_z L^4}{I_y I_z - I_{yz}^2}, \quad \lambda_y = \frac{I_y L^4}{I_y I_z - I_{yz}^2}, \quad \lambda_{yz} = \frac{I_{yz} L^4}{I_y I_z - I_{yz}^2} \quad (2.20)$$

Onde:

k_s é a rigidez da mola de translação;

k_r é a rigidez da mola de rotação;

I_z, I_y : momentos de inércia da seção em relação aos eixos principais z e y , respectivamente;

I_{yz} : produto de inércia da seção em relação ao sistema de coordenadas xy ;

EC_w : rigidez ao empenamento;

GI_t : rigidez à torção;

a : distância entre o ponto de aplicação do carregamento e a linha de centro da alma;

L : comprimento da barra;

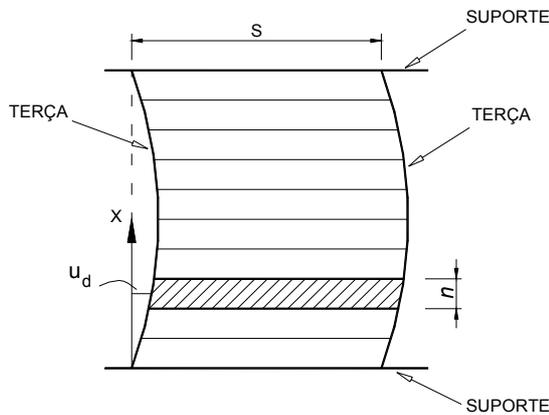
q : carregamento uniformemente distribuído;

φ : ângulo de torção;

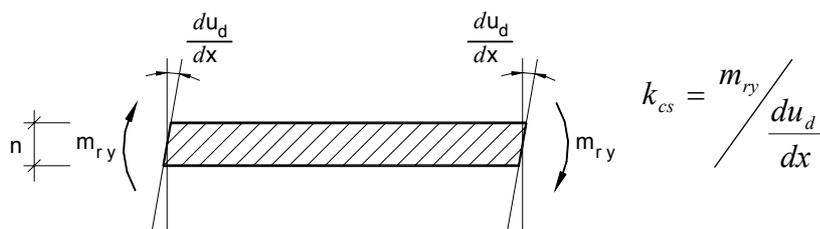
v, w : deslocamento da barra nas direções y e z respectivamente.

A mola de translação simula a influência do efeito diafragma do painel sobre o comportamento da peça, bem como a mola de rotação é referente à rigidez a torção que a telha promove na terça. A rigidez transversal do sistema terça-telha (k_s), proveniente do efeito diafragma, depende do espaçamento entre terças, da rigidez ao cisalhamento da telha (k_{cs}) e da forma de ligação entre telha e terça. Todavia a rigidez à rotação (k_r), implicitamente depende da rigidez à flexão da telha (k_{fs}) e da forma de ligação entre telha e terça.

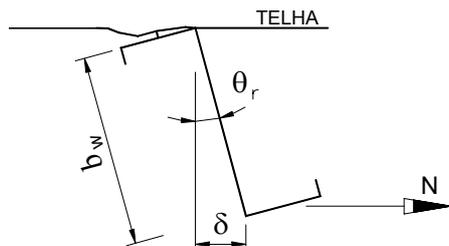
As definições de k_{cs} , k_r e k_{fs} são apresentadas nas figuras 2.11b, 2.11c e 2.11d respectivamente.



a) Plano do telhado.



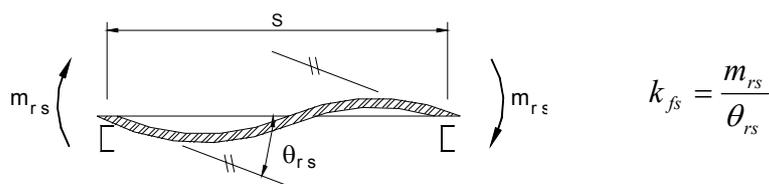
b) Rigidez ao cisalhamento da telha (k_{cs}).



$$\theta_r = \arcsen\left(\frac{\delta}{b_w}\right) \cong \frac{\delta}{b_w}$$

$$k_r = \frac{Nb_w}{n\theta_r}$$

c) Rigidez à rotação (k_r).



d) Rigidez à flexão da telha (k_{fs}).

Figura 2.11 – Rigidez do sistema terço-telha.

As equações de equilíbrio 2.16 a 2.18 podem ser resolvidas analiticamente ou numericamente. Entretanto, uma das dificuldades encontrada é avaliar os valores das constantes de rigidez das molas, pois estas não possuem um comportamento linear ao longo do carregamento. Vale ressaltar também, que tanto a tensão normal longitudinal calculada pela expressão 2.3, como a determinada pelas equações de equilíbrio 2.16 a 2.18 não considera o efeito da distorção lateral do perfil.

Diante deste impasse, serão apresentados a seguir modelos analíticos e empíricos que admitem a ocorrência da distorção lateral da seção transversal do perfil na análise do sistema terço-telha.

2.2.2 Modelos que admitem a distorção lateral da seção

Em busca de um cálculo mais rápido e prático para uso em projeto, nos últimos anos diversos pesquisadores têm analisado e proposto modelos analíticos e empíricos para o dimensionamento de perfis conectados em telhas, cabendo registro os trabalhos coordenados por T. Peköz e P. Soroushian (*Cornell University*) e R. A. LaBoube (*University of Missouri-Rolla*).

2.2.2.1 Modelo de Peköz e Soroushian (*Cornell University*)

A partir do momento em que se eleva a relação largura/espessura dos elementos que constituem o perfil, a interação entre a torção do perfil e a distorção lateral é mais comum de ser evidenciada.

Naturalmente, para o caso em que a geometria da seção da terço não permanece constante, é necessário inserir na abordagem da estrutura uma análise que admite a distorção transversal da seção.

Neste sentido e devido a complexidade em se utilizar a Teoria da Flexo-Torção em barra fixada em painel, Peköz e Soroushian (1982) propuseram uma formulação

para o comportamento estrutural de terças, seções U e Z, continuamente conectadas às telhas pela mesa tracionada.

Para tal, foram realizados vários ensaios em caixa de sucção para verificar o comportamento da associação terça-telha. A conclusão do estudo levou à elaboração de um modelo analítico levando em consideração o deslocamento vertical, o deslocamento lateral associado à torção, a distorção da seção e a rigidez à rotação.

O modelo de Peköz e Soroushian (1982) permite determinar a tensão máxima de compressão que ocorre, geralmente, na junção da mesa comprimida com a alma.

Neste sentido o modelo proposto é idealizado pela superposição de dois estágios: a rotação (promove o deslocamento lateral da barra) e o deslocamento vertical (figura 2.12).

É importante ressaltar, que para o perfil de seção U_e conectado ao painel, o centro de rotação do sistema é a junção da mesa tracionada com o enrijecedor. Contudo, para o perfil de seção Z_{90} conectado ao painel, o centro de rotação é a junção da mesa tracionada com a alma.

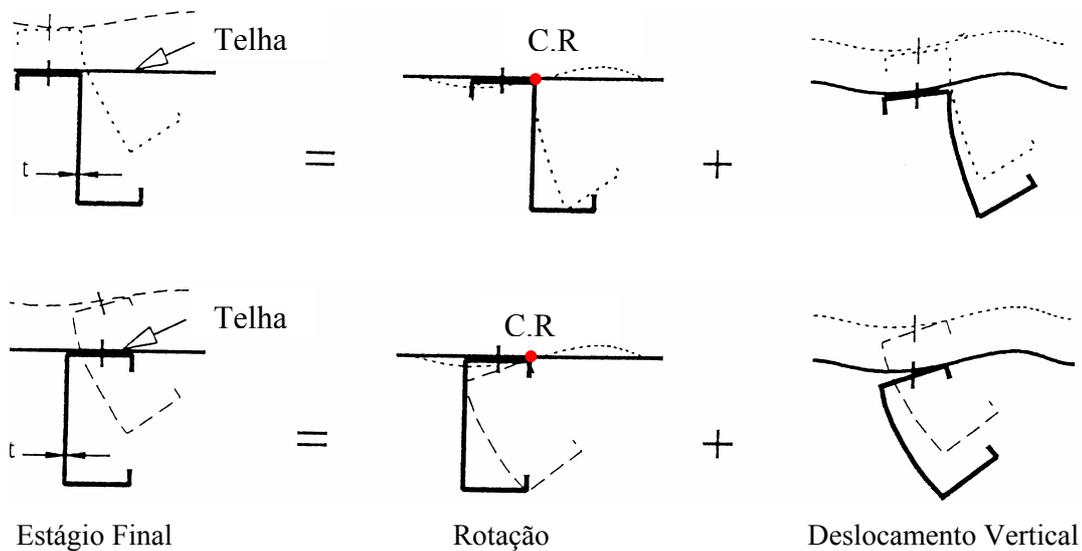


Figura 2.12 – Idealização do comportamento dos perfis sob efeito de sucção.

A figura 2.13 apresenta o carregamento vertical $q_y(x)$ na seção do perfil U_e e Z_{90} .

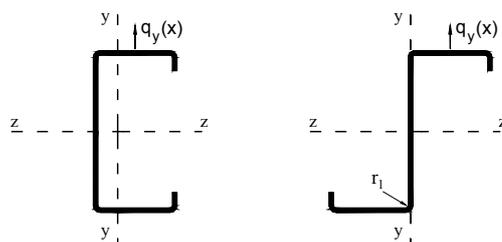


Figura 2.13 – Ponto de aplicação do carregamento vertical na terça

O estágio do deslocamento vertical pode ser analisado utilizando-se a teoria clássica de flexão da Resistência dos Materiais. Entretanto, devido ao deslocamento lateral e a torção em que o perfil está submetido, o momento de inércia em torno do eixo perpendicular à alma deve ser reduzido.

Conforme os autores, uma aproximação simples que pode ser utilizada para determinar o momento de inércia da seção rotacionada em relação ao eixo z é dada pela expressão (2.21).

$$I_{z,R} = I_z \cdot \left[1 - \left(\frac{w}{b_w} \right)^2 \right] \quad (2.21)$$

Onde:

$I_{z,R}$: momento de inércia da seção rotacionada em relação ao eixo z ;

w : deslocamento horizontal (direção do eixo z) da mesa comprimida.

Entretanto a rotação envolve os deslocamentos laterais e o giro, os quais são analisados por meio de um modelo analítico aproximado.

A rigidez à rotação é idealizada por uma mola rotacional, localizada no centro de rotação da terça associada à telha. Uma suposição mais simples, considera uma mola linear elástica de rigidez k_α posicionada na junção da alma com a mesa comprimida. Esta mola linear combina o efeito de restrição ao giro fornecido pelo painel de telha e pela alma da terça (figura 2.14).

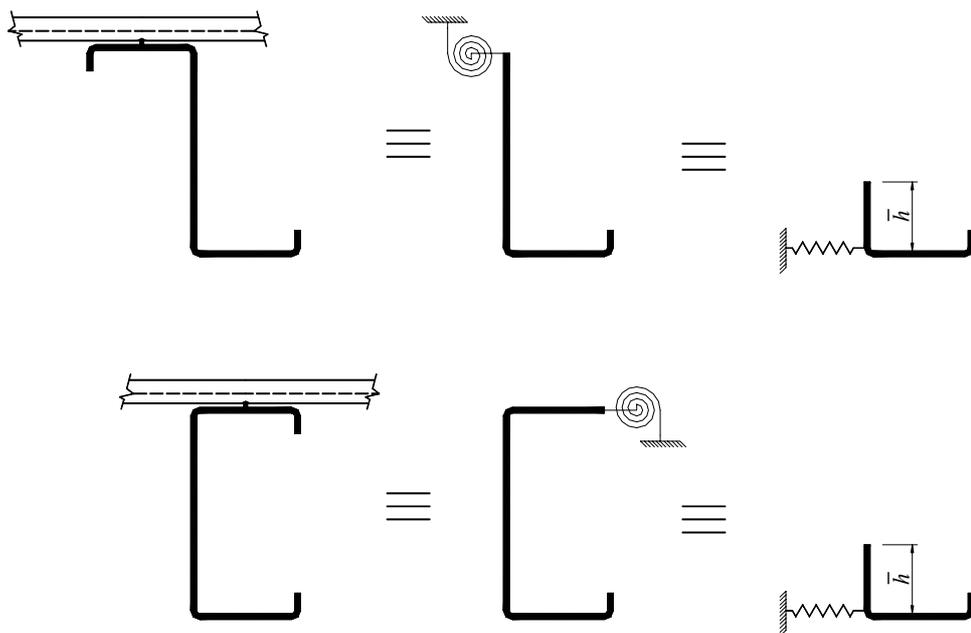


Figura 2.14 – Idealização da rigidez rotacional.

Neste sentido, o modelo consiste nesta mola linear elástica conectada em uma seção idealizada, formada pela mesa comprimida, enrijecedor e uma parcela da alma (\bar{h}).

$$\bar{h} = \bar{H} \left(\frac{b_w}{2} - r_1 \right) \quad (2.22)$$

Onde:

\bar{H} : parcela da largura comprimida da alma.

O Eurocódigo 3 – parte 1.3 (1996), que é comentado mais adiante, traz um modelo de cálculo para a verificação de terças sujeitas às ações gravitacionais ou de sucção, sendo tal procedimento fundamentado no modelo de Peköz e Soroushian (1982). Todavia, por uma questão prática, a norma europeia sugere o $\bar{h} = b_w/6$.

A metodologia empregada para tal solução consiste em idealizar um carregamento lateral fictício $q_z(x)$ aplicado na seção idealizada do perfil e proporcional ao carregamento vertical $q_y(x)$ na terça (figura 2.15).

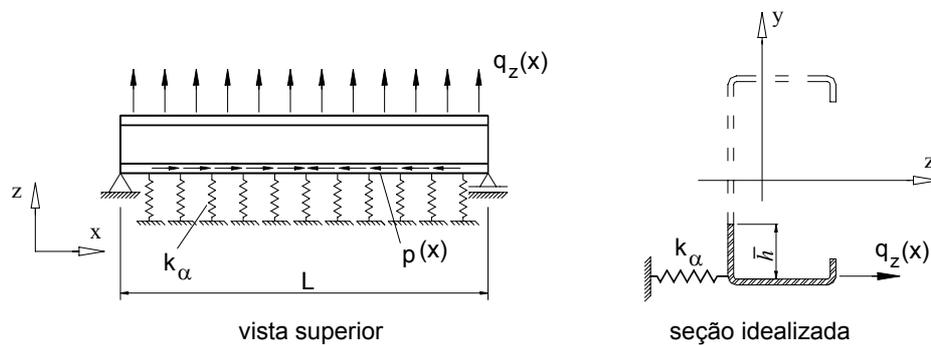


Figura 2.15 – Carregamento lateral fictício.

Peköz e Soroushian (1982) definem $p(x)$ como sendo uma força de direção axial por unidade de comprimento, resultante da variação de tensão de compressão ao longo do comprimento da barra (figura 2.15).

$$p(x) = V_y \frac{S_{id}}{I_z} \quad (2.23)$$

Onde:

V_y : força cortante;

S_{id} : momento estático da seção idealizada em relação ao eixo z (figura 2.15).

O valor da força fictícia distribuída ao longo do comprimento da barra é expressa por:

$$q_z(x) = q_y(x) \cdot \left(\frac{S_{me} b_f}{2I_{z,R}} + \alpha \right) \quad (2.24)$$

Onde:

$q_z(x)$: força distribuída na direção horizontal (eixo z);

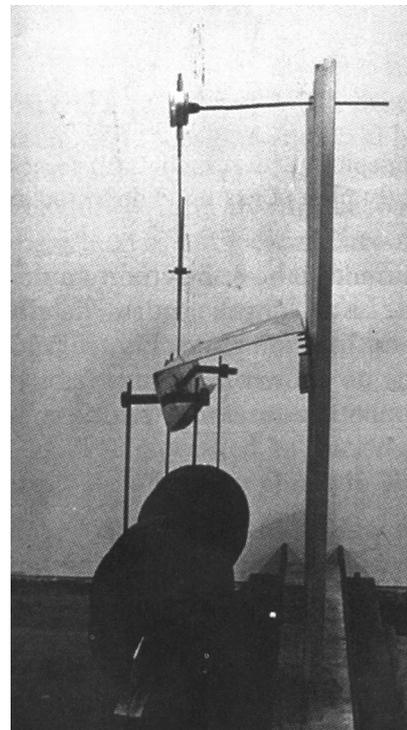
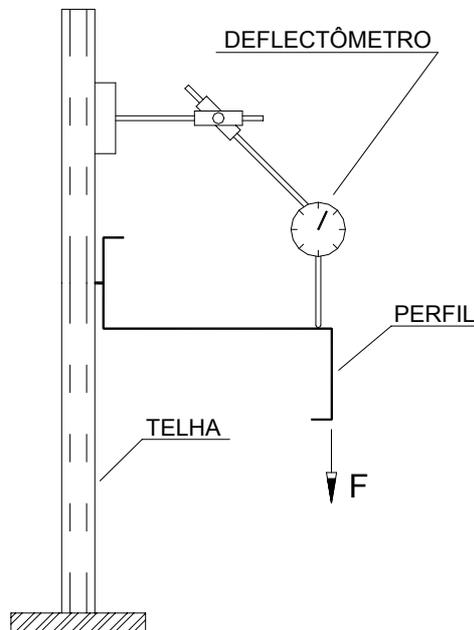
$q_y(x)$: força distribuída na direção vertical (eixo y);

S_{me} : momento estático da mesa inferior e enrijecedor em relação ao eixo z do perfil;

$\alpha = \frac{b_f}{b_w}$ para seção U e $\alpha = 0$ para seção Z;

Assumindo-se um valor de $q_y(x)$ como sendo o de falha da barra, determina-se o valor correspondente de $q_z(x)$. A partir de um gráfico de força versus deslocamento o valor de k_α é determinado para aquele valor de $q_z(x)$. A figura 2.16 esquematiza o ensaio padronizado pelo AISI para determinar a rigidez do apoio elástico k_α .

É importante ressaltar que o valor de k_α depende do tipo de ligação terça-telha, da rigidez à flexão da telha e da rigidez à torção do perfil. Neste ensaio é possível ter uma noção preliminar quanto ao comportamento da terça ao ser submetida a um carregamento $q_y(x)$.



Fonte: Hancock et al. (2001).

Figura 2.16 – Ensaio padronizado pelo AISI para determinar o valor de k_α .

Convém ressaltar, que no estudo da estática e da instabilidade da seção idealizada do perfil (figura 2.15 com carregamento lateral fictício $q_z(x)$), apenas duas manifestações de energia estão, por assim dizer, em jogo. A primeira, relacionada com o trabalho das forças reativas, é conhecida como energia de deformação, e a segunda, relacionada com o trabalho das forças atuantes, ou forças externas, é conhecida como energia potencial das ações.

A energia de deformação consiste em duas partes: a energia de deformação pela flexão (U_f) e a energia de deformação pela mola (U_k) dados por:

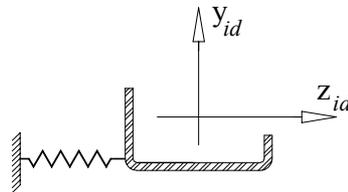
$$U_f = 2 \int_0^{L/2} \frac{EI_{y,id}}{2} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} \right)^2 dx \quad (2.25)$$

$$U_k = 2 \int_0^{L/2} \frac{k_\alpha (w - w_0)^2}{2} dx \quad (2.26)$$

Onde:

$I_{y,id}$: momento de inércia da seção idealizada (figura 2.17) em relação ao eixo central paralelo à alma;

w_0 : imperfeições iniciais da mesa.



seção idealizada

Figura 2.17 – Convenção dos eixos da seção idealizada.

A energia potencial das ações consiste em duas partes: a energia potencial da força distribuída na direção horizontal (U_w) e a energia potencial da força distribuída axialmente (U_p).

$$U_w = -2 \int_0^{L/2} q_z(x)(w - w_0) dx \quad (2.27)$$

$$U_p = -2 \int_0^{L/2} p(x) \frac{I}{2} \left[\left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 - \left(\frac{\partial w_0}{\partial x} \right)^2 \right] dx \quad (2.28)$$

As funções dos deslocamentos podem ser expressas por meio das seguintes séries:

$$w = \sum_{n=1,3,\dots} a_n \operatorname{sen} \frac{n\pi x}{L} \quad (2.29)$$

$$w_0 = \sum_{n=1,3,\dots} a_{n_0} \operatorname{sen} \frac{n\pi x}{L} \quad (2.30)$$

Utilizando-se o método de Ritz para determinar a amplitude dos deslocamentos (a_n) tem-se:

$$a_n = \frac{4q_y(x)L^4 \left(\frac{S_{me}b_f}{2I_z} + \alpha \right) + a_{n_0} (n^5 EI_{y,id} \pi^5 + nk_\alpha L^4 \pi)}{EI_{y,id} \pi^5 n^5 + k_\alpha L^4 n \pi - 4 \frac{S_{id}}{I_z} q_y(x) L^4 n \pi (0,206n^2 - 0,063)} \quad (2.31)$$

De acordo com os autores, tomando-se apenas o primeiro termo da série o erro no deslocamento horizontal, w , é inferior a 5%. Portanto, pode-se obter:

$$a_1 = \frac{C_1 \left(\frac{S_{id}b_f}{2I_{z,R}} + \alpha \right) + a_{10}}{1 - 0,45C_1 \frac{S_{id}}{I_z}} \quad (2.32)$$

Onde:

$$C_1 = \frac{1,27q_y(x)}{\frac{94,41EI_{y,id}}{L^4} + k_\alpha} \quad (2.33)$$

Deve-se notar que o deslocamento u inclui as imperfeições iniciais e promove uma componente de deslocamento vertical v_d . (figura 2.18) que é função da distorção lateral da alma. O valor de v_d pode ser determinado pela expressão (2.34).

$$v_d = \frac{\Psi w^2}{2b_w} \quad (2.34)$$

Onde:

Ψ : fator de correção dos efeitos distorcionais da seção. Onde o valor é determinado por meio de ensaios em laboratório.

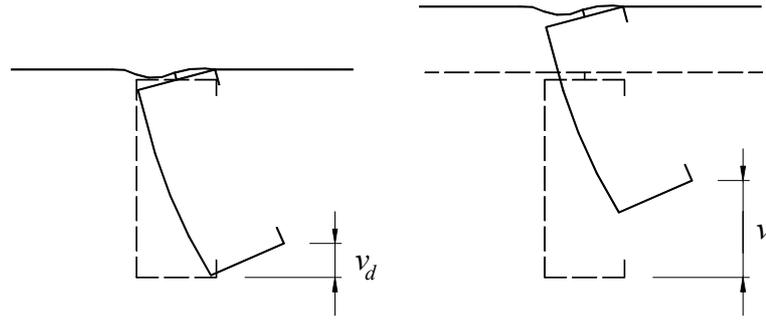


Figura 2.18 – Detalhe do deslocamento vertical.

Sendo assim, o deslocamento total vertical, v , pode ser expresso por:

$$v = \frac{xq_y(x)}{24EI_{z,R}}(L^3 - 2Lx^2 + x^3) + \frac{\Psi W^2}{2b_w} \quad (2.35)$$

De acordo com os autores a tensão normal máxima de compressão, $\sigma_{máx.,c}$, ocorre na junção entre a mesa comprimida e a alma do perfil associado à telha. Utilizando a Teoria Clássica de Flexão e a viga idealizada no modelo de Peköz e Soroushian (1982), tem-se:

$$\sigma_{máx.,c} = \frac{M_z}{W_z} + \frac{M_{y,id}}{W_{y,id}} \quad (2.36)$$

Onde:

M_z : momento fletor em torno do eixo z , devido à flexão simples;

W_z : módulo de resistência elástico da seção transversal da barra em relação ao eixo z , referente ao momento de inércia $I_{z,R}$;

$M_{y,id}$: momento fletor na seção idealizada, em torno do eixo paralelo à alma;

$W_{y,id}$: módulo de resistência elástico da seção transversal idealizada em relação ao eixo paralelo à alma.

O momento fletor na seção idealizada ($M_{y,id}$) é dado por:

$$M_{y,id} = EI_{y,id} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} \right) \quad (2.37)$$

$$M_{y,id} = \frac{EI_{y,id}\pi^2}{L^2} \sum_{n=1,3,\dots} n^2 (a_n - a_{n0}) \operatorname{sen} \frac{n\pi x}{L} \quad (2.38)$$

Comparando os resultados obtidos na análise numérica com os resultados experimentais, Peköz e Soroushian (1982) propõem as possíveis simplificações:

$$I_{y,id} = \frac{tb_f^3}{12} \quad (2.39)$$

$$\frac{S_{id}}{I_z} = \frac{b_f tb_w}{4I_z} \quad (2.40)$$

$$S_{me} = \frac{b_f tb_w}{2} \quad (2.41)$$

Sendo assim, tem-se:

$$a_1 = \frac{C_1(Zb_f + \alpha) + a_{10}}{1 - 0,92C} \quad (2.42)$$

Onde:

$$Z = \frac{tb_w b_f}{4I_z} \quad (2.43)$$

$$C = \frac{1,27q_y(x)}{\frac{7,87Et_b_f^3}{L^4} + k_\alpha} \quad (2.44)$$

Observa-se que no cálculo de $I_{y,id}$ é considerada apenas a parcela da mesa. Neste caso, a tensão máxima de compressão que ocorre na junção da alma com a mesa livre é dada por:

$$\sigma_{máx.,c} = \frac{b_w M_z}{2I_z^R} + \frac{Eb_f \pi^2}{2L^2} (a_1 - a_{10}) \quad (2.45)$$

Assim sendo, o deslocamento vertical máximo é dado por:

$$v_{máx} = \frac{5q_y(x)L^4}{384EI_{z,R}} + \frac{\Psi w^2}{2b_w} \quad (2.46)$$

No modelo de Peköz e Soroushian (1982), não está explícito um valor de carga crítica, mas sim, a verificação da tensão máxima de compressão.

Uma das dificuldades em se utilizar o modelo de Peköz e Soroushian (1982) na prática de projeto, é o fato de ser necessário determinar em laboratório o valor de k_α . Entretanto, numa visão mais prática, o Eurocódigo 3 – parte 1.3 (1996) traz expressões para a determinação desse coeficiente.

Segundo Javaroni (1999) pode-se admitir a hipótese de que $k_\alpha \rightarrow \infty$ para os perfis com linhas de corrente. Assumindo-se essa hipótese, os valores das tensões normais são oriundas somente da flexão simples.

Embora o modelo de Peköz e Soroushian (1982) ter sido utilizado como base num procedimento normativo, constata-se que tal modelo analisa apenas uma rigidez rotacional local imposta pela telha ao perfil, avaliando de uma forma muito superficial o comportamento global da cobertura, deixando de considerar, por exemplo, a influência do efeito diafragma do painel sobre o comportamento do perfil metálico e a rigidez à flexão da telha no espaçamento entre terças.

2.2.2.2 Modelo de LaBoube (*University of Missouri-Rolla*)

O modelo de LaBoube (1991, 1992) trata-se de um procedimento empírico baseado em resultados experimentais em caixa de sucção (figura 2.19), não possuindo, desta forma, um modelo analítico formal de cálculo.

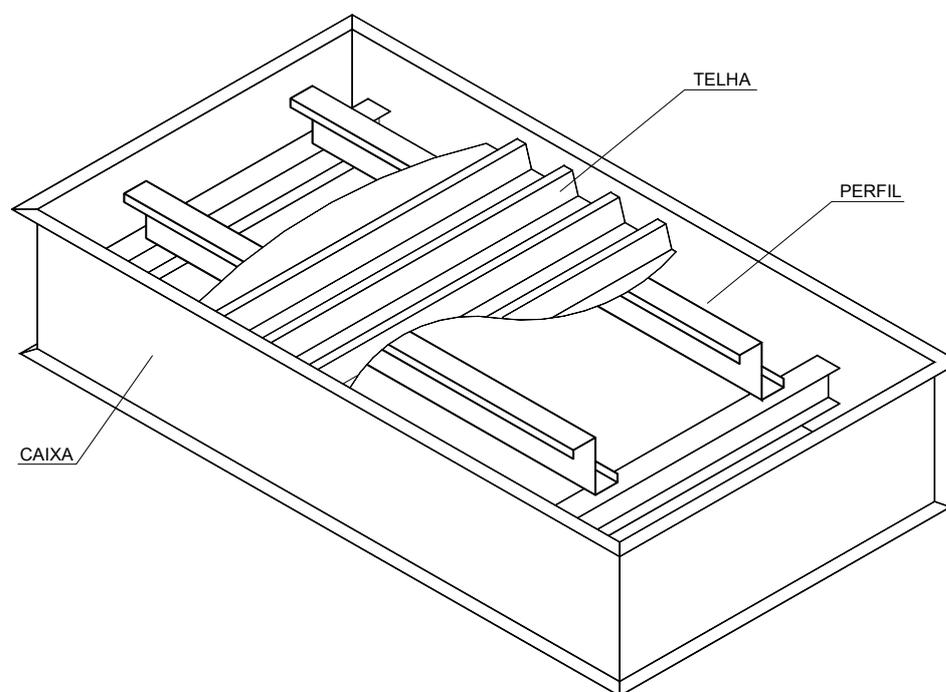


Figura 2.19 – Caixa de sucção (invertida) utilizada para determinar o coeficiente de redução R .

Este dispositivo, denominado de caixa de sucção, é composto pelo conjunto telha-terça que se deseja ensaiar, de tal modo que, ao ser retirado o ar contido dentro da caixa, a diferença entre as pressões interna e externa simula o efeito de sucção do vento.

O método de LaBoube consiste em determinar um coeficiente de redução empírico R , que corresponde à razão entre o momento fletor máximo observado em ensaio com o momento fletor de início de escoamento da seção efetiva (expressão 2.47).

$$M_R = R \cdot W_{ef} \cdot f_y \quad (2.47)$$

Onde:

M_R : momento fletor resistente;

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.

Em seu trabalho e considerando resultados de outros estudos, LaBoube determinou o coeficiente R para os perfis tipo U e Z enrijecidos, para vigas biapoiadas e vigas contínuas, obtendo-se como resultados os seguintes valores médios:

<i>Perfil tipo U enrijecido (biapoiado, sem linha de corrente):</i>	$R = 0,40$
<i>Perfil tipo Z enrijecido (biapoiado, sem linha de corrente):</i>	$R = 0,50$
<i>Perfil tipo U enrijecido (contínuo, sem linha de corrente):</i>	$R = 0,60$
<i>Perfil tipo Z enrijecido (contínuo, sem linha de corrente):</i>	$R = 0,70$

Utilizando, também, o ensaio da caixa de sucção Javaroni (1999) determinou o coeficiente R para os perfis tipo U simples, U e Z enrijecidos, com e sem linhas de corrente.

É importante mencionar que Javaroni (1999) adotou o valor da pressão correspondente a um deslocamento vertical máximo de 1/100 do vão do perfil como carregamento de falha. Entende como carregamento de falha, o valor da pressão utilizado no cálculo do momento fletor resistente.

Como valores médios dos resultados obtidos por Javaroni (1999), tem-se:

<i>Perfil tipo U (biapoiado, sem linha de corrente):</i>	$R = 0,50$
<i>Perfil tipo U enrijecido (biapoiado, sem linha de corrente):</i>	$R = 0,50$
<i>Perfil tipo U (biapoiado, com 2 linhas de corrente):</i>	$R = 0,89$
<i>Perfil tipo Z enrijecido (biapoiado, com 2 linhas de corrente):</i>	$R = 0,80$

Javaroni (1999) ressalta que esses valores devem ser restritos às condições utilizadas nos ensaios por ele desenvolvidos e a sua extrapolação a outras situações está sujeita a possíveis erros na avaliação da resistência ao momento fletor.

O método proposto por LaBoube foi adotado pelo AISI (1991) e revisado no AISI (2001). Este procedimento é bastante simples, entretanto, possui campo de aplicação restrito às condições e dimensões estabelecidas nos ensaios. Além do mais,

necessita-se de mais estudos que relacionam o tipo de ligação, quantidade e o posicionamento dos parafusos auto-atarraxantes na determinação do coeficiente R .

Vale ressaltar que a norma brasileira NBR 14762:2001 (Anexo F) adota o procedimento de cálculo proposto pelo AISI (1996) para o dimensionamento de terças conectadas em telhas por meio de parafusos auto-atarraxantes.

2.3 Aspectos normativos: Eurocódigo 3 – parte 1.3 (1996) e AISI (2001)

O Eurocódigo 3 – parte 1.3 (1996), item 10.1 apresenta um procedimento de cálculo para o dimensionamento de perfis conectados em telhas, prevendo as situações de ações gravitacionais e de sucção devido ao efeito do vento, isto para os casos de terças simplesmente apoiadas e terças contínuas com dois tramos.

O modelo do Eurocódigo 3 – parte 1.3 (1996) é similar ao procedimento de cálculo proposto por Peköz e Souroshian (1982), que tem como dificuldade a determinação da rigidez rotacional, coeficiente de apoio elástico k_{α} , imposta pelo painel de telha, cuja avaliação experimental é a mais indicada.

Para evitar o inconveniente da determinação experimental da rigidez rotacional, o Eurocódigo 3 – parte 1.3 (1996) apresenta um procedimento analítico para calcular o valor dessa rigidez. Entretanto, esse procedimento não considera os efeitos da quantidade, diâmetro e localização dos parafusos da conexão telha-terça.

Isto posto, Tomà e Wittemann (1994) compararam os resultados de ensaios com os resultados obtidos de acordo com o Eurocódigo 3 – parte 1.3 (1996) para situações de carregamento gravitacional e carregamento de sucção. Para a situação de carregamento gravitacional os autores constataram que os valores obtidos pelo Eurocódigo 3 – parte 1.3 (1996) são em torno de 18% inferiores aos de ensaio. Para situação de carregamento de sucção, concluíram que os valores calculados são em torno de 36% inferiores aos de ensaio. Portanto, a comparação mostrou que o procedimento do Eurocódigo 3 – parte 1.3 (1996) é conservador.

Isto é possível, pois nota-se que os valores do coeficiente de apoio elástico (k_{α}) mostram-se bastante variáveis, portanto, neste contexto, a determinação de um valor teórico para fins de projeto, como apresenta o Eurocódigo 3 – parte 1.3 (1996), necessita de um melhor estudo em função dos diversos parâmetros envolvidos.

De uma forma antagônica, o procedimento de cálculo proposto pelo AISI (2001) torna-se interessante pela sua simplicidade.

Baseado em resultados experimentais e no modelo de LaBoube (1991,1992), o AISI (2001) apresenta uma formulação empírica para a determinação do momento resistente em perfis cuja mesa tracionada encontra-se fixada às telhas de cobertura.

A interação terço-telha é considerada calculando-se o momento resistente no início de escoamento da seção efetiva, multiplicado por um fator de redução, R , que varia de 0,4 a 0,7 em função do tipo do perfil, altura da seção e esquema estático como indicado a seguir.

Tabela 2.1 – Valores do fator de redução para terças biapoiadas, AISI (2001)

Altura do perfil (mm)	Tipo de seção	R
$b_w \leq 165$	U ou Z	0,70
$165 < b_w \leq 216$	U ou Z	0,65
$216 < b_w \leq 292$	Z	0,50
$216 < b_w \leq 292$	U	0,40

Para os casos de terças contínuas, o AISI (2001) apresenta os seguintes valores:

Perfil tipo U (para vãos contínuos): $R = 0,60$

Perfil tipo Z (para vãos contínuos): $R = 0,70$

É interessante ressaltar, que o AISI (2001) apresenta uma série de exigências e condições para que o procedimento seja aplicável, como: vão, altura do perfil, tipo de conector etc. Evidentemente, os casos que não atendem a todas as exigências devem ser analisados por meio de outros procedimentos, como por exemplo, análise experimental e numérica.

Pesquisas experimentais podem tornar-se “caras” dependendo dos fatores a serem analisados, diante deste contexto é apresentado a seguir alguns métodos numéricos onde se possa, satisfatoriamente, analisar os efeitos do comportamento estrutural de terças conectadas em telhas.

2.4 Métodos de análise numérica – Teoria Generalizada de Vigas (GBT), Método das Faixas Finitas (MFF) e Método dos Elementos Finitos (MEF).

Como já foi relatado, é reconhecida a complexidade e limitações dos modelos matemáticos e empíricos utilizados para o dimensionamento de barras associadas a painel. Também é reconhecida na literatura que, devido aos avanços tecnológicos, na

configuração a frio dos perfis, a tendência atual é de produzir seções transversais mais eficientes estruturalmente e com formas mais complexas, o que aumenta a complexidade dos modelos matemáticos requeridos. Atendendo ao descrito anteriormente e com o objetivo de facilitar o trabalho com os procedimentos de dimensionamento de terças conectadas às telhas, diversos trabalhos estão sendo desenvolvidos empregando métodos de análise numérica, utilizando ferramentas como a Teoria Generalizada de Vigas (GBT), o Método das Faixas Finitas (MFF) e o Método dos Elementos Finitos (MEF).

2.4.1 Análise numérica via GBT

A Teoria Generalizada de Vigas (GBT), originalmente desenvolvida pelo Professor Schardt em 1989 e, posteriormente nos anos 90, formulada e implementada pelo professor Davies na Inglaterra (University of Manchester) e pelo Professor Dinar Camotim em Portugal (IST/UTL), se converteu em uma ferramenta muito usada no comportamento pré-crítico e pós-crítico dos perfis de paredes finas, assim como para análise da influência das imperfeições geométricas e na determinação da capacidade última das barras.

A principal vantagem desse método numérico consiste na possibilidade de poder separar e ortogonalizar os deslocamentos e modos de flambagem, os quais podem ser considerados separadamente ou em interação, segundo a seleção que foi desejada (PÉREZ, 2003). Isto é possível, pois o método analisa a seção toda como um conjunto, em vez de se analisar os elementos componentes da seção em separado, permitindo, assim, a interação entre os elementos de chapa que constituem a seção transversal.

De acordo com a GBT, cada modo de deslocamento ortogonal tem uma equação de equilíbrio em função das propriedades generalizadas da seção, e estas propriedades dependem da geometria da seção transversal.

Jiang e Davies (1997) realizaram, via GBT, um trabalho que analisa os esforços críticos de flambagem elástica de terças conectadas em telhas.

A figura 2.20 ilustra os vínculos do modelo e as possíveis formas de deslocamentos e flambagem que Jiang e Davies (1997) consideraram, na análise via GBT, para um perfil biapoiado de seção Z associado a um painel de telha. Para cada modo tem-se:

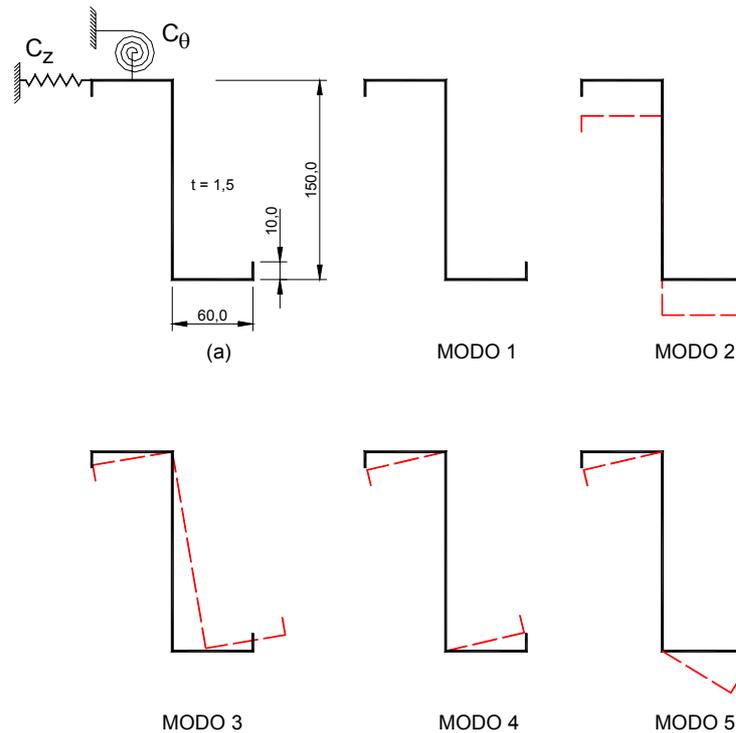


Figura 2.20 – Perfil Z_{90} e modos de flambagem e deslocamentos idealizados.

Modo 1: deformação axial da terça, o que não é tão relevante na análise;

Modo 2: flexão em torno do eixo perpendicular à alma;

Modo 3: torção;

Modos 4 e 5: distorção da seção.

A rigidez oriunda da conexão painel-perfil, é simulada por meio da rigidez à translação (C_z) e de rotação (C_θ) aplicada no topo da mesa superior do perfil (figura 2.20a).

Considerando no modelo numérico uma rigidez de translação rígida ($C_z \rightarrow \infty$), Jiang e Davies (1997) apresentam uma análise da flambagem elástica, de um perfil de seção Z_{90} enrijecido, em função da rigidez rotacional (C_θ) e do comprimento do perfil. A figura 2.21 ilustra uma análise numérica, via GBT, de um perfil biapoiado do tipo Z_{90} enrijecido (figura 2.20a) acoplado em um painel de telha e submetido à ação de sucção do vento. É realizada uma análise comparativa entre os modos de falha e o valor da rigidez rotacional (C_θ), no qual são apresentados no gráfico em função do comprimento do perfil e do momento crítico de flambagem.

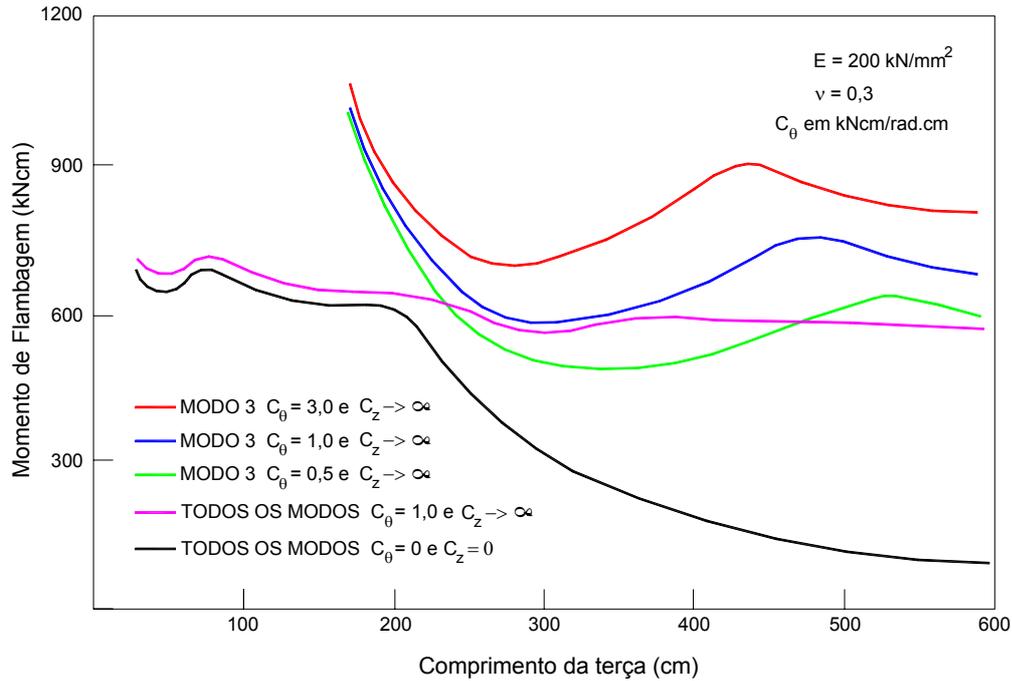


Figura 2.21 – Interação entre os modos de flambagem analisada via GBT.

Nota-se que a tensão crítica de flambagem do perfil depende da rigidez proveniente da conexão perfil-telha. Diante disso, uma das dificuldades existente no uso da formulação proposta por Jiang e Davies (1997), é conhecer os valores da rigidez à translação e da rigidez à rotação que o painel impõe ao perfil, pois na realidade esses valores, normalmente, diferem de zero e não tendem ao infinito.

2.4.2 Análise numérica via MFF

Conforme consta em Chodraui (2003), o Método das Faixas Finitas (MFF) tem se destacado atualmente para o cálculo do esforço de flambagem elástica, pois permite uma discretização dos perfis (figura 2.22) com um grau de indeterminação e sistema de equações menor do que no caso do método dos elementos finitos.

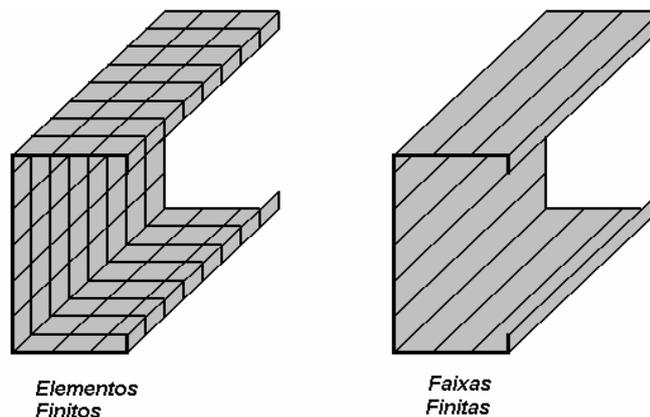


Figura 2.22 – Diferença de discretização entre o MEF e MFF.

A discretização para o método das faixas finitas é feita apenas no plano da seção transversal do perfil, de forma que este passe a ser constituído por “faixas finitas”, todas com o comprimento do perfil e ligadas entre si por meio de “linhas nodais” (figura 2.23). Na direção transversal o campo de deslocamentos é aproximado, em cada faixa finita, por polinômios cujo grau condiciona a compatibilidade entre as faixas adjacentes e, longitudinalmente, a variação das componentes dos deslocamentos é aproximada por funções contínuas, normalmente trigonométricas, que satisfazem as condições de contorno globais do elemento (figura 2.24).

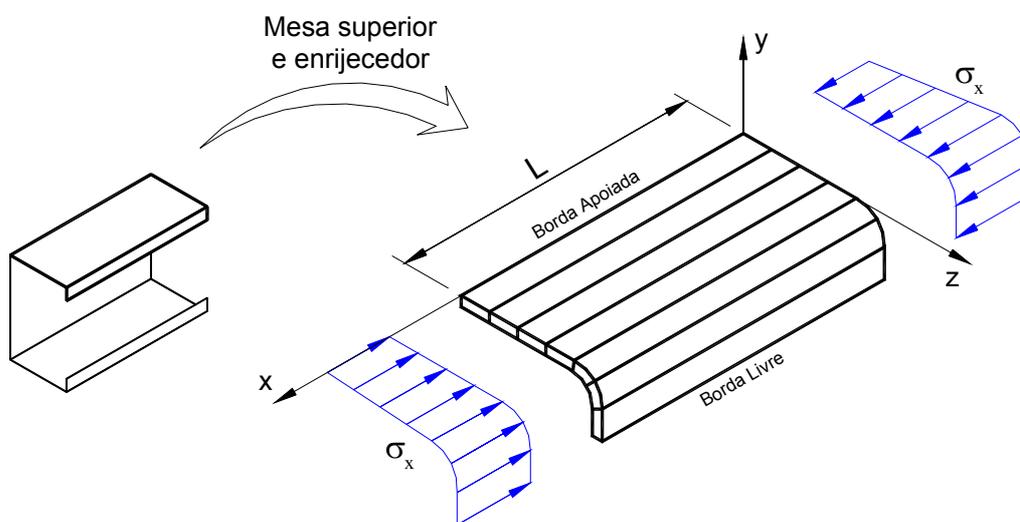


Figura 2.23 – Discretização parcial do perfil via MFF.

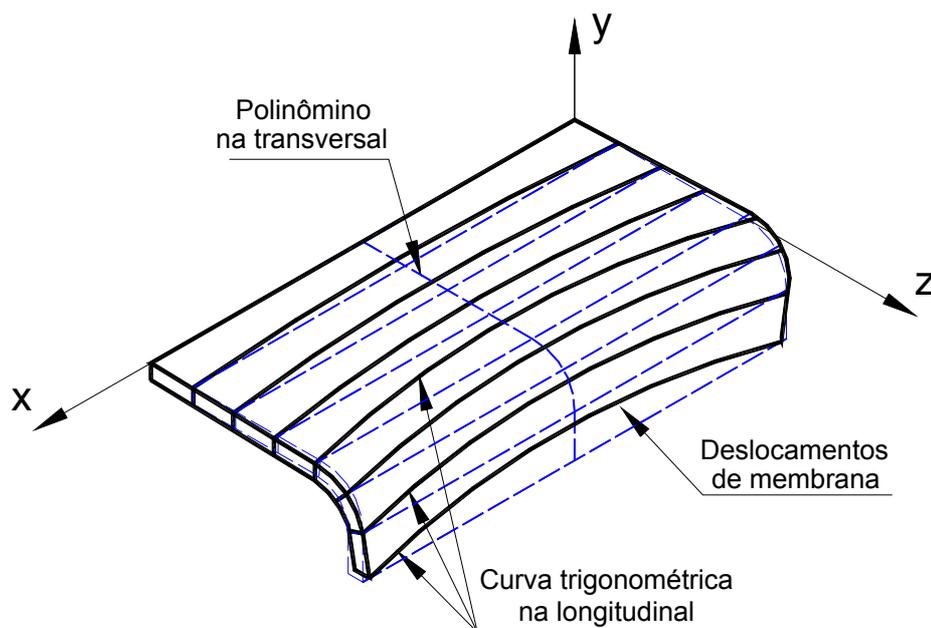


Figura 2.24 – Deslocamentos dos elementos da discretização via MFF.

Na figura 2.25 está representada uma faixa finita onde pode-se observar que essa possui 8 graus de liberdade, na medida em que cada linha nodal (i e j) está associada a:

- dois deslocamentos de membrana (u e w);
- um deslocamento de flexão (v);
- uma rotação de flexão (θ).

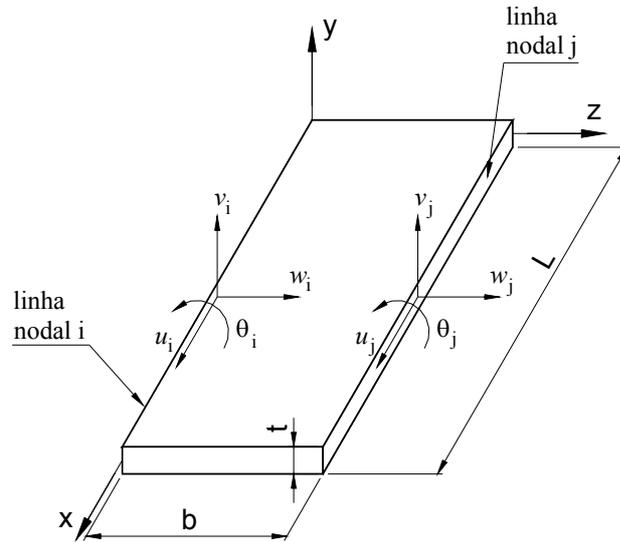


Figura 2.25 – Graus de liberdade de uma faixa finita.

Desta forma, os vetores dos deslocamentos generalizados de membrana (δ_m) e de flexão (δ_f), para uma faixa finita, são definidos por:

$$\delta_m = \begin{bmatrix} u_i \\ w_i \\ u_j \\ w_j \end{bmatrix} \quad \text{e} \quad \delta_f = \begin{bmatrix} v_i \\ \theta_i \\ v_j \\ \theta_j \end{bmatrix}$$

As funções adotadas para aproximar os deslocamentos são obtidas a partir do produto de matrizes de funções contínuas (trigonométricas) na direção longitudinal e com funções polinomiais na direção transversal. Assim, os deslocamentos u , v e w , que ocorrem na superfície média da faixa, são dados por:

$$\begin{bmatrix} u \\ w \end{bmatrix} = N_m \Phi_m \delta_m \quad (2.48)$$

$$v = N_f \Phi_f \delta_f \quad (2.49)$$

Onde:

N_m : matriz de funções polinomiais de membrana;

Φ_m : matriz de funções trigonométricas de membrana;

N_f : vetor de funções polinomiais de flexão;

Φ_f : matriz de funções trigonométricas de flexão.

O método das faixas finitas tem sido bastante utilizado atualmente, pois soluções de bifurcação de equilíbrio podem ser obtidas com o uso de funções de deslocamentos. Isto propicia a análise da seção considerando a interação entre seus elementos constituintes, para todos os modos de flambagem.

O MFF tem sido usado por vários autores, como Schafer (2001), Nagahama (2003) e outros. Entretanto o trabalho de Ye et al. (2002) foi o pioneiro na utilização do MFF na análise do comportamento estrutural de sistemas formados por terças e telhas.

A simulação do comportamento estrutural tem por base a adoção de uma mola de translação, k_s , e de uma de rotação, k_r , que representam por relações matemáticas a rigidez proveniente da telha conectada (rever a figura 2.10).

De acordo com Ye et al. (2002), a análise do fenômeno de flambagem elástica em terças conectadas em telhas, pode ser representada no formato matricial por um problema de autovalor, sendo λ representativo da força de flambagem, como um autovalor, e os modos de flambagem como autovetores (equação 2.50).

$$([K_p] + [K_s] - \lambda[K_g])\{\delta\} = \{0\} \quad (2.50)$$

Onde:

$[K_p]$ é a matriz de rigidez da terça;

$[K_s]$ é a matriz de rigidez das molas;

$[K_g]$ é a matriz de rigidez geométrica;

λ é o fator de carga (ver figura 2.26), sendo este o valor que multiplicado pela tensão de referência adotada (f_y) fornece a tensão crítica de flambagem elástica referente ao modo analisado;

$\{\delta\}$ é o vetor de deslocamentos nodais.

O valor do fator de carga para os quais o determinante dos coeficientes de $\{\delta\}$ na equação 2.50 se anulam são os autovalores. Os correspondentes valores de $\{\delta\}$ são os autovetores.

A figura 2.26 ilustra um resultado obtido por Ye et al. (2002), via MFF, para um perfil do tipo Z enrijecido submetido à flexão (mesa inferior comprimida), na qual se apresenta o gráfico entre o fator de tensão e o comprimento de meia onda, em função das molas k_s (rigidez à translação) e k_r (rigidez à rotação) acopladas na mesa superior do perfil. Sendo assim, com o auxílio do MFF, os autores constataram que a influencia dos

valores de k_s e k_r é significativo na determinação do modo de instabilidade em perfis conectados em telhas.

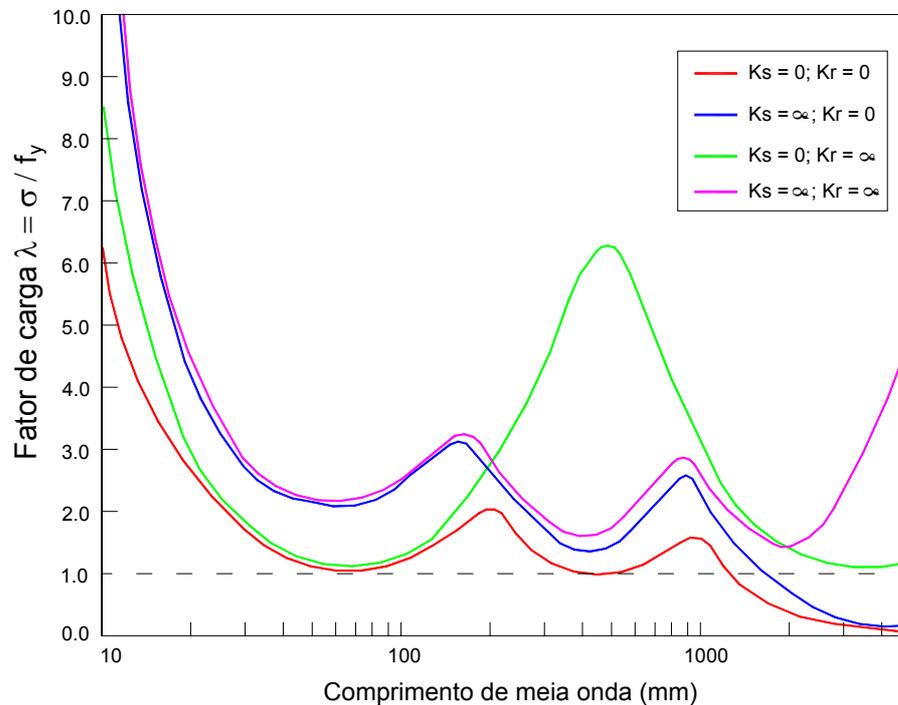


Figura 2.26 – Exemplo de varredura para análise da flambagem elástica de perfil Z enrijecido conectado em telha.

As principais desvantagens do MFF aplicado na análise numérica de sistemas formados por terças e telhas são:

- pelos fatos de não poder representar variações das vinculações ao longo do comprimento da barra, não se torna possível realizar um estudo dos efeitos locais proveniente da ligação terça-telha;
- a seção transversal não pode variar ao longo do comprimento e é difícil realizar uma simulação dos efeitos dos travamentos intermediários que na prática é constituído por correntes (tirantes);
- a rigidez da mola de translação e de rotação não tende ao infinito e difere de zero, portanto é necessário calibrar esses valores por meio de ensaios experimentais.

Neste sentido, constata-se, até o momento, que a análise numérica do comportamento estrutural de terças conectadas em telhas, via MFF, constitui-se numa tarefa complexa devido à quantidade de variáveis envolvidas neste sistema estrutural e de difícil sistematização para este método numérico.

2.4.3 Análise numérica via MEF

No campo da Engenharia de Estruturas, o Método dos Elementos Finitos (MEF) tem como objetivo a determinação do estado de tensão e de deformação de um sólido de geometria arbitrária sujeito a ações externas.

O método dos elementos finitos comumente utilizado prevê a divisão do domínio de integração, contínuo, em um número finito de pequenas regiões denominadas elementos finitos, ou seja, o método considera a estrutura subdividida (ou discretizada) em partes, ou elementos, de dimensões finitas, para os quais se estabelecem as relações entre esforços e deslocamentos em um certo número de pontos (nós), geralmente do seu contorno (figura 2.27).

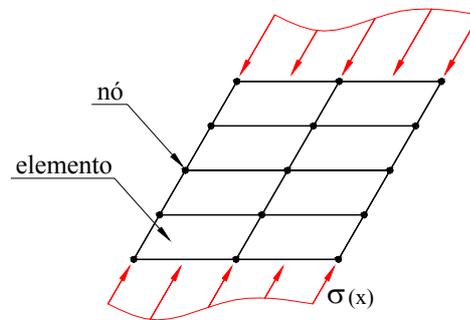


Figura 2.27 – Chapa subdividida em elementos retangulares.

Portanto, além de transformar o sólido contínuo em uma associação de elementos discretos e escrever as equações de compatibilidade e equilíbrio entre eles, o MEF consiste, também, em admitir funções contínuas que representam, por exemplo, o campo de deslocamentos no domínio de um elemento e , a partir daí, obter o estado de deformações correspondente que, associado às relações constitutivas do material, permitem definir o estado de tensões em todo o elemento. Entretanto, este estado de tensões é transformado em esforços internos que têm de estar em equilíbrio com as ações externas.

Em resumo, pode-se definir que uma análise numérica por elementos finitos é a simulação de um sistema físico (geometria, carregamento e vinculações) por uma aproximação matemática do sistema real, utilizando para tanto construções simples de blocos chamados de elementos, interrelacionados em malhas representando um sistema real com finitos blocos (ANSYS 1997).

No âmbito da análise do comportamento estrutural de sistemas terça-telha pelo MEF, destacam-se os trabalhos de Kemp et al. (1995) e Lucas et al. (1997).

Kemp et al. (1995) realizaram um estudo experimental e numérico do comportamento da interação terço-telha, sob a ação do carregamento gravitacional, em função da inclinação do telhado. Pela análise via elementos finitos, os autores constataram que o deslocamento vertical e a rotação da terço são sensíveis à rigidez da conexão entre a terço e a telha.

O trabalho de Lucas et al. (1997) foi o pioneiro no estudo dos modos de instabilidade, via MEF, de sistema formado por terço-telha sob a ação de sucção. Contudo, os autores não adotam parafusos auto-atarraxantes para efetuar a ligação entre a mesa da terço e a telha. A ligação entre o painel e o perfil é realizada por meio de parafusos que ligam a mesa superior da terço com a onda superior da telha trapezoidal (figura 2.28)

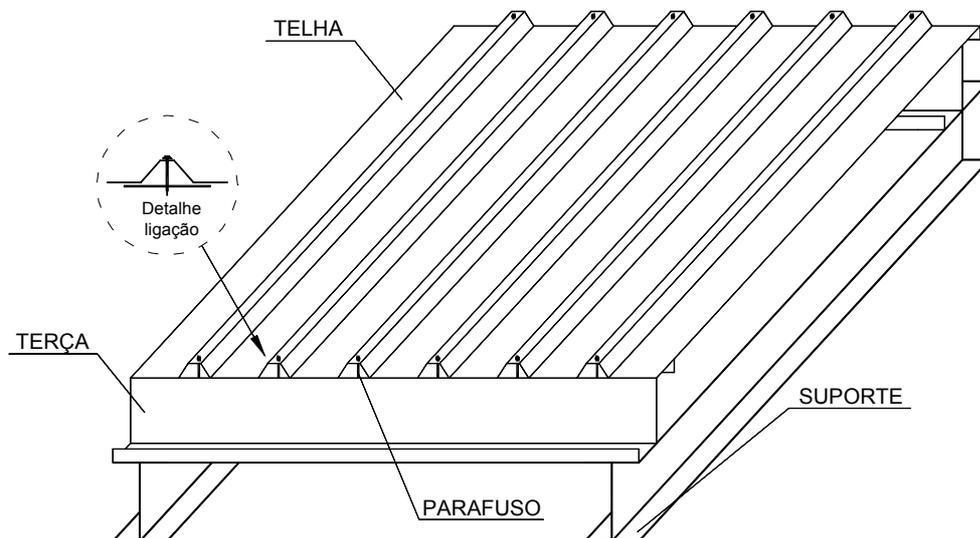


Figura 2.28 – Sistema de cobertura que utiliza pinos na conexão entre terços e telhas.

Para evitar o inconveniente de se utilizar molas para simular a rigidez do painel, Lucas et al. (1997) discretizaram a terço e a telha em elementos de casca (figura 2.29).

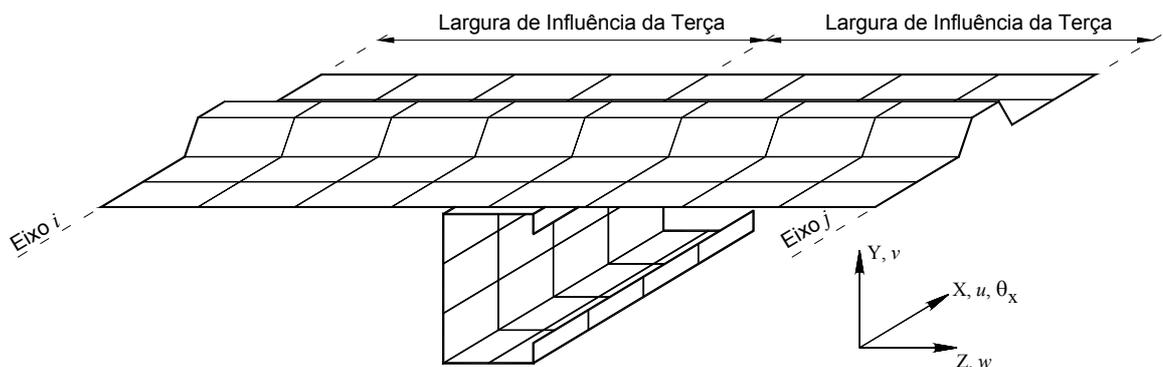


Figura 2.29 – Malha de elementos utilizada por Lucas et al. (1997).

De acordo com as figuras 2.28 e 2.29, Lucas et al. (1997) adotaram as seguintes condições de contorno:

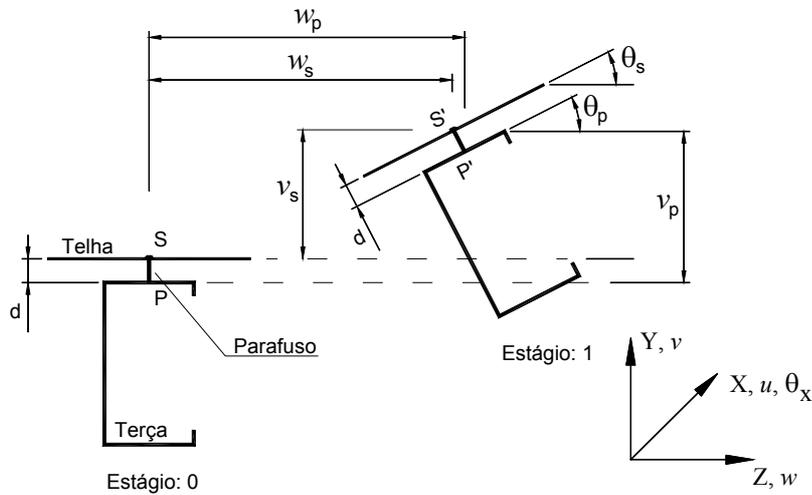


Figura 2.30 – Condições de contorno adotadas por Lucas et al. (1997).

$$v_p = v_s, \theta_p = \theta_s \text{ e } w_p = w_s + \theta_s d \quad (2.51)$$

Onde:

v_p, v_s : deslocamento vertical dos pontos p e s respectivamente;

θ_p, θ_s : inclinação dos pontos p e s respectivamente;

w_p, w_s : deslocamento horizontal dos pontos p e s respectivamente;

d : distância entre a mesa superior do perfil e a crista da onda mais alta da telha.

Sendo assim, tem-se:

$$v_i = v_j, w_i = w_j, \theta_{x,i} = \theta_{x,j} = 0 \text{ e } \theta_{y,i} = \theta_{y,j} = 0 \quad (2.52)$$

Com o uso dessas condições de contorno, Lucas et al. (1997) negligenciaram o fato de existir uma separação em uma das extremidades do contato entre a mesa superior da terça e a telha, ou seja, a distância d permanece constante.

A figura 2.31a ilustra o típico deslocamento da terça (com distorção lateral) que se observa em ensaios de sucção. Nota-se para o caso de seção Z_{90} , que a junção da mesa superior e o enrijecedor separa-se do painel no decorrer do carregamento. Todavia para o caso de seção U_e , esta separação entre o perfil e o painel ocorre na junção da mesa superior e a alma. Entretanto, a figura 2.31b apresenta o resultado numérico encontrado por Lucas et al. (1997), onde não se observa os efeitos de torção, pelo fato da distancia d (figura 2.30) ser considerada constante ao longo da largura da mesa superior.

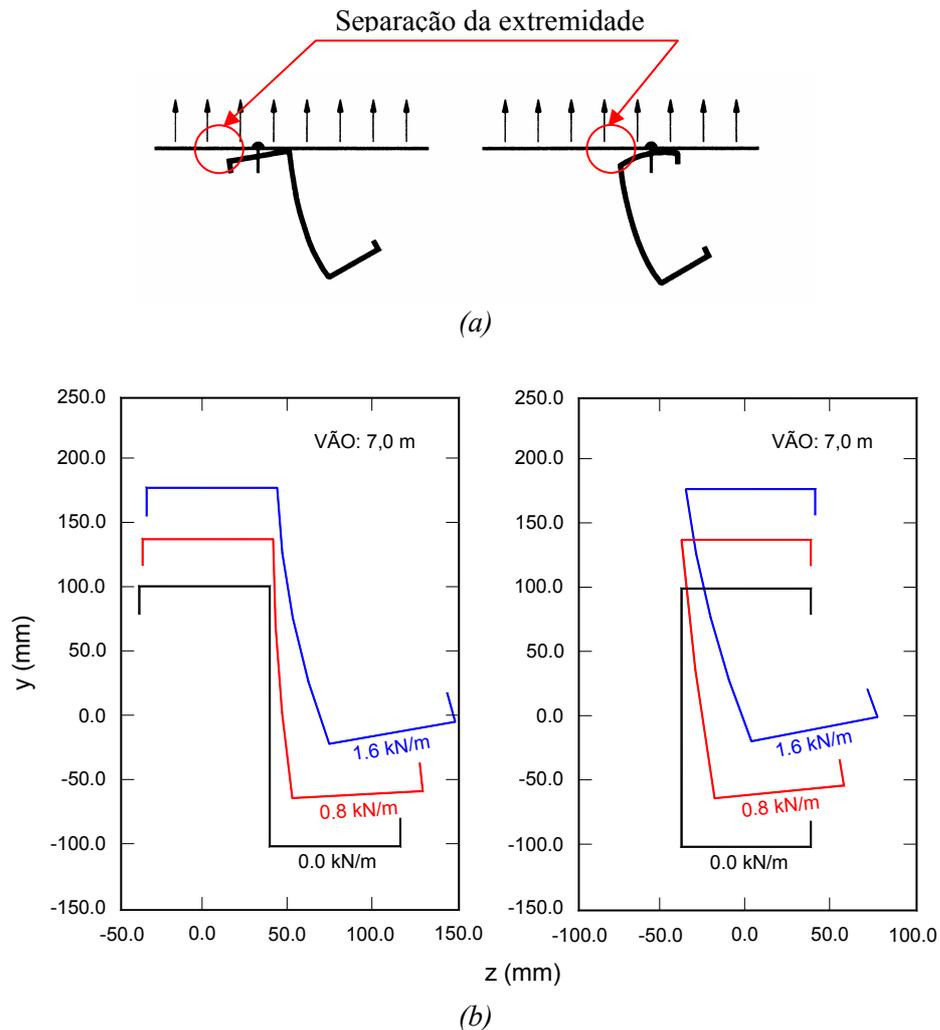


Figura 2.31 – Resultados obtidos por Lucas et al. (1997).

É interessante ressaltar que a representação do problema real pode assumir inúmeras possibilidades de modelagem, afetadas pela precisão necessária e custo operacional (homem-tempo, recursos computacionais), assim cabe ao analista o equacionamento destes dois fatores que estão frequentemente em conflito. Portanto os objetivos da análise têm um imenso impacto sobre a escolha apropriada da modelagem.

Nota-se que o MEF é uma ferramenta eficiente para abordar o comportamento estrutural das terças associadas às telhas, sem ter o inconveniente de utilizar elementos de molas para simular rigidez.

Como já foi relatado ao longo desse capítulo, a forma e as condições de se modelar a ligação entre a terça e a telha influenciam nos resultados finais da análise numérica desse sistema. Todavia, não há na literatura especializada, até o momento, um trabalho que analisa o comportamento estrutural do sistema terça-telha, via MEF, que faz uso da modelagem do parafuso auto-atarraxante e utiliza um algoritmo de contato,

entre terça e telha, que permite a separação desses elementos caso houver a necessidade no decorrer do carregamento.

Tendo como consequência as limitações dos modelos numéricos já existentes na literatura e dando continuidade a linha de pesquisa referente à análise numérica, via MEF, o presente trabalho tem por objetivo avançar nas análises do comportamento estrutural do sistema terça-telha, implementando os elementos de contato e simulando a fixação da telha à terça. Neste sentido, o próximo capítulo apresenta a metodologia da modelagem e a confiabilidade da análise numérica.

3 ASPECTOS DA MODELAGEM NUMÉRICA

O grande número de variáveis envolvidas e a complexidade das análises, nos campos das tensões e das deformações, podem dificultar na maioria das vezes a elaboração de modelos analíticos referentes ao comportamento estrutural de terças conectadas em telhas, prováveis razões pela qual quase sempre tem sido proposta alguma forma de análise empírica nos modelos que representam o comportamento desse sistema.

Neste sentido, é proposto no presente trabalho um modelo numérico tridimensional, cuja simulação numérica foi realizada por meio da utilização do programa ANSYS® o qual foi elaborado com base no Método dos Elementos Finitos (MEF).

Entretanto, quando surge a necessidade de resolver um problema de análise numérica de uma estrutura, a primeira questão que se coloca é a sua classificação quanto à geometria, condições de contorno, modelo do material constituinte e ações aplicadas. O modo como o MEF é formulado e aplicado depende, em parte, das simplificações inerentes a cada tipo de problema.

Seguindo os objetivos deste trabalho, os modelos numéricos foram elaborados buscando, de forma realista e satisfatória, representar o comportamento estrutural de terças conectadas em telhas por meio de parafusos auto-atarraxantes. Para atender a essa finalidade, as características de alguns modelos em elementos finitos seguiram as características de ensaios em caixa de sucção previamente escolhidos, tornando possível a comparação de resultados numéricos e experimentais para a comprovação da confiabilidade da análise numérica.

Desta forma, utilizou-se como base as características de alguns ensaios em caixa de sucção realizados por Javaroni (1999), cujo trabalho envolveu a análise experimental de terças conectadas em telhas sob o efeito do carregamento de sucção.

Após a validação da modelagem numérica, foi realizado um estudo, via método dos elementos finitos, da influência da rigidez à flexão da telha, da conexão telha-terça, do tipo de seção da terça e da presença de tirantes de travamento lateral das terças.

3.1 Geometria dos modelos analisados

Para analisar o comportamento estrutural das terças conectadas em telhas, adotou-se, na modelagem, três perfis idênticos associados a um painel de telha em que é aplicado um carregamento de superfície. Neste sentido, vale ressaltar que as análises do comportamento da terça foram realizadas no perfil intermediário.

A figura 3.1 ilustra esquematicamente o modelo e o carregamento, na forma de pressão, aplicado uniformemente na superfície da telha para simular o vento de sucção.

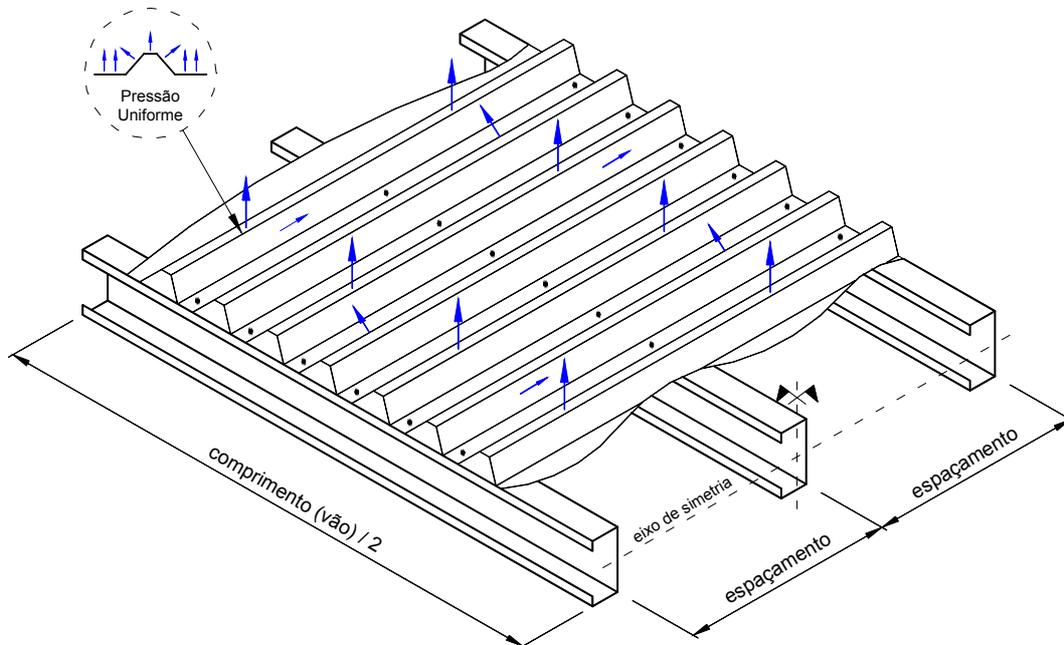


Figura 3.1 – Modelo utilizado para a simulação de um carregamento de sucção.

É importante mencionar, que a escolha pela modelagem de três terças, para análise da terça intermediária, se baseia na geometria e nas condições de contorno utilizadas normalmente em ensaios experimentais.

3.2 Elementos finitos utilizados

A escolha dos tipos de elementos finitos utilizados na construção do modelo depende, principalmente, das características do material, da geometria e das considerações a serem feitas no modelo.

Desta forma, buscando uma razão eficiente entre qualidade de resultados e economia computacional, e observando as características já mencionadas, escolheu-se cinco tipos de elementos. Um tipo, casca, para a representação da geometria da terço e da telha, um de barra para representar os tirantes de travamento lateral das terços, um de mola para simular os efeitos dos componentes de apoio das terços e dois de “contato” para a representação das descontinuidades geométricas caracterizadas entre a mesa superior e a telha.

Os elementos finitos estão disponibilizados na biblioteca interna do programa ANSYS®, os quais são apresentados a seguir.

3.2.1 Elemento de casca

A modelagem das terços e da telha foi realizada por meio de elementos de casca.

Na biblioteca interna do ANSYS® existe uma grande variedade de elementos de casca. O elemento adotado, e mais eficiente para essa análise, foi o elemento finito de casca denominado SHELL 181. Uma representação esquemática do elemento está ilustrada na figura 3.2.

O elemento possui quatro nós, com seis graus de liberdade em cada, sendo três de translação, (u_x , u_y e u_z) e três de rotação (ϕ_x , ϕ_y e ϕ_z). Possui também características para a não-linearidade geométrica e plasticidade, admitindo a utilização do diagrama multi-linear para a representação do material utilizado, o que condiz com os objetivos desta análise.

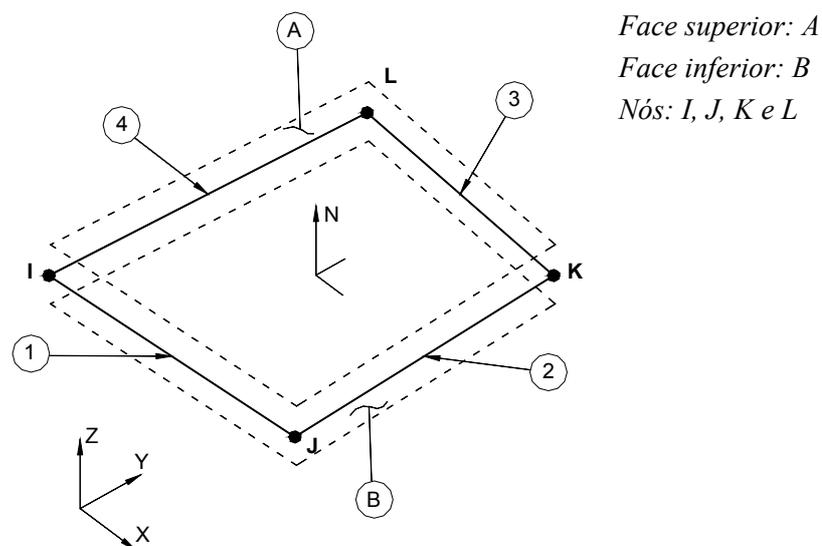


Figura 3.2 – Elemento finito tipo SHELL 181.

3.2.2 Elemento de barra

A modelagem do tirante foi realizada por meio do elemento barra tridimensional LINK 8 (figura 3.3), o qual é constituído por dois nós (I e J) com três graus de liberdade cada, referente às translações (u_x , u_y e u_z).

Vale ressaltar que o elemento em questão não permite a consideração de esforços de flexão. No entanto, o mesmo elemento possibilita a ocorrência de deformação plástica.

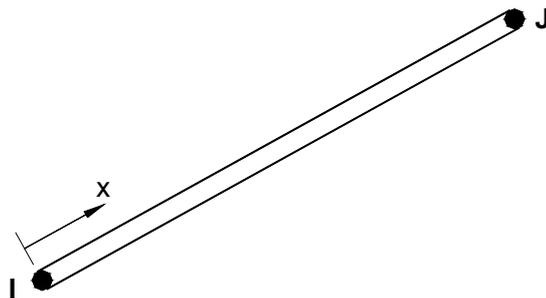


Figura 3.3 – Elemento finito tipo LINK 8.

3.2.3 Elemento de mola

Nas análises em que foram modelados os tirantes, houve a necessidade de se utilizar elementos de mola para simular a ligação dos apoios das extremidades das terças. Diante disso, o elemento utilizado foi o elemento denominado COMBIN 39 (figura 3.4), o qual é constituído por dois nós (I e J) com seis graus de liberdade cada, três referentes a rigidez à translação e os outros três graus de liberdade referentes a rigidez à rotação.

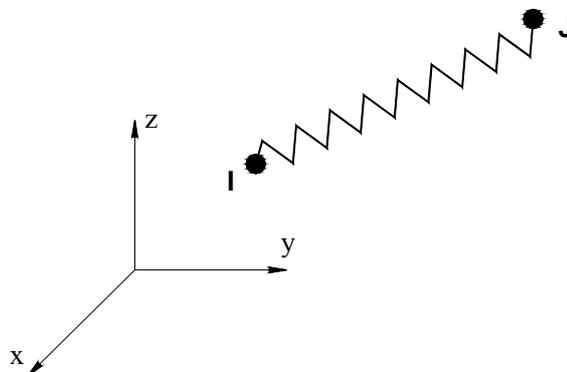


Figura 3.4 – Elemento finito tipo COMBIN 39.

O COMBIN 39 é um elemento unidimensional com capacidade não-linear de força-deslocamento ou força-rotação, que permite utilização em várias análises da

engenharia. Neste estudo ele foi empregado para representar a restrição de deslocamento proveniente da cantoneira de apoio, utilizada normalmente na ligação das extremidades das terças com as traves.

3.2.4 Elementos de contato

A ligação entre terça e telha, responsável pela transmissão dos esforços da telha para a terça, possui um comportamento previsível conforme a figura 3.5.

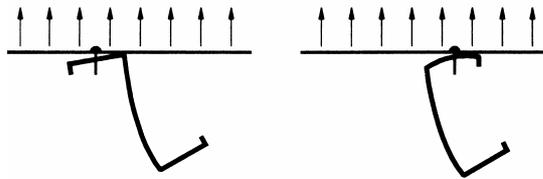


Figura 3.5 – Configuração deformada característica da terça quando submetida a esforços de sucção.

Uma das formas de modelar a região entre a mesa superior da terça e a telha, é a utilização de elementos de contato entre as regiões que literalmente estão em “contato” umas com as outras.

Os elementos finitos de contato estabelecem novos termos na matriz de rigidez, fornecendo informações ao processo da análise numérica quanto a pontos ou regiões distintas que deverão gerar pressões quando comprimidas umas contra as outras, ou níveis de abertura quando houver separação, ou seja, o elemento de contato possui a característica de apresentar rigidez na compressão e nenhuma rigidez na tração.

Optou-se em utilizar um algoritmo de contato definido pelo ANSYS® como superfície-superfície, neste caso o programa trabalha com pares de contato, ou seja, para cada superfície de contato, deve ser criado um componente denominado CONTACT (contato) e outro denominado TARGET (alvo), sendo associado a cada um desses componentes uma malha com elementos finitos de contato específico para o problema.

Para a análise numérica do modelo foram adotados dois elementos de contato denominados, no ANSYS®, de TARGE 170 e CONTACT 173 (figura 3.6).

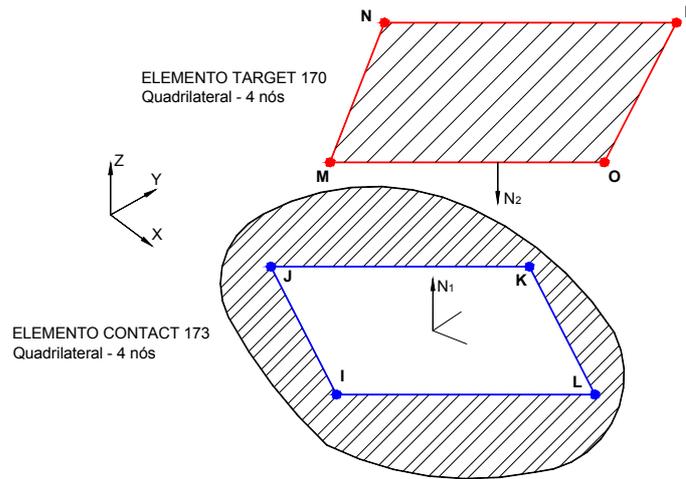


Figura 3.6 – Elementos de contato utilizados na modelagem.

3.3 Critérios para a análise não-linear da estrutura

Em busca de uma análise numérica mais eficiente, foi empregada uma formulação matemática capaz de representar o comportamento não-linear da estrutura, que inclui os efeitos da resposta do material, das mudanças de geometria e das condições de vinculação (contato).

Existem, na literatura, várias propostas de diagrama tensão x deformação para aplicação na análise numérica de estruturas de aço. Neste sentido, o presente trabalho optou-se pelo método da deformação arbitrada para representar o comportamento elasto-plástico com encruamento do aço, onde o limite de escoamento é o valor convencional dado pela tensão correspondente a uma deformação especificada, em geral 0,5%, como mostrado na figura 3.7a.

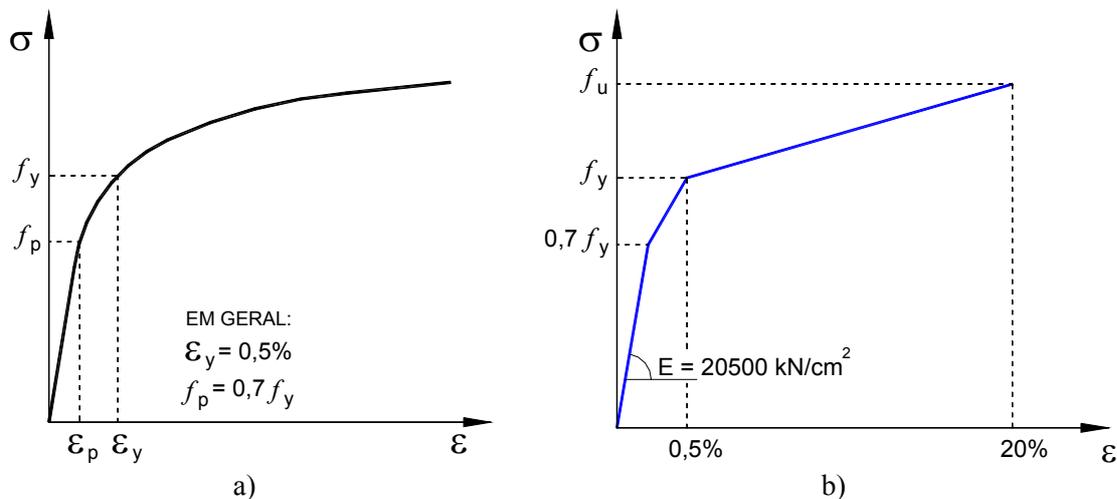


Figura 3.7 – Comportamento elasto-plástico com encruamento e modelo constitutivo trilinear adotado na análise numérica.

O modelo constitutivo adotado para o material é associado ao critério de plastificação de von Mises, para o qual utilizou-se três retas que objetivam simular o comportamento elasto-plástico com encruamento isótropo do aço tanto na tração como na compressão (figura 3.7b).

Naturalmente, mais de um tipo de não-linearidade, senão todos (físico, geométrico e contato), podem ocorrer simultaneamente. Optando por uma análise não-linear da estrutura, o modelo utilizou formulação Lagrangeana atualizada para a descrição do movimento. Ou seja, a configuração de referência, por sua vez, corresponde à última configuração de equilíbrio determinada. Assim, na análise incremental, ao final de cada incremento de carga o referencial é transferido para a recém calculada configuração de equilíbrio, caracterizando um referencial móvel.

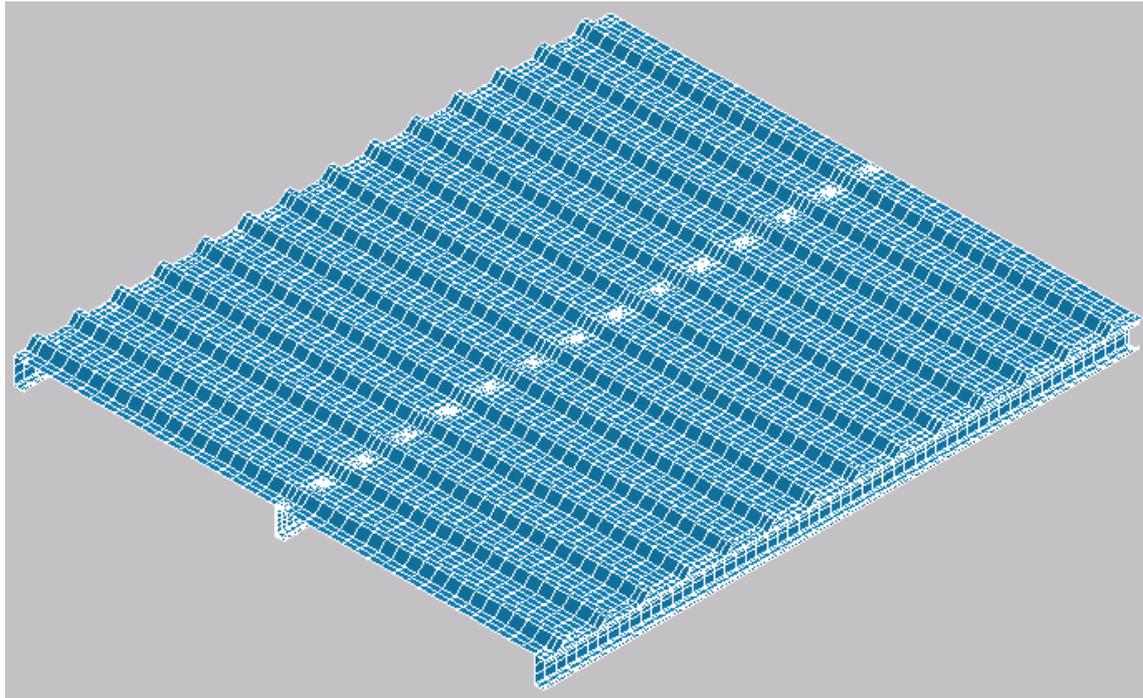
Neste caso, tornou-se necessário utilizar um método de solução, dentre os existentes. O escolhido foi o método incremental/iterativo de Newton-Raphson (Full N-R) com atualização da matriz de rigidez em todas as iterações de cada incremento de carga.

A chamada não-linearidade decorrente de condições de contorno (contato), manifesta-se quando a mesa da terça e a telha estão sendo comprimidas uma contra a outra ou quando houver separação. Para tanto, utilizou-se, também, formulação Lagrangeana atualizada para a descrição do movimento durante o processo de deformação da estrutura.

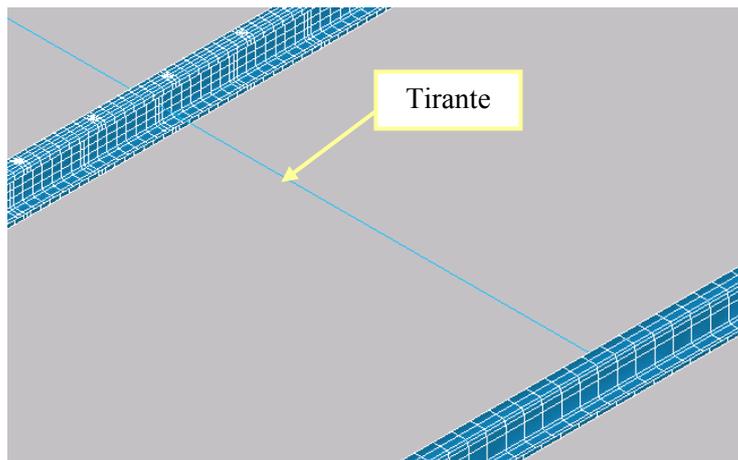
3.4 Condições de contorno e de solicitações

Os modelos elaborados para à análise numérica foram constituídos por componentes que definem a terça, a telha e o tirante. A figura 3.8 apresenta a malha de elementos finitos referente a um modelo elaborado.

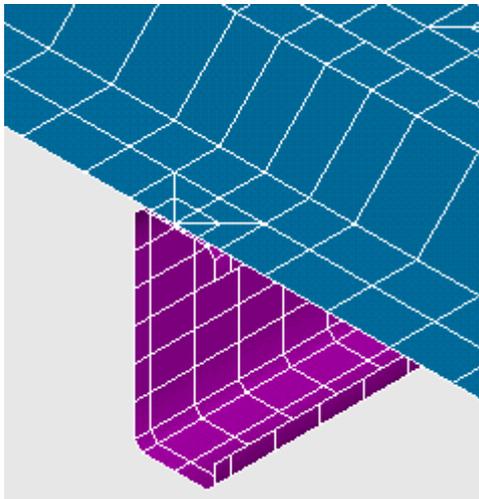
É interessante ressaltar que as análises foram efetuadas na terça intermediária, neste sentido, nota-se pelas figuras 3.8c e 3.8d que a malha deste perfil possui uma discretização melhor do que a dos perfis das extremidades.



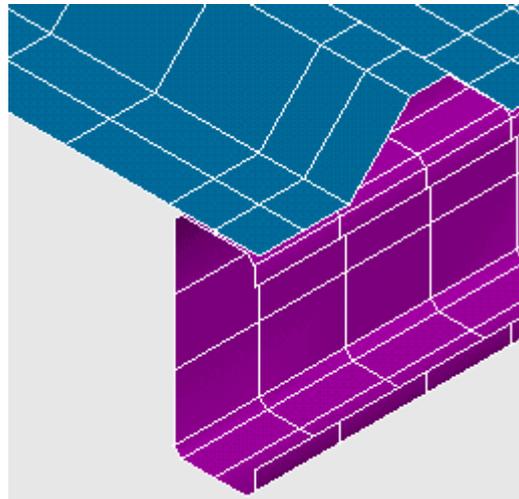
a) Malha referente aos perfis e a telha de um modelo.



b) Detalhe do tirante.



c) Detalhe referente ao perfil intermediário.



d) Detalhe referente ao perfil da extremidade.

Figura 3.8 – Malha de elementos finitos para um modelo do sistema terça-telha.

3.4.1 Ligação da terça com a trave

A fixação das terças às travessuras (suporte) é realizada normalmente por meio de parafusos comuns que resistem a esforços de cisalhamento por contato.

Nas análises numéricas, a simulação da ligação da terça com a tesoura teve duas formas de modelagem, onde esta distinção dependeu ou não da utilização de travamentos laterais (tirantes ou linhas de corrente) intermediários na terça. Diante disso, a seguir são detalhadas as formas de modelagem da ligação da terça com a tesoura.

3.4.1.1 Ligação da terça com a trave – sem travamentos laterais na terça

Para os casos de terças sem travamentos laterais, a ligação da região dos apoios foi simulada pela restrição dos deslocamentos de translação dos nós que se localizam nos pontos onde os respectivos parafusos são aplicados (figura 3.9).

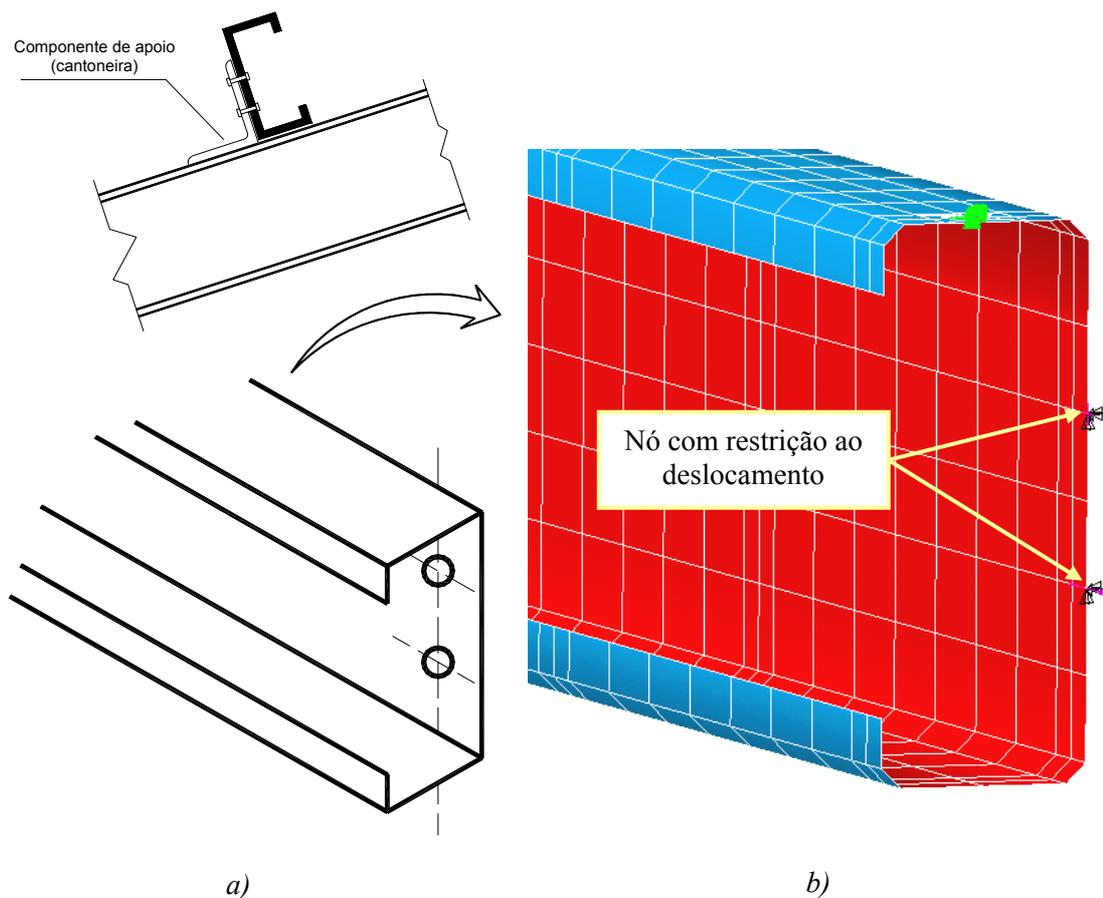


Figura 3.9 – Detalhe da vinculação no apoio de uma terça sem travamentos laterais.

Todavia, constatou-se para os casos de terças sem travamentos laterais, a possibilidade de negligenciar no modelo o contato entre a terça e os componentes de apoio, como a cantoneira e a trave.

Vale mencionar, que no próximo capítulo são apresentados os resultados de uma análise numérica em que é possível constatar a possibilidade de admitir essa simplificação na modelagem de terças sem travamentos laterais.

3.4.1.2 Ligação da terça com a trave – com travamentos laterais na terça

Devido ao fato que a utilização de tirantes (correntes) diminui o comprimento de flambagem no plano de menor inércia da terça, notou-se que há necessidade de considerar as restrições de deslocamentos provenientes dos componentes de apoio da terça (figura 3.10a).

Neste sentido, a ligação da região dos apoios foi simulada pela restrição dos deslocamentos de translação dos nós que se localizam nos pontos onde os respectivos parafusos são aplicados e, também, pela restrição do deslocamento horizontal na direção onde há o contato com o componente de apoio (cantoneira). Neste sentido, a restrição do deslocamento horizontal proveniente do componente de apoio foi simulada por meio do elemento de mola COMBIN 39 (figura 3.10).

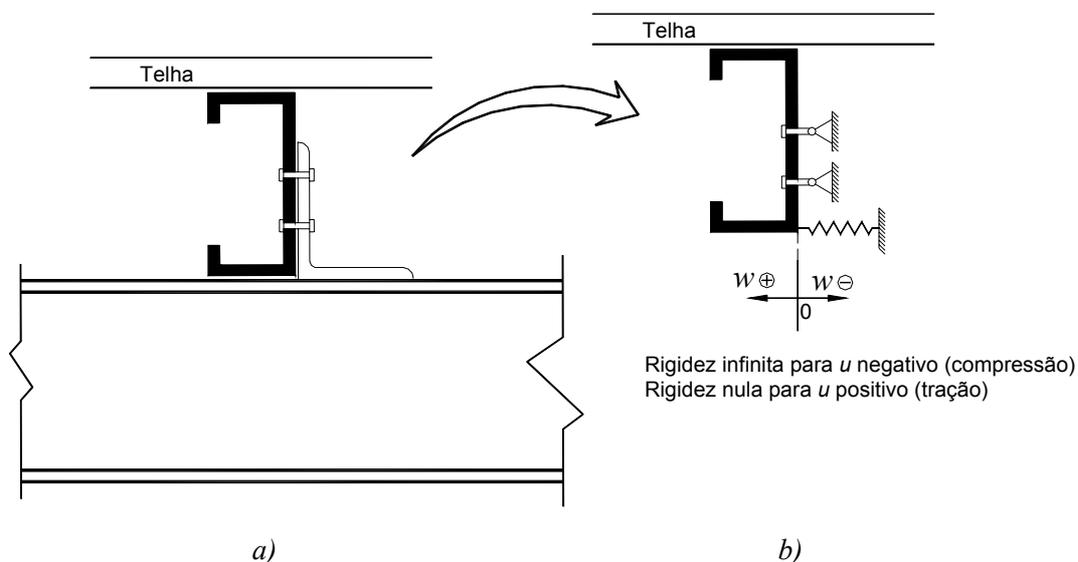


Figura 3.10 – Ilustração da modelagem do apoio da extremidade da terça para os casos em que há travamentos laterais.

Conforme ilustra a figura 3.10b, o elemento de mola foi aplicado na junção da mesa livre com a alma. Para simular o comportamento do contato da cantoneira com a

alma do perfil, adotou-se a rigidez da mola igual a zero para o deslocamento w positivo (tração) e tendendo ao infinito para o caso de w ser negativo (compressão).

A figura 3.11 apresenta o detalhe da modelagem da vinculação no apoio de uma terça com travamentos laterais.

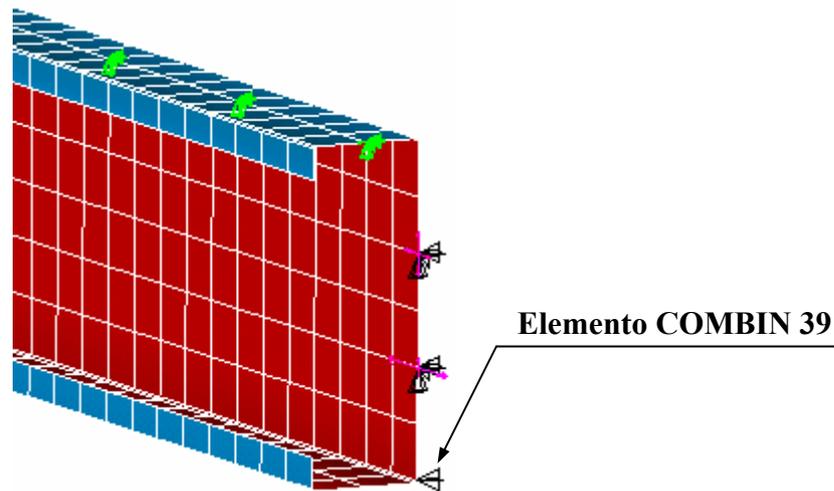


Figura 3.11 – Detalhe da vinculação no apoio de uma terça com travamentos laterais.

3.4.2 Ligação entre terça e telha

A ligação entre terça e telha que o presente trabalho abordou foi por meio de parafusos auto-atarraxantes (figura 3.12). Essa ligação foi simulada no modelo de duas maneiras diferentes. No caso da terça intermediária, a ligação foi simulada pelo acoplamento dos movimentos dos nós que delimitam a projeção do diâmetro do fuste do parafuso na telha e na terça (figura 3.13). Entretanto, para as terças das extremidades, a ligação entre telha e terça foi modelada pelo acoplamento dos movimentos de um nó da telha com um nó da terça (figura 3.14).

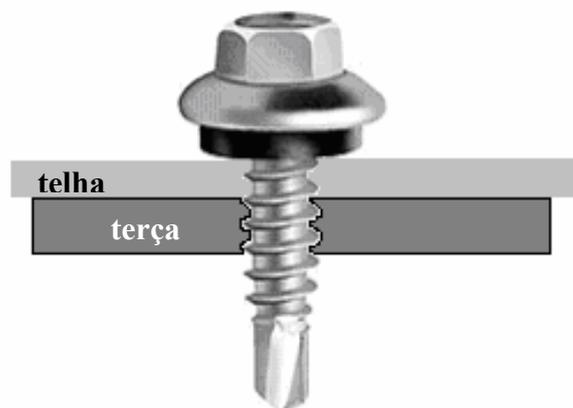


Figura 3.12 – Detalhe da ligação telha-terça com parafuso auto-atarraxante.

As figuras 3.13 e 3.14 apresentam as formas como o parafuso auto-atarraxante foi simulado na terça intermediária e nas terças das extremidades.

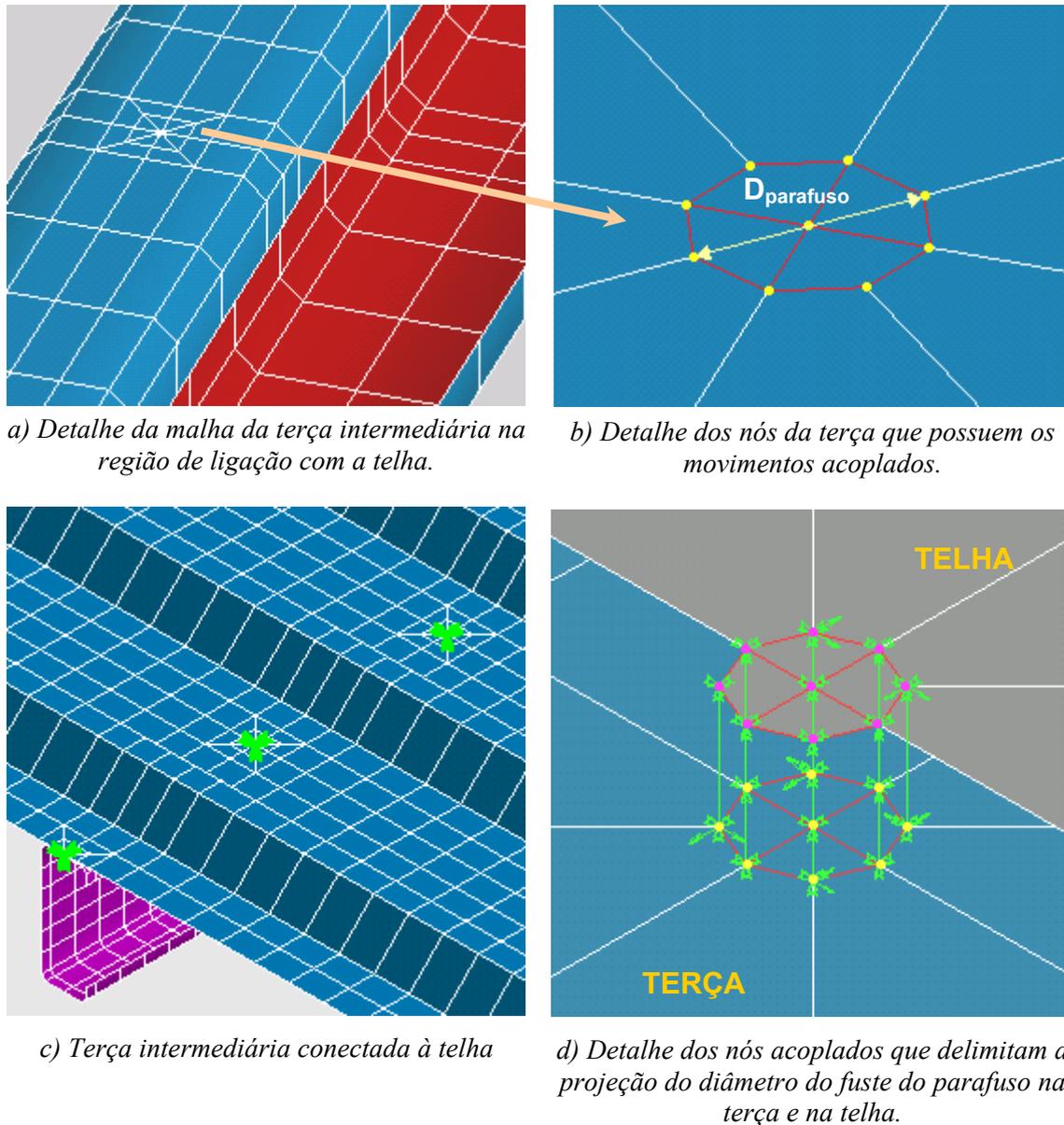


Figura 3.13 – Detalhe da modelagem da ligação entre a terça intermediária e a telha.

É interessante ressaltar, que nas terças das extremidades não houve o acoplamento dos nós que delimitam o diâmetro do fuste do parafuso, pois constatou-se que a simulação do parafuso auto-atarraxante pelo acoplamento de um nó da mesa superior destas terças com um da telha, não interfere de modo significativo no comportamento da terça intermediária.

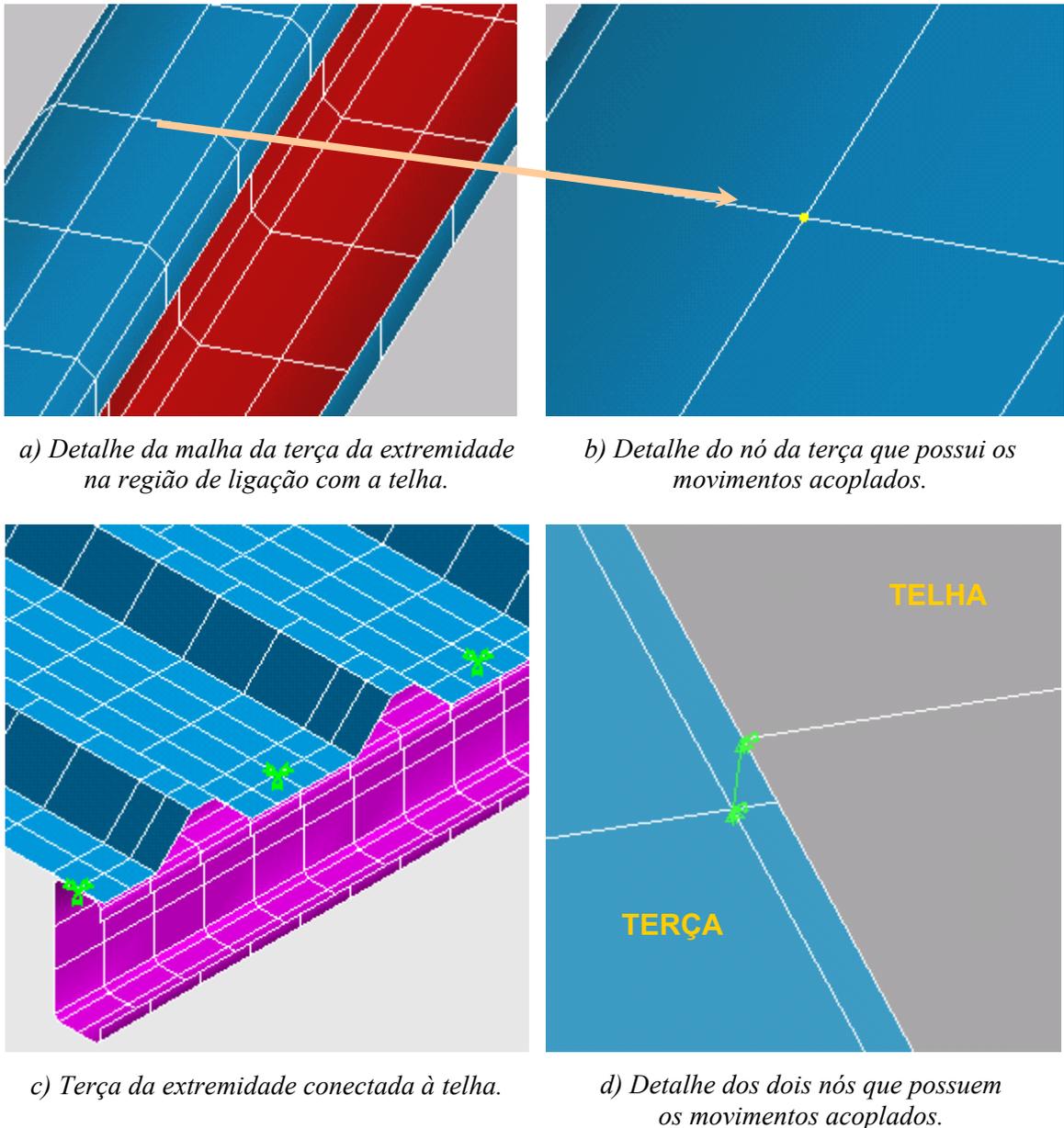


Figura 3.14 – Detalhe da modelagem da ligação entre a terça da extremidade e a telha.

Além das vinculações entre a terça e a telha pelo acoplamento dos nós, nas interfaces entre os elementos da mesa superior da terça e os elementos da onda inferior da telha foram introduzidos elementos de contato. A figura 3.15a ilustra o par de contato na terça intermediária e a figura 3.15b apresenta a superfície alvo (onda inferior da telha) e a superfície de contato (mesa superior da terça) de uma terça da extremidade.

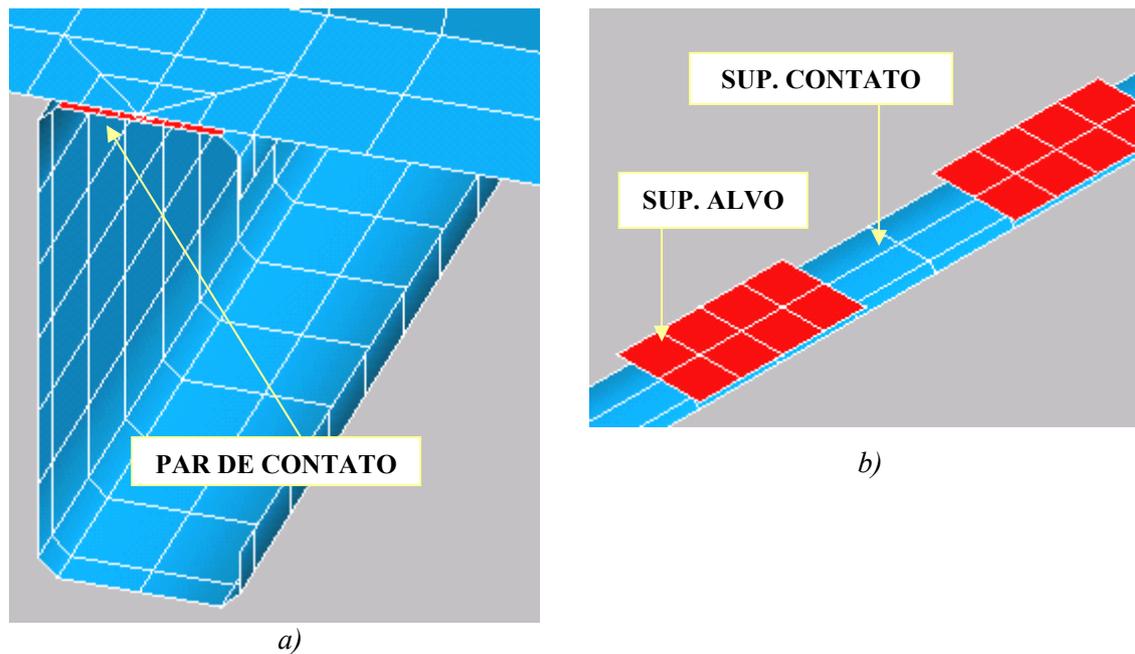


Figura 3.15 – Detalhe dos elementos de contato.

Como já mencionado antes, estes elementos permitem gerar pressões quando a região de contato for comprimida e níveis de abertura quando houver separação.

3.4.3 Ligação entre a terça e o tirante

Os tirantes são constituídos em geral por barras redondas fixadas às terças com a finalidade de reduzir o vão e o comprimento de flambagem no plano de menor inércia, além de servir como dispositivo necessário para facilitar o alinhamento das peças durante a fase de montagem.

Para reduzir o comprimento de flambagem da terça de cumeeira é usual a utilização de barras rígidas, que resistem a compressão, no espaçamento compreendido entre essa terça e a adjacente.

Dentro deste contexto, a figura 3.16 ilustra a localização das barras rígidas e dos tirantes no vão das terças.

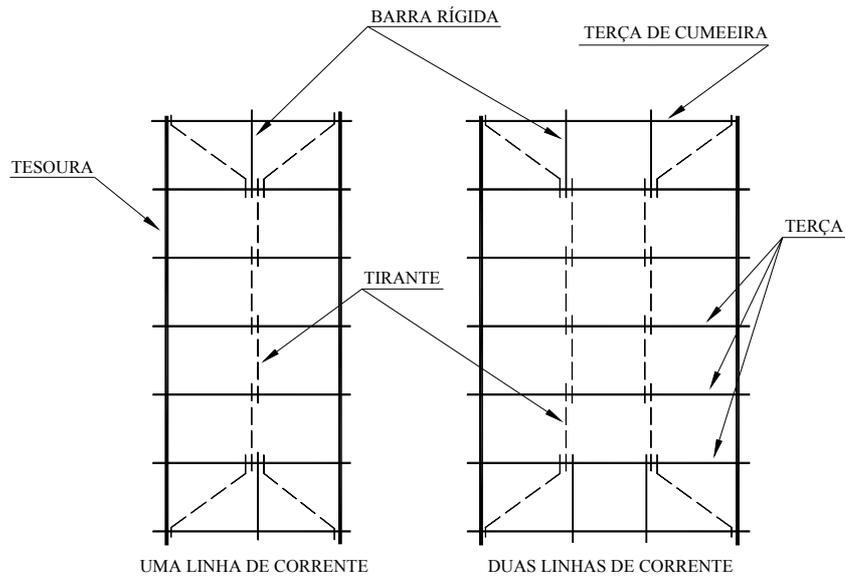
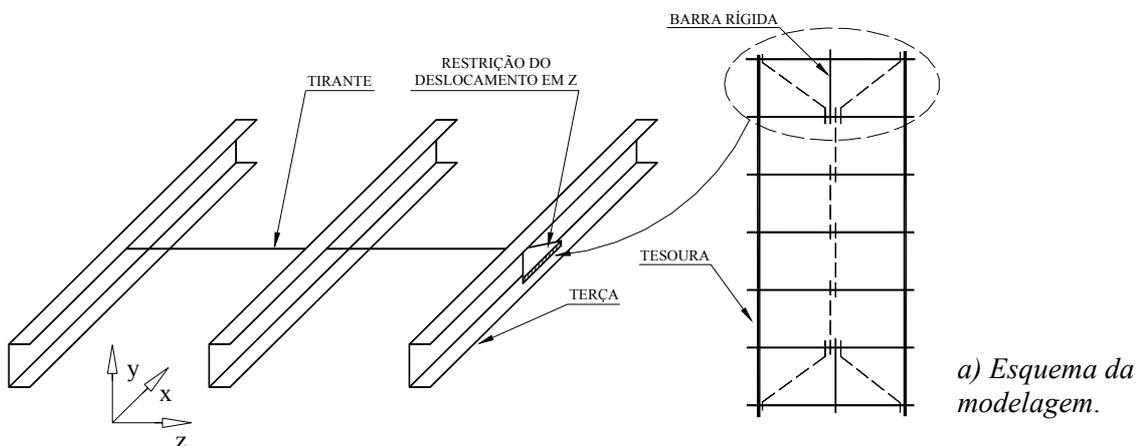


Figura 3.16 – Localização dos tirantes no vão das terças.

No modelo, os tirantes foram simulados por meio de elemento de barra, enquanto que a região compreendida pela barra rígida foi simulada pela restrição do movimento de translação na direção perpendicular ao plano da alma da terça (figura 3.17).

Com relação ao posicionamento dos tirantes na altura da alma da terça, estes podem ser colocados na altura média da alma, ou no terço superior se há predominância de ações gravitacionais, ou no terço inferior se há predominância do vento de sucção (figura 3.18). Vale ressaltar que o presente trabalho abordou apenas os tirantes posicionados na altura média e no terço inferior da alma.



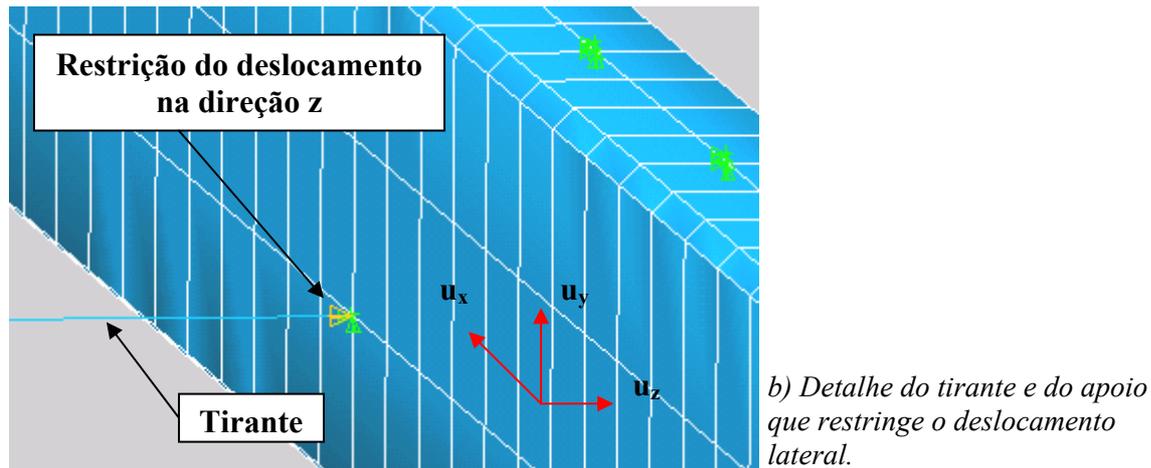


Figura 3.17 – Detalhe do tirante e do apoio que simula a região compreendida pela barra rígida.

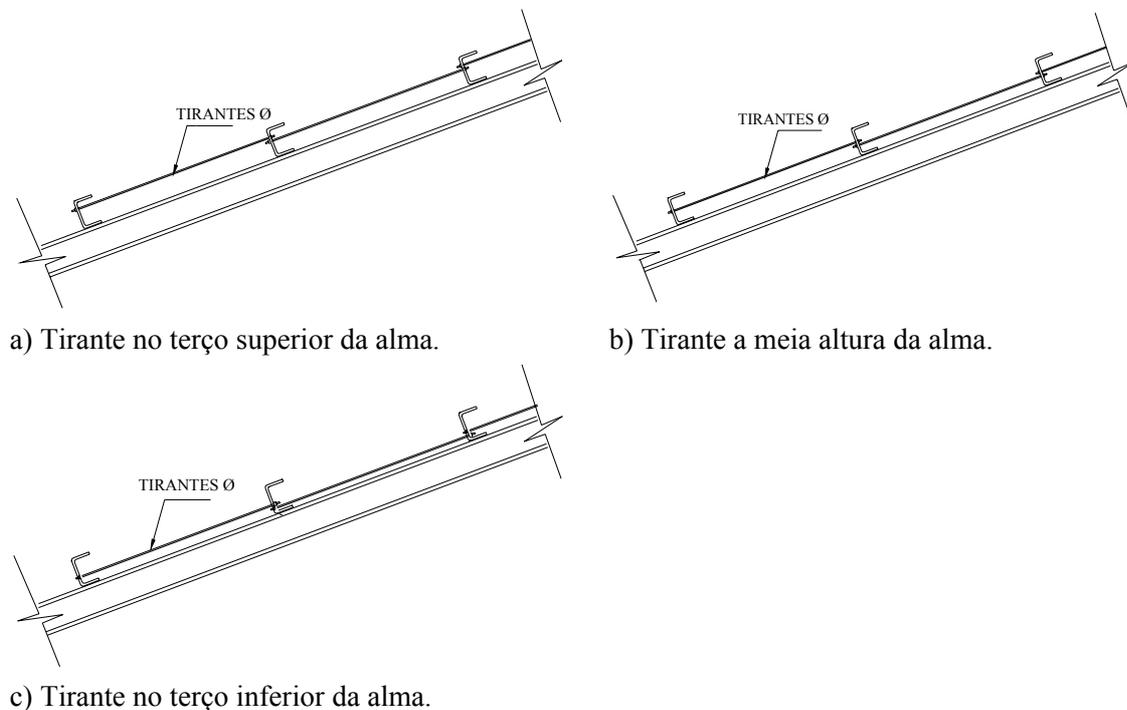


Figura 3.18 – Localização dos tirantes na alma das terças.

Normalmente os tirantes possuem rosca nas extremidades, facilitando desta forma a fixação por meio de porcas. No modelo, esta vinculação é simulada pelo acoplamento dos movimentos de translação do nó da barra com o nó que se pretende posicionar o tirante na alma da terça (figura 3.19).

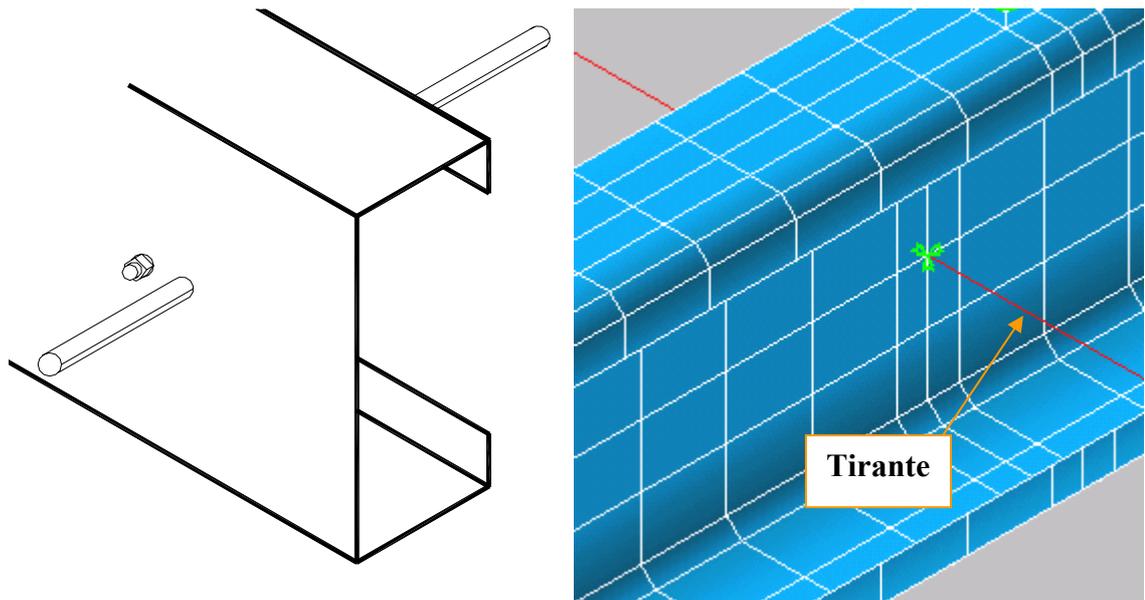


Figura 3.19 – Detalhe da ligação do tirante com a terça.

3.4.4 Condição de simetria

Vale ressaltar, que foi modelada apenas uma metade do modelo experimental. Tendo um carregamento simétrico, as compatibilidades geométricas de simetria, translação e rotação, foram aplicadas nos nós das terças e da telha que estão localizados no plano de simetria em questão (figura 3.20).

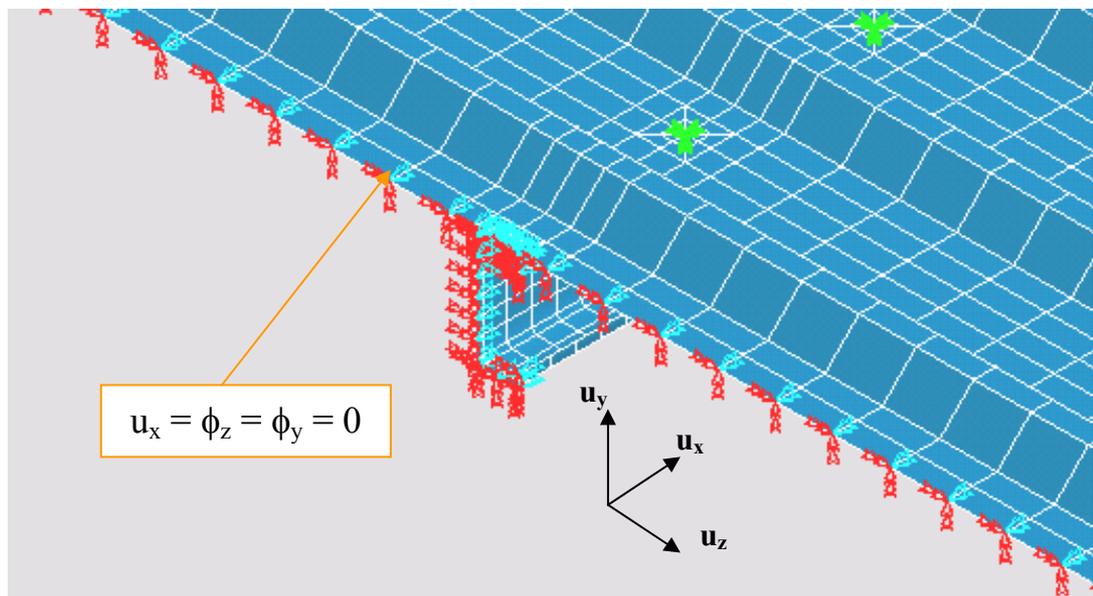


Figura 3.20 – Detalhe dos vínculos no plano de simetria.

3.4.5 Solicitações

Conforme ilustra a figura 3.21, a solicitação no modelo foi aplicada por meio de incrementos de carga na forma de pressão na face da telha, coerente com a identificada nos ensaios experimentais em caixa de sucção. É interessante ressaltar, que o peso próprio da estrutura é negligenciado.

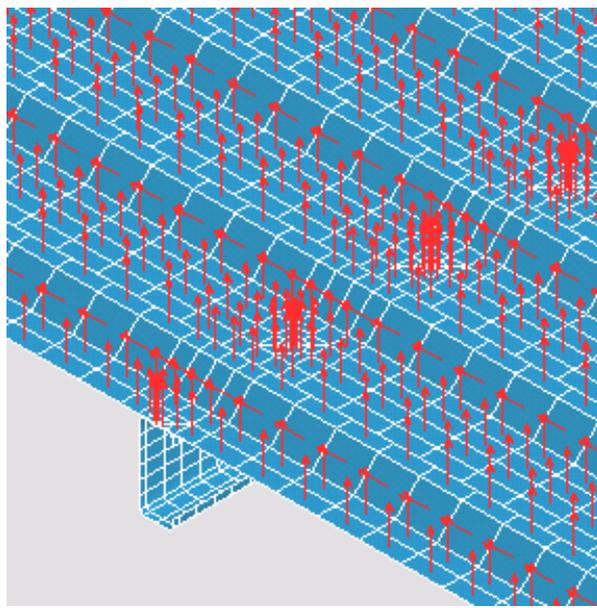


Figura 3.21 – Solicitação na telha (simula a ação de sucção).

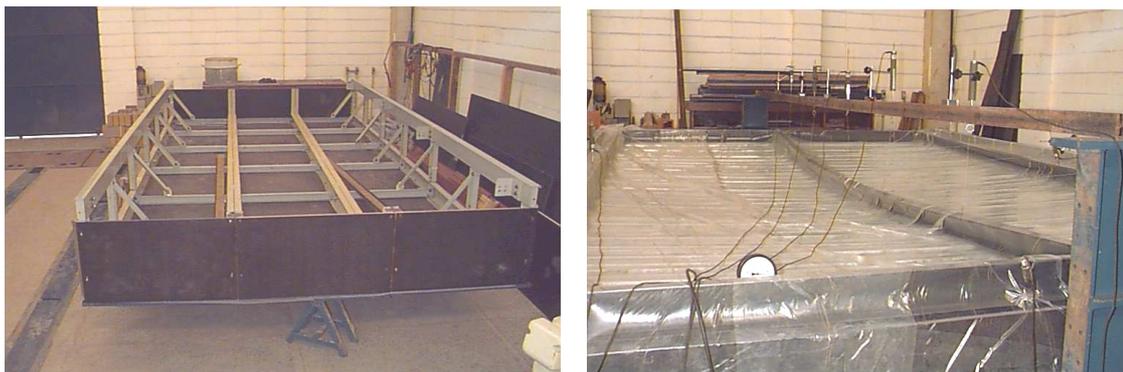
3.5 Aspectos dos modelos utilizados para a validação da modelagem empregada

Para a validação da modelagem do conjunto terça-telha, foram utilizados os resultados experimentais obtidos em caixa de sucção por Javaroni (1999).

3.5.1 Descrição dos ensaios experimentais

A caixa de sucção utilizada no trabalho de Javaroni (1999) foi composta, na parte superior, pelo conjunto terça-telha. A telha foi disposta em posição invertida àquela dos telhados convencionais, de tal modo que, ao ser retirado o ar contido dentro da caixa, a diferença entre as pressões interna e externa fornecesse uma sobrepressão no conjunto, simulando o efeito de sucção do vento. Vale ressaltar que a diferença entre pressões distribuiu-se de maneira uniforme em toda a superfície do painel formado pelas telhas.

A figura 3.22a ilustra a caixa de sucção em fase de montagem e na figura 3.22b pode-se observar o conjunto terça-telha sendo ensaiado.



a) montagem da caixa

b) ensaio do sistema

Figura 3.22 – Caixa de sucção para ensaio do conjunto terça-telha [JAVARONI (1999)].

É interessante mencionar, que a lona plástica observada na figura 3.22b, teve a função de impedir a entrada de ar através de possíveis frestas existentes na caixa, quando da aspiração do ar interno. O perfil analisado nesse caso foi o perfil central, sendo medidas deformações específicas e deslocamentos nos pontos de interesse.

A forma de carregamento e as dimensões dos conjuntos terça-telha ensaiados por Javaroni (1999) e modelados na fase de validação da análise numérica são apresentadas na figura 3.23.

Vale ressaltar que a solicitação no modelo foi aplicada na forma de pressão na face superior da telha, coerente com a identificada nos ensaios experimentais e conforme a apresentada na figura 3.21.

As seções transversais dos perfis escolhidos para a análise são do tipo U simples (U) e U enrijecido (U_e). A figura 3.24 apresenta as dimensões das seções dos perfis analisados por Javaroni (1999).

As telhas de aço utilizadas possuem seção transversal trapezoidal, cujas dimensões nominais estão indicadas na figura 3.25.

A fixação das telhas às terças foi executada por meio de parafusos auto-atarraxantes, sendo executas de duas maneiras distintas: todas as ondas da telha, figura 3.25a, e na forma convencional, 1^a, 3^a e 5^a ondas, indicada na figura 3.25b, conforme recomendações do fabricante da telha.

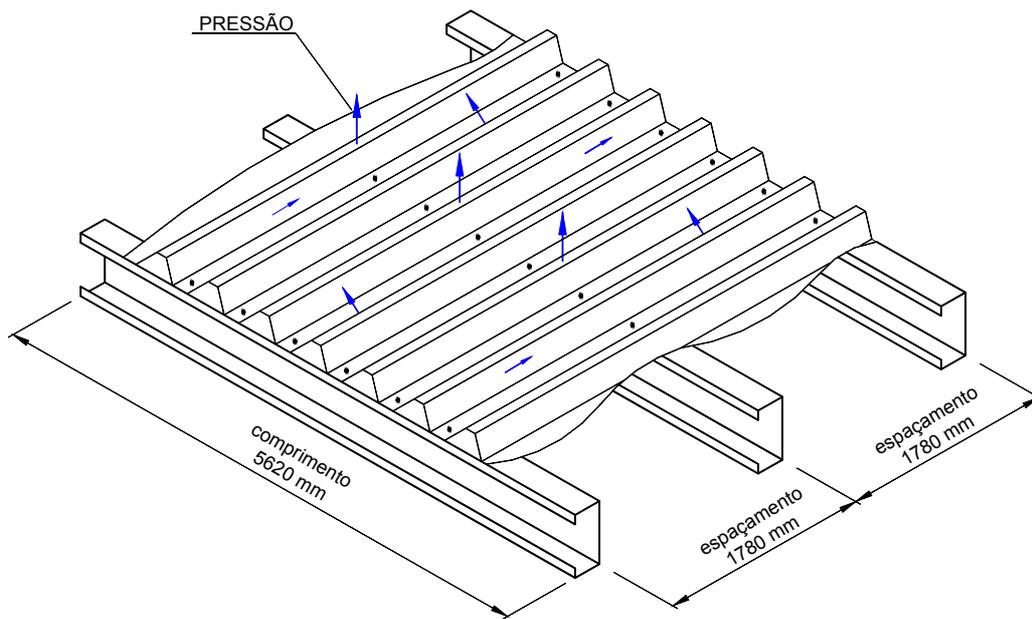


Figura 3.23 – Dimensões do sistema terça-telha analisado por Javaroni (1999).

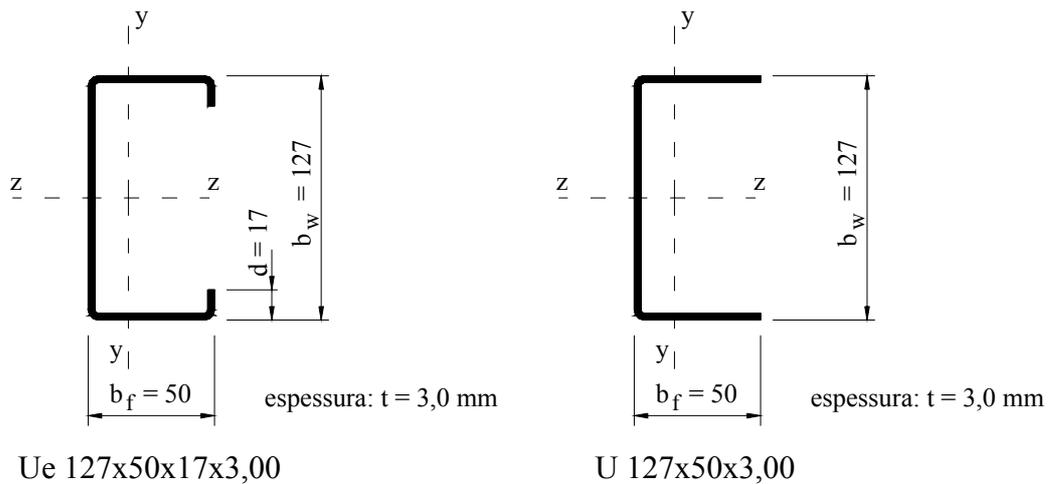


Figura 3.24 – Dimensões das seções dos perfis analisados para avaliação do modelo.

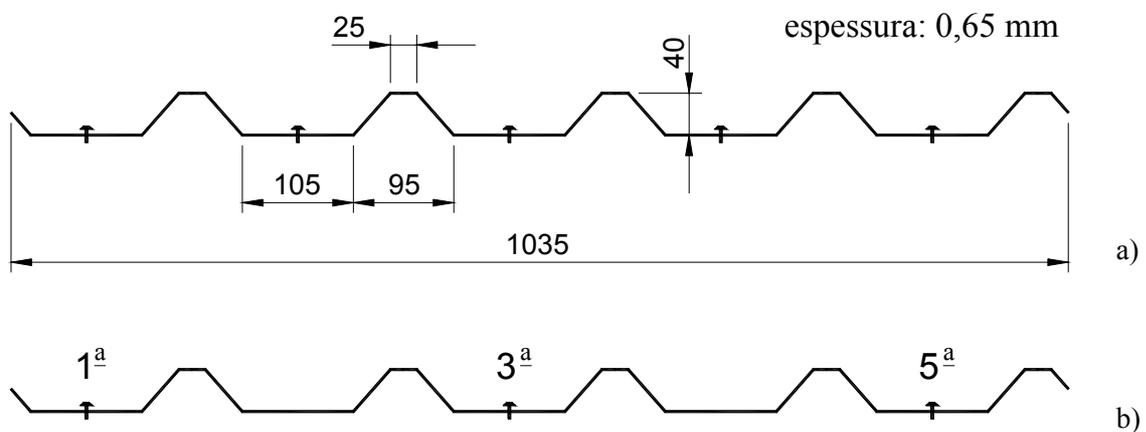


Figura 3.25 – Dimensões da seção da telha analisada para avaliação do modelo.

A tabela 3.1 apresenta as propriedades dos materiais utilizados na validação do modelo numérico. As propriedades do material dos perfis foram as mesmas obtidas por Javaroni (1999) nos ensaios de caracterização do aço e as propriedades do material das telhas foram obtidas por meio de catálogo do fabricante.

Tabela 3.1 – Propriedades do material dos perfis e das telhas.

Componente	Denominação comercial do aço	Resistência ao escoamento (f_y) (MPa)	Resistência à ruptura (f_u) (MPa)
Perfil	USI-SAC 41 (Usiminas) ¹	343	461
Telha	ZAR-230 (CSN) ²	230	310
Notas: 1 – Denominação antiga do USI-SAC 300. Valores obtidos da caracterização do material (JAVARONI, 1999). 2 – Valores nominais.			

Neste contexto, foram realizados três modelos com a finalidade de validação da análise numérica por meio de comparação com resultados experimentais:

Tabela 3.2 – Características dos modelos numéricos.

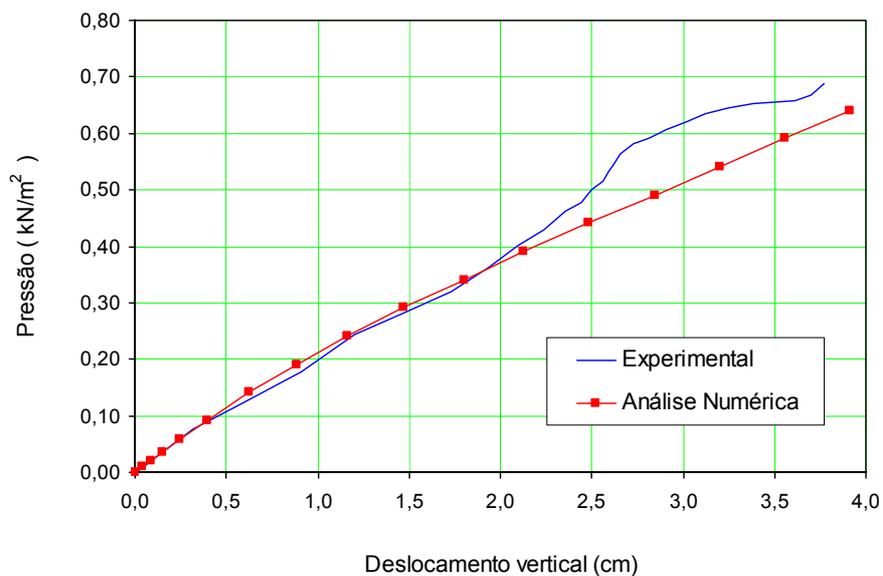
Modelo	Perfil	Fixação c/ a telha
MV-1	U 127x50x3,00	Todas as ondas
MV-2	Ue 127x50x17x3,00	Todas as ondas
MV-3	U 127x50x3,00	1 ^a , 3 ^a e 5 ^a

3.6 Análise dos resultados para a avaliação da metodologia

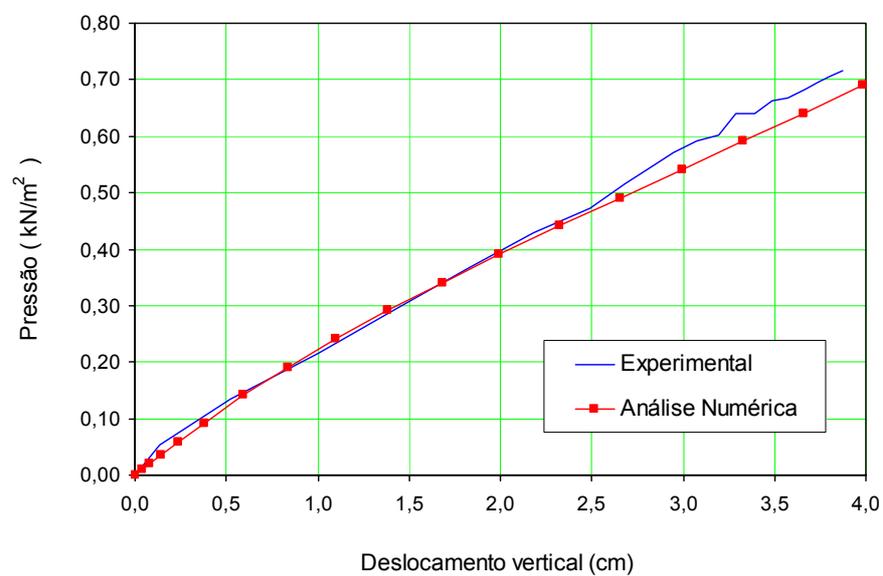
Para possibilitar o confronto entre os resultados numéricos e os experimentais, foram analisados no meio do vão da terça intermediária do conjunto terça-telha (rever a figura 3.8) os seguintes parâmetros: (i) deslocamento vertical da mesa livre, (ii) deslocamento horizontal da mesa livre, (iii) deformações longitudinais das mesas que constituem a terça e (iv) tensões normais longitudinais dos elementos que constituem a terça.

Confrontando com os resultados dos ensaios experimentais realizados por Javaroni (1999), a figura 3.26 ilustra a comparação do resultado numérico dos modelos MV-1, MV-2 e MV-3 por meio da relação entre pressão aplicada na superfície da telha e deslocamento vertical da mesa livre no meio do vão.

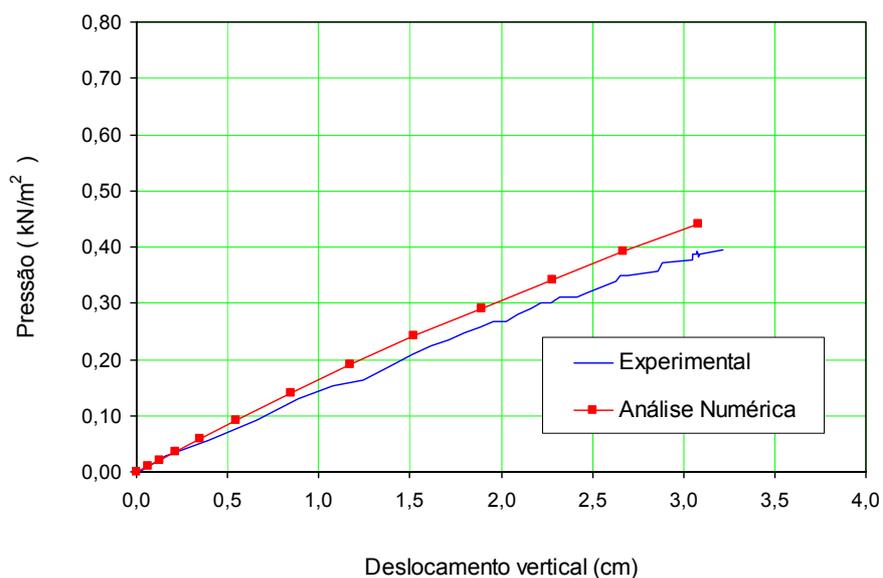
A figura 3.27 ilustra a comparação entre resultados experimentais e numéricos, por meio da relação entre pressão aplicada na superfície da telha e deslocamento horizontal da mesa livre no meio do vão.



a) Modelo MV-1

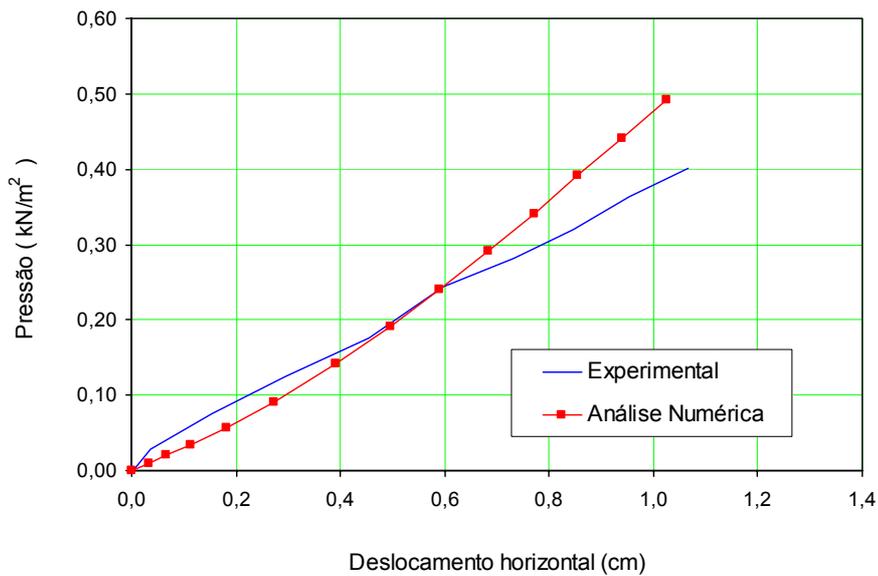


b) Modelo MV-2

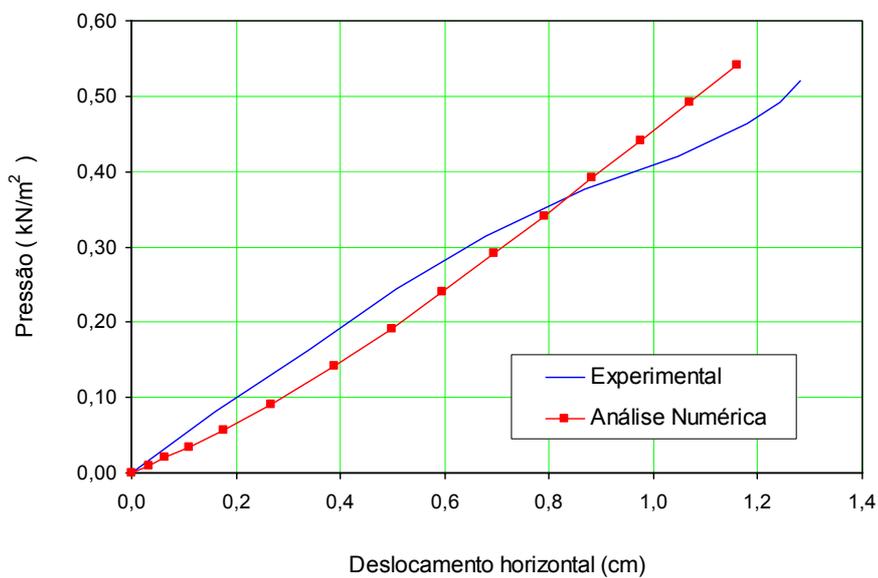


c) Modelo MV-3

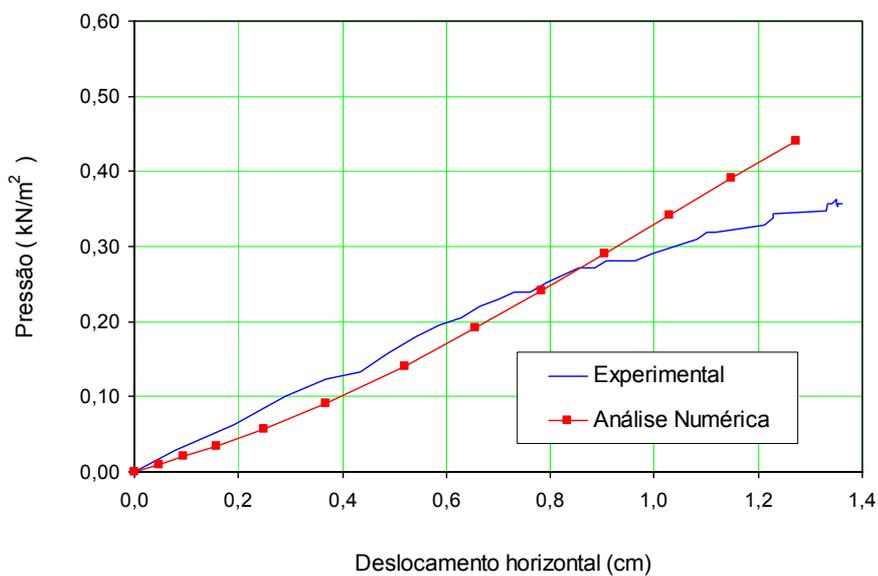
Figura 3.26 – Confronto dos resultados experimentais e numéricos para o deslocamento vertical da mesa livre no meio do vão.



a) Modelo MV-1



b) Modelo MV-2

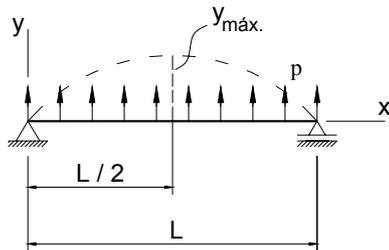


c) Modelo MV-3

Figura 3.27 – Confronto dos resultados experimentais e numéricos para o deslocamento horizontal da mesa livre no meio do vão.

Por meio de análise comparativa com referência às figuras 3.26 e 3.27, é possível identificar uma concordância satisfatória entre os resultados dos deslocamentos obtidos nos modelos numéricos com os experimentais.

O gráfico apresentado da figura 3.29 ilustra os deslocamentos verticais (mesa livre) no meio do vão para o perfil U 127x50x3,00, correspondentes à análise elástica para terça isolada (viga biapoiada com carregamento uniforme) e aos modelos numéricos em que a fixação da telha na terça é realizada em todas as ondas (MV-1) e na forma convencional (MV-3). A figura 3.28 apresenta a expressão da linha elástica.



$$y = \frac{P}{EI} (-x^4 + 2Lx^3 - L^3x)$$

$$y_{\text{máx.}} = \frac{5pL^4}{384EI_z}$$

Figura 3.28 – Expressão da linha elástica de viga biapoiada com carregamento uniforme.

Vale mencionar que o valor da força distribuída, utilizada na equação da linha elástica, foi obtido pelo produto entre a largura de influência da terça intermediária e a pressão vertical correspondente aplicada na superfície da telha. Além disso, é importante relatar que na determinação do carregamento vertical resultante (p) foi considerada a geometria da seção transversal da telha.

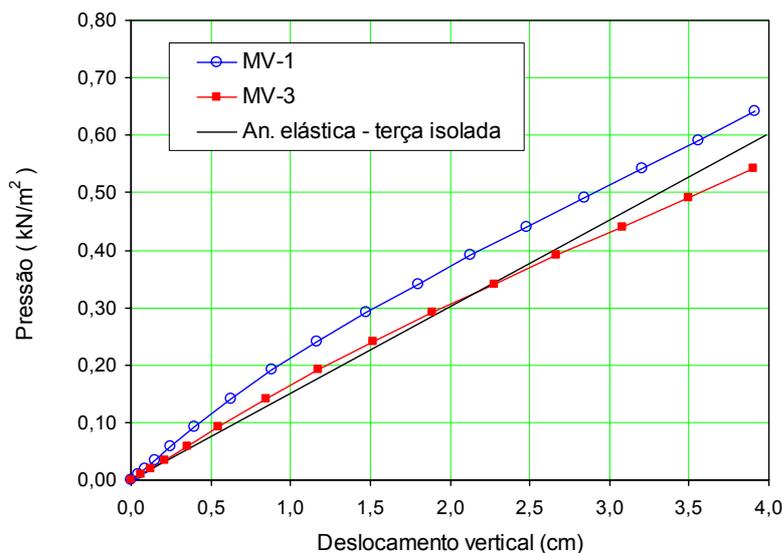


Figura 3.29 – Confronto dos deslocamentos verticais dos modelos.

A largura de influência adotada no cálculo da força distribuída ao longo do comprimento da terça intermediária foi igual ao valor do espaçamento entre terças (figura 3.30).

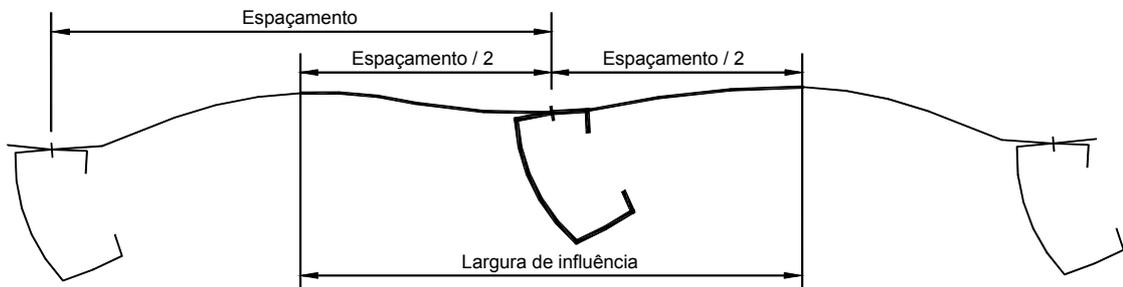
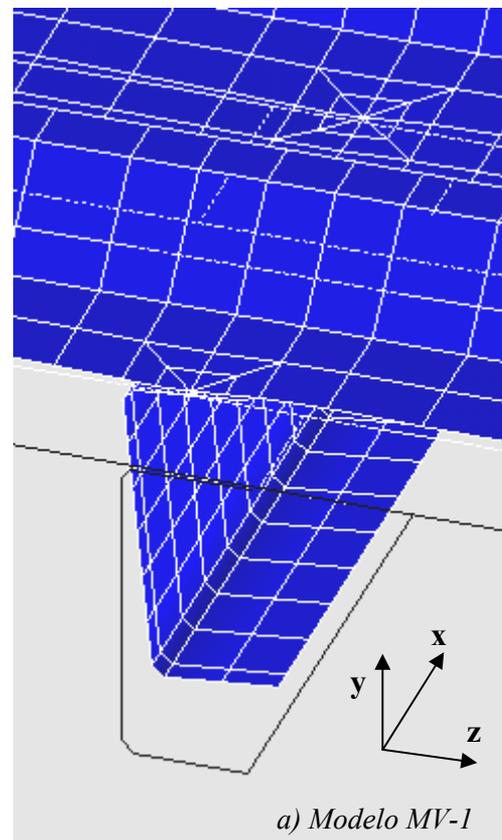
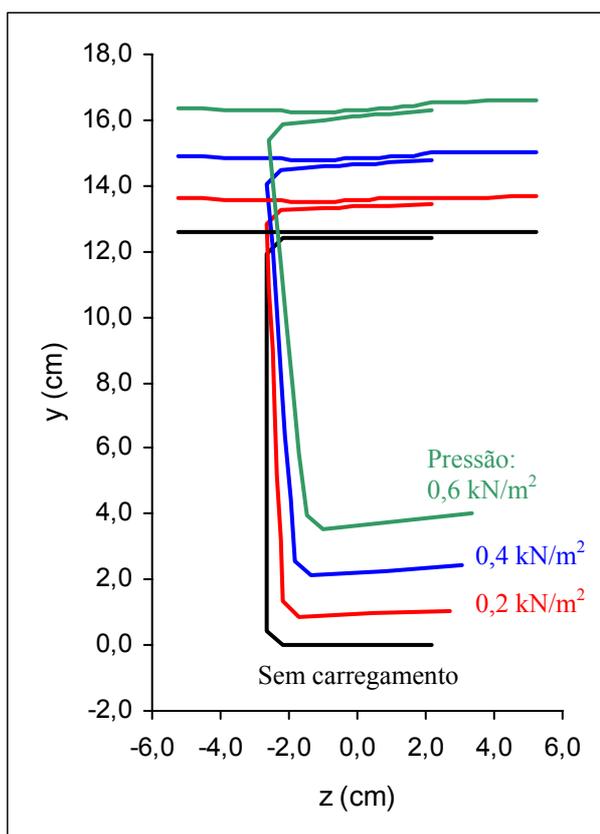


Figura 3.30 – Largura de influência da terça.

Adotou-se a largura de influência da terça intermediária igual ao espaçamento entre terças, pois as reações verticais nos apoios das terças das extremidades são em torno de 45% (para pequenos deslocamentos) a 55% (para grandes deslocamentos) do valor da reação vertical no apoio da terça intermediária.

Da figura 3.29 verifica-se que a fixação da telha aos perfis por meio de todas as ondas proporciona um melhor comportamento da terça em relação aos deslocamentos.

Na figura 3.31 pode-se observar as configurações deformadas da seção no meio do vão do perfil intermediário para os modelos MV-1, MV-2 e MV-3.



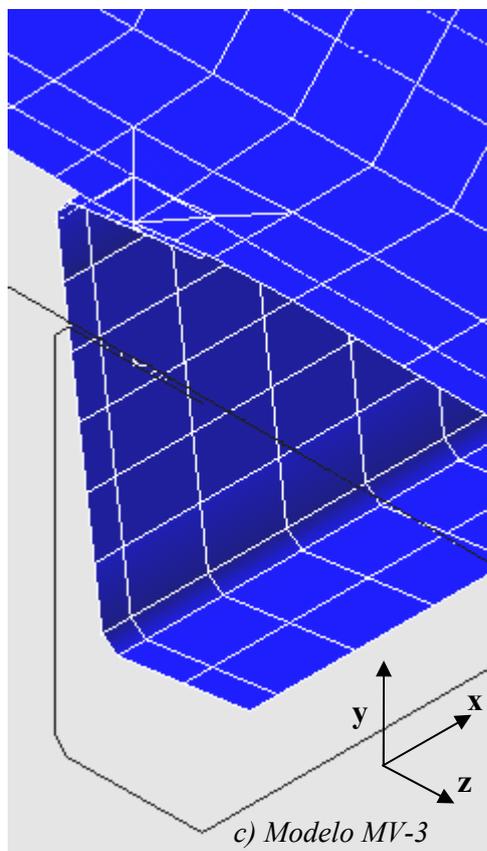
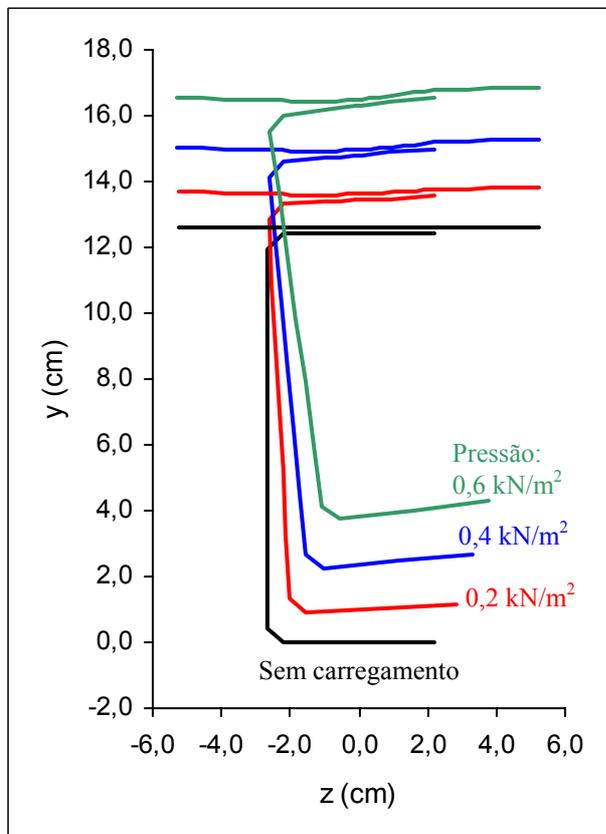
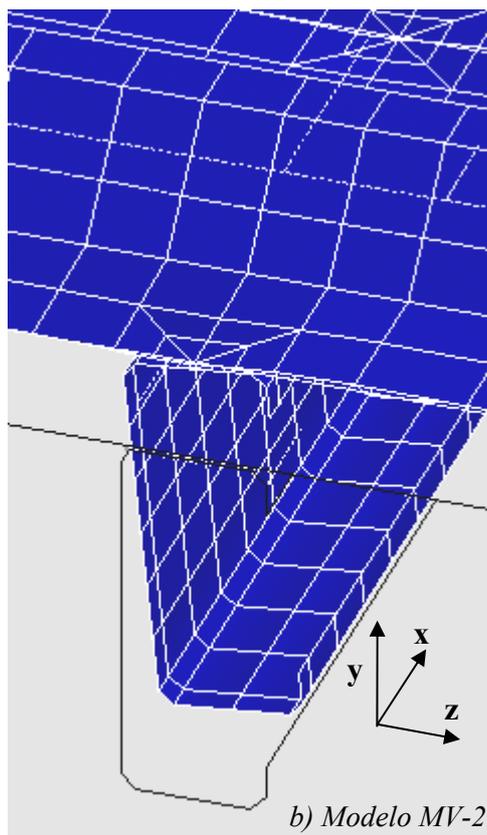
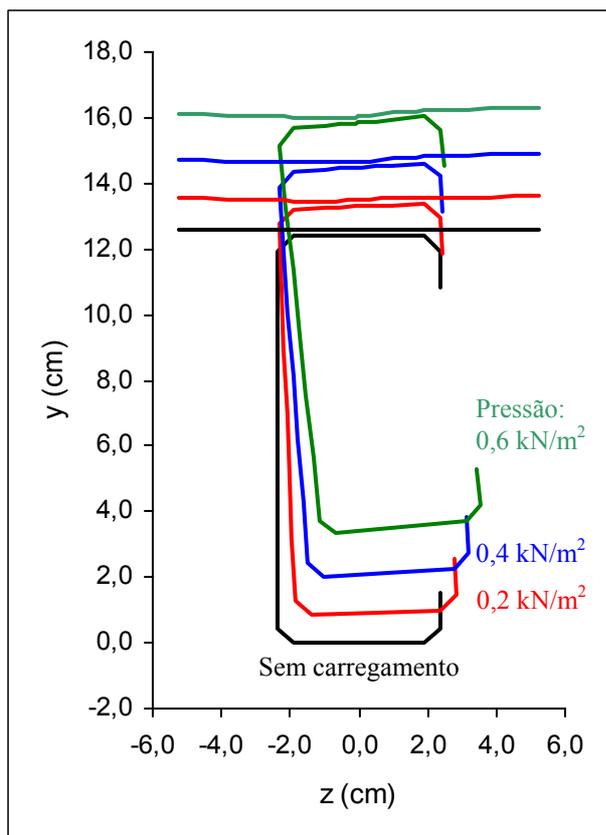


Figura 3.31 – Deslocamentos da seção pertencente ao meio do vão do perfil intermediário dos modelos MV-1, MV-2 e MV-3.

A figura 3.31 apresenta a forma de deformação da seção pertencente ao meio do vão da terça, que se constatou nos ensaios conduzidos por Javaroni (1999) e que se confirmou na análise numérica.

Na figura 3.32 apresenta-se o gráfico referente aos resultados numéricos dos deslocamentos verticais do meio do vão, para o modelo MV-1 (perfil U 127x50x3,00) e o modelo MV-2 (perfil U_e 127x50x17x3,00).

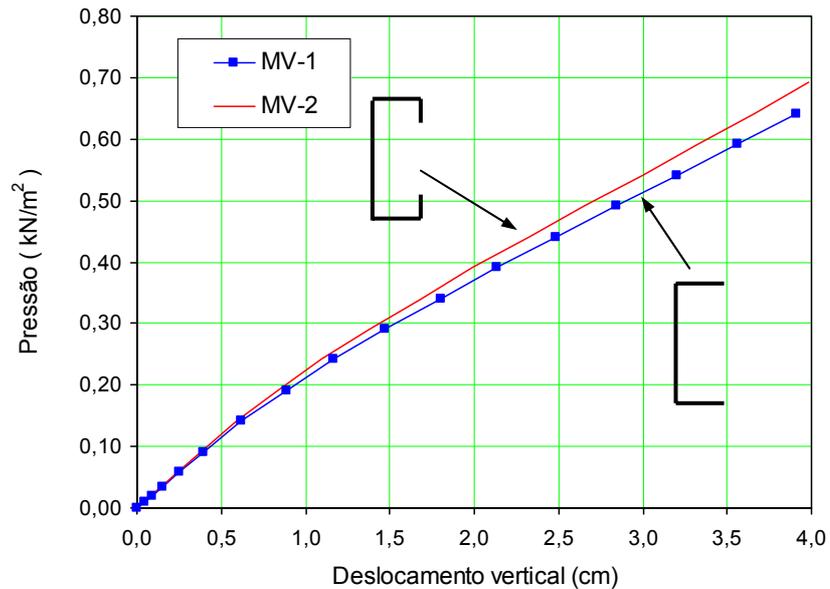


Figura 3.32 – Confronto dos deslocamentos verticais dos modelos MV-1 e MV-2.

Continuando no sentido de avaliar a metodologia dos modelos numéricos, as figuras 3.34 a 3.36 ilustram a comparação entre resultados experimentais e numéricos, por meio da relação entre pressão de sucção aplicada na superfície da telha e deformações longitudinais dos elementos da seção pertencente ao meio do vão.

A figura 3.33 ilustra os pontos onde foram obtidas as deformações longitudinais nos modelos experimentais e numéricos.

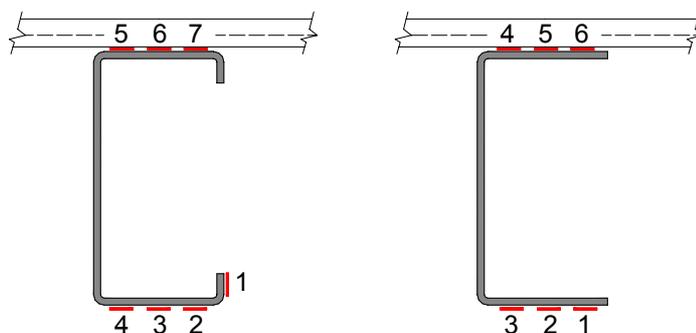
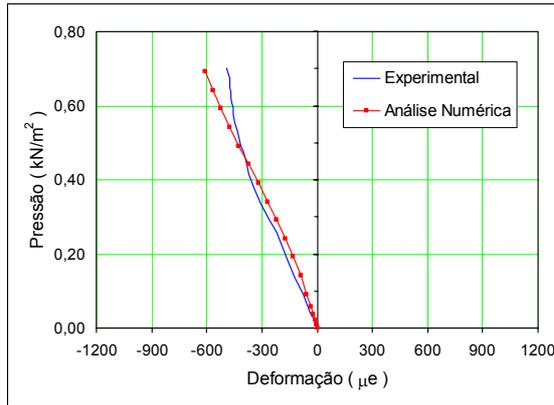
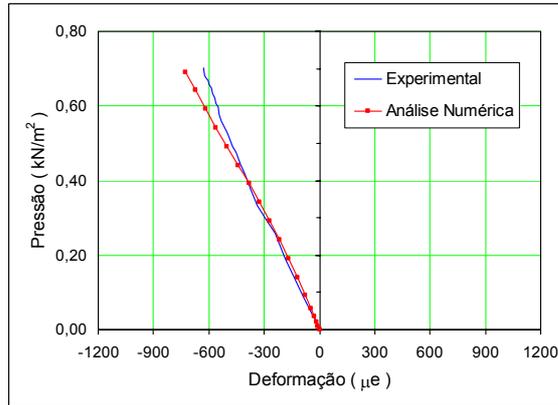


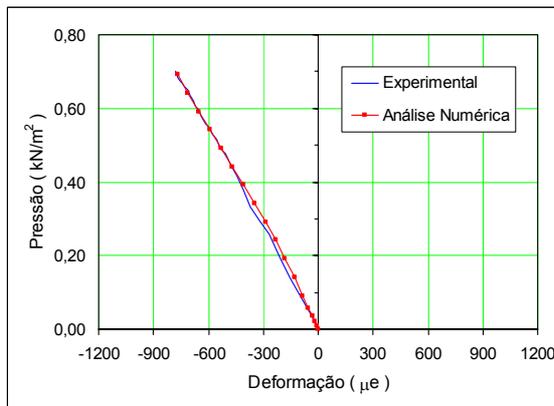
Figura 3.33 – Posicionamento dos extensômetros nas mesas do perfil.



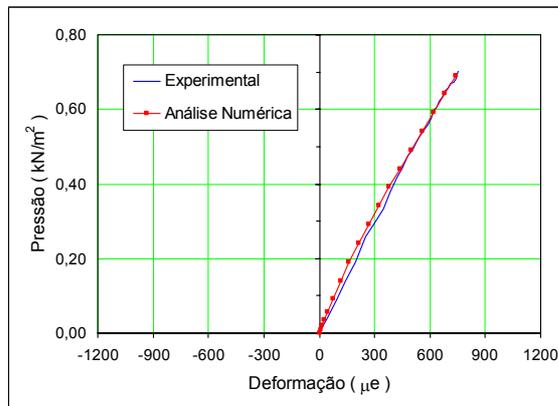
a) Ponto 1



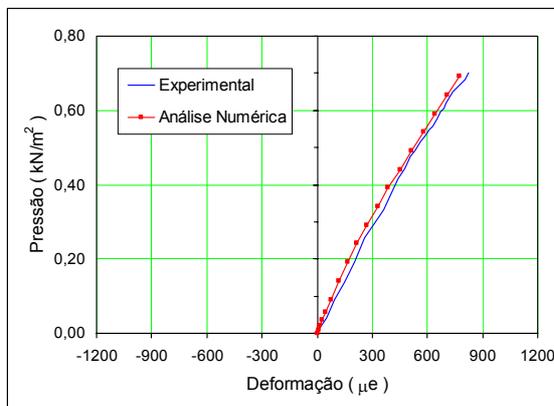
b) Ponto 2



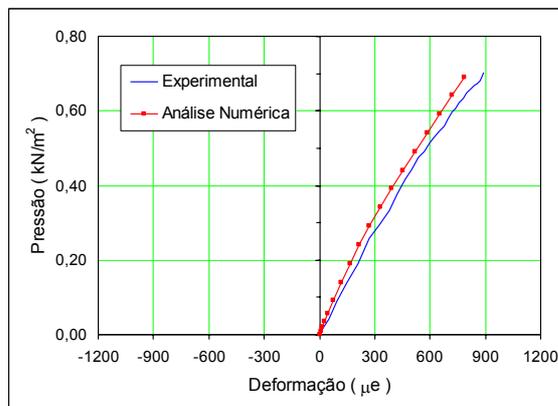
c) Ponto 3



d) Ponto 4

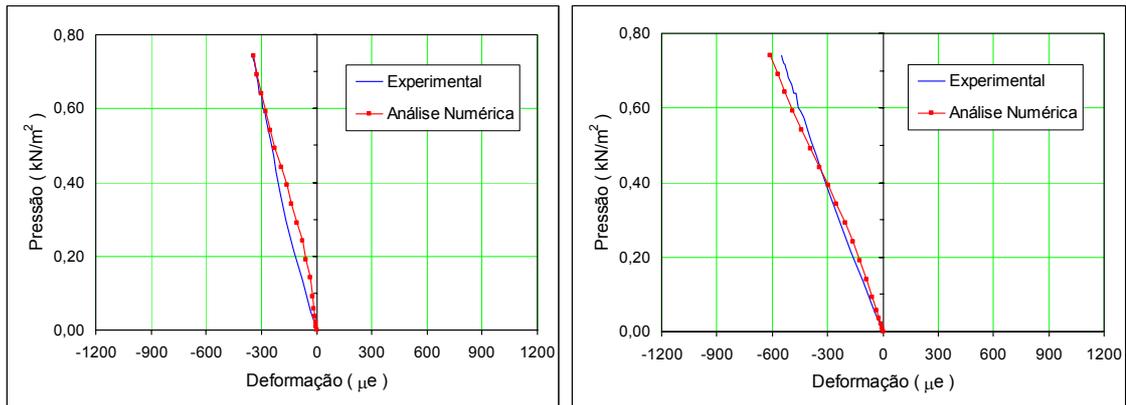


e) Ponto 5



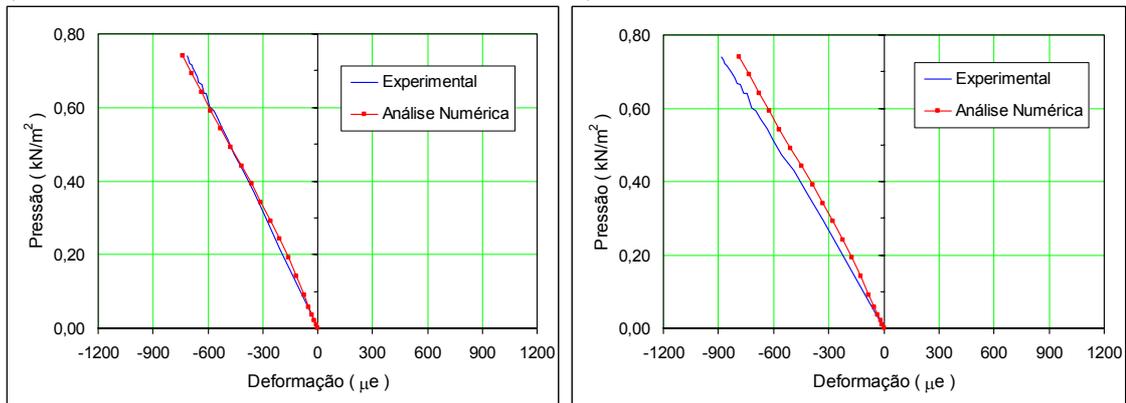
f) Ponto 6

Figura 3.34 – Gráficos pressão x deformação para o modelo MV-1.



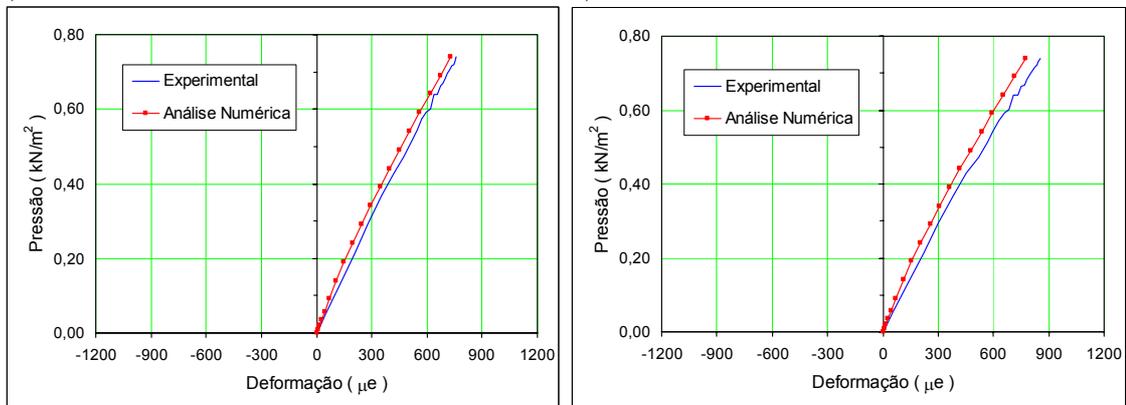
a) Ponto 1

b) Ponto 2



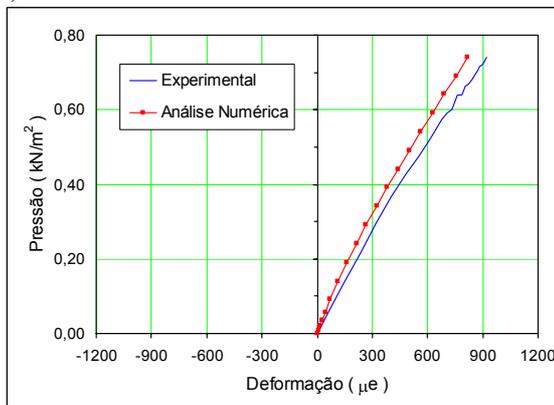
c) Ponto 3

d) Ponto 4



e) Ponto 5

f) Ponto 6



g) Ponto 7

Figura 3.35 – Gráficos pressão x deformação para o modelo MV-2.

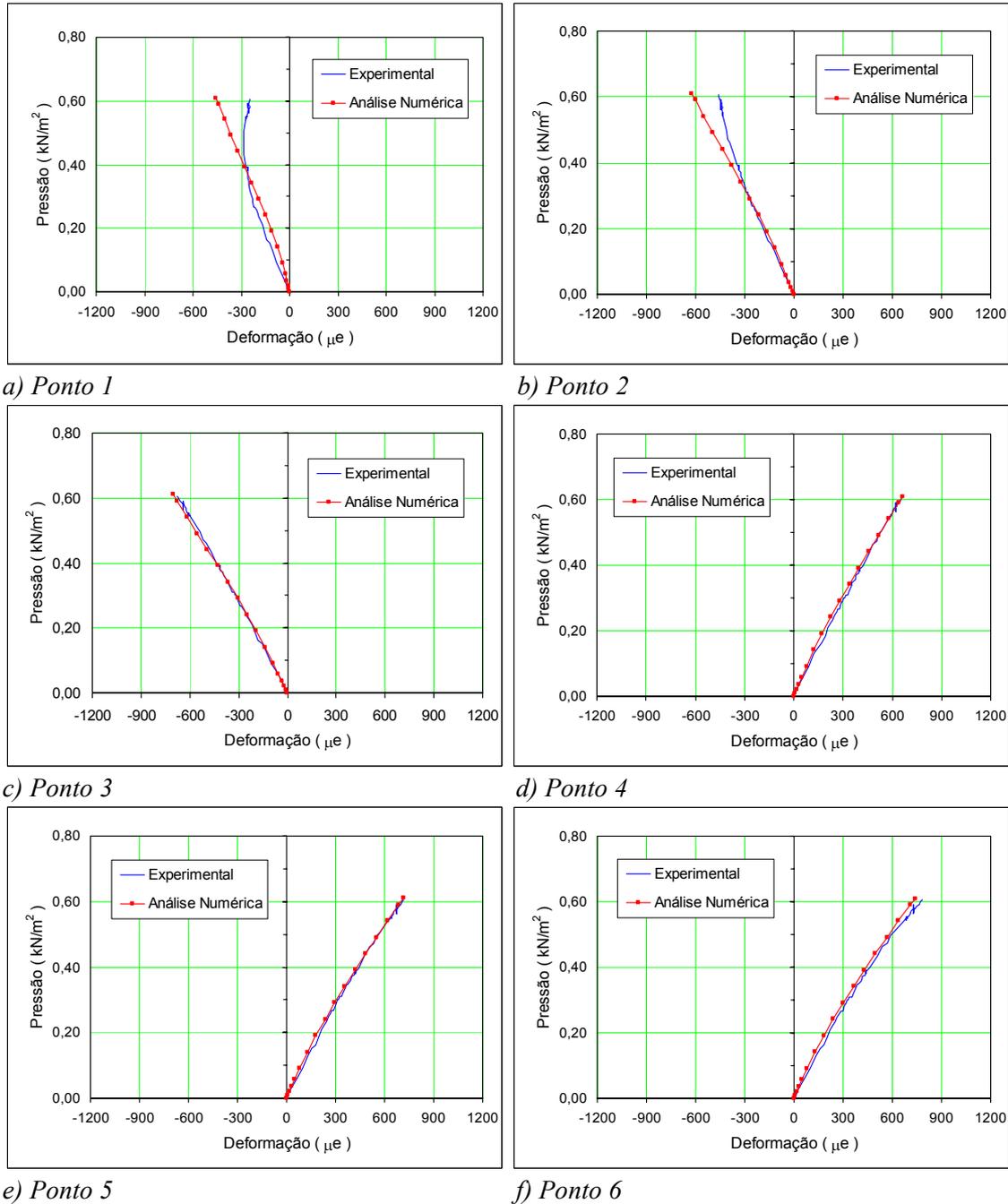
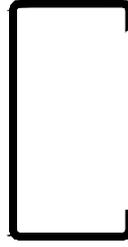
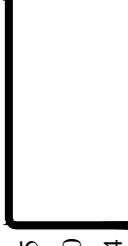


Figura 3.36 – Gráficos pressão x deformação para o modelo MV-3.

Nas figuras 3.34 a 3.36 nota-se nas curvas experimentais do ponto 1 uma diminuição das deformações longitudinais em valores absolutos. De acordo com Javaroni (1999) essa diminuição ocorre devido a rotação elevada da seção transversal. Vale ressaltar que nestas análises numéricas (MV-1, MV-2 e MV-3) não foi constatada de um modo significativo essa diminuição das deformações, embora tenha sido observada a rotação da seção transversal desde o início do carregamento.

A tabela 3.3 apresenta uma comparação entre os resultados experimentais e os obtidos nas análises numéricas para as tensões normais longitudinais no meio do vão da terça.

Tabela 3.3 – Tensões normais ao plano da seção transversal no meio do vão da terça.

Experimental / Numérico	Ensaio 1 / MV-1	Ensaio 2 / MV-2	Ensaio 4 / MV-3
Pressão aplicada (kN/m ²) ⁽¹⁾	0,85	0,93	0,61
Análise Experimental Javaroni (1999) (kN/cm ²)	20,07  -20,68 -16,05 -11,77	19,68  -22,67 -17,98 -13,47 -8,10	13,45  -13,84 -9,39 -5,08
Análise Numérica (kN/cm ²)	19,11  -19,13 -17,93 -14,78	19,04  -19,82 -18,40 -15,01 -8,00	13,61  -14,43 -12,81 -9,34
Numérico	MV-1		MV-3
Pressão aplicada (kN/m ²) ⁽²⁾	0,54		0,54
Análise Numérica (kN/cm ²)	11,42  -12,14 -11,51 -9,74		11,85  -12,65 -10,60 -7,54
Notas: 1 - Indica o valor da pressão aplicada nos ensaios experimentais que corresponde a uma flecha igual a 1/100 do vão da terça. 2 - Indica um valor de pressão aplicada na modelagem numérica, para a análise das tensões normais com relação a forma de fixação da telha na terça.			

Verifica-se na tabela 3.3 que o modelo MV-3 apresentou na análise numérica tensões normais superiores às do modelo MV-1, quando submetidos ao mesmo carregamento. Evidentemente as tensões normais na seção da terça estão condicionadas ao comportamento do perfil em relação aos deslocamentos.

Nota-se ainda, que não foram observadas mudanças significativas no comportamento da distribuição de tensões, neste sentido as figuras 3.37 a 3.39 apresentam os estados de tensões longitudinais para as terças e telhas dos modelos analisados.

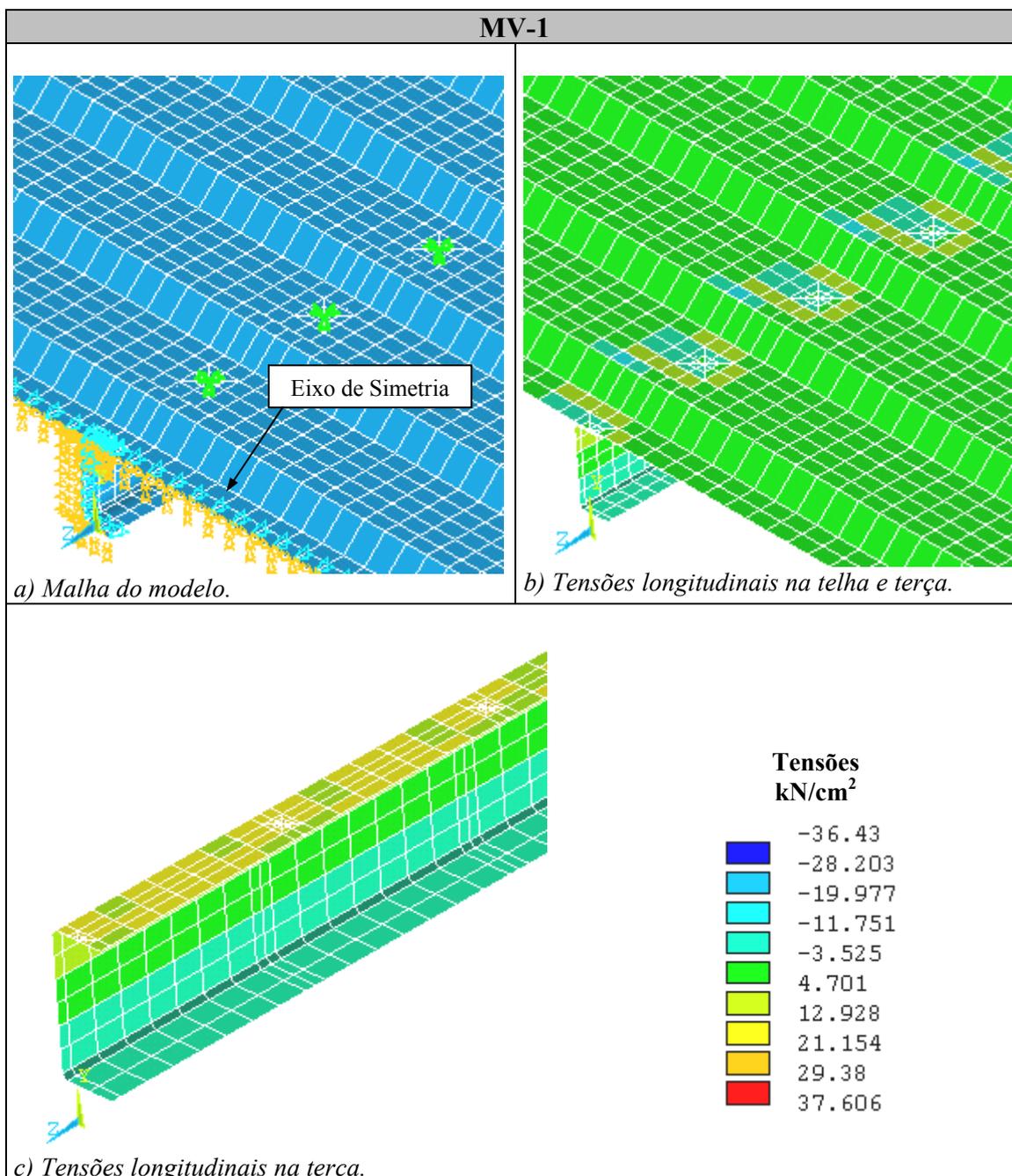


Figura 3.37 – Tensões longitudinais no modelo MV-1 para uma pressão aplicada na telha de $0,54 \text{ kN/m}^2$.

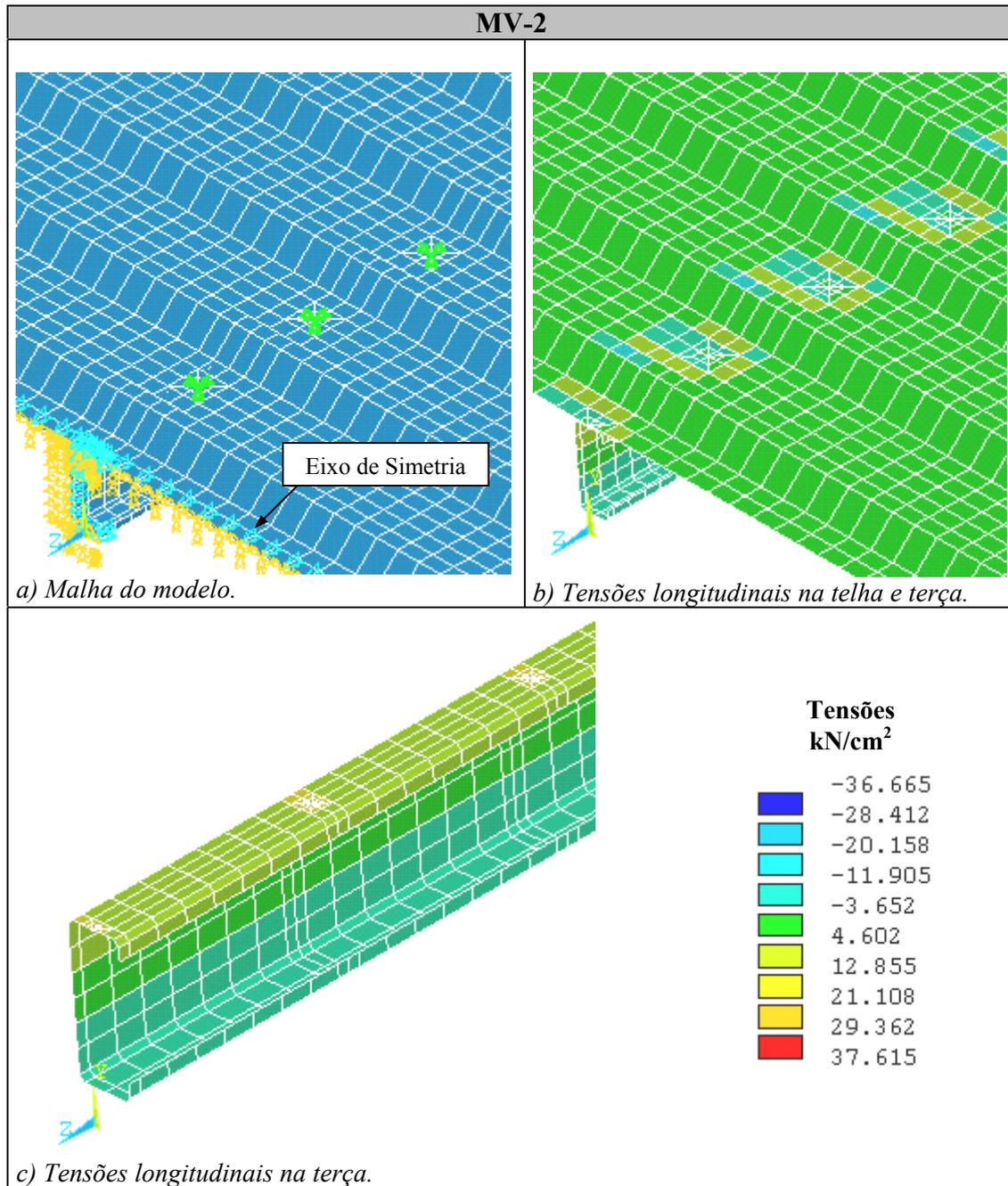


Figura 3.38 – Tensões longitudinais no modelo MV-2 para uma pressão aplicada na telha de $0,54 \text{ kN/m}^2$.

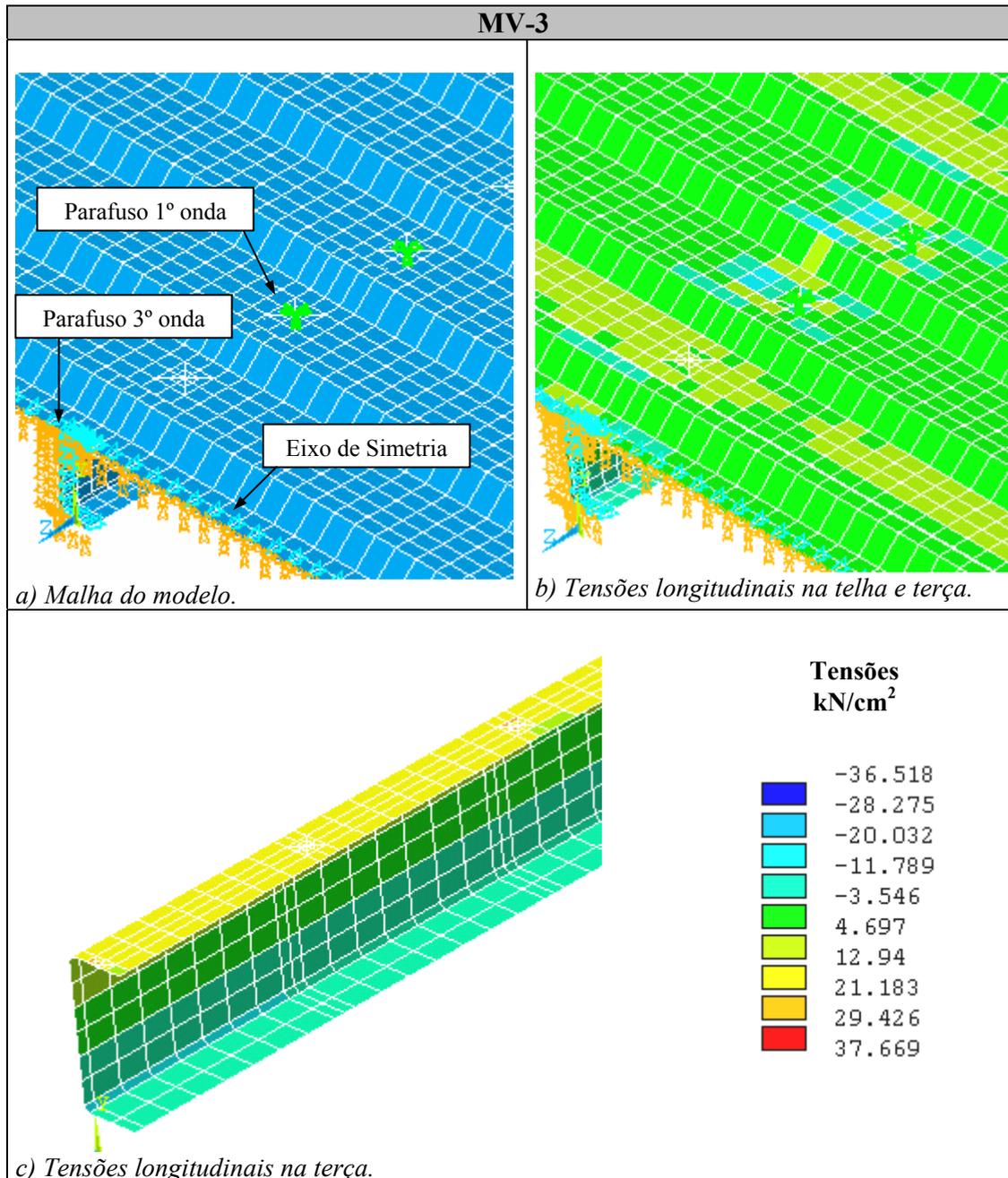


Figura 3.39 – Tensões longitudinais no modelo MV-3 para uma pressão aplicada na telha de $0,54 \text{ kN/m}^2$.

Das figuras 3.37 a 3.39 e da tabela 3.3 pode-se notar a ocorrência das máximas tensões normais ao plano da seção, na união da mesa comprimida com a alma e na união da mesa tracionada com o enrijecedor.

Vale ressaltar, que esta constatação está em consonância com as hipóteses adotadas no modelo de Peköz e Soroushian (1982) apresentado no capítulo 2. É interessante lembrar que nesse modelo, as tensões normais na seção transversal são calculadas admitindo-se a superposição de dois estágios, o primeiro devido ao

deslocamento horizontal e giro da seção transversal e o segundo devido ao deslocamento vertical.

A tabela 3.4 apresenta as tensões normais máximas obtidas na análise numérica, nos ensaios experimentais conduzidos por Javaroni (1999) e pelo método de Peköz e Soroushian (1982).

Tabela 3.4 – Resultados das tensões normais máximas (kN/cm^2).

Modelo	Elemento	Análise Numérica	Javaroni (1999)	Peköz e Soroushian (1982) *
MV-1	Mesa livre	-19,13	-20,68	- 27,70
	Mesa conectada	20,57	24,68	-----
MV-2	Mesa livre	-19,82	-22,67	- 29,40
	Mesa conectada	21,79	23,98	-----
MV-3	Mesa livre	-14,43	-13,84	- 19,37
	Mesa conectada	15,16	16,03	-----

(*) – Valores da constante k_α determinados por Javaroni (1999).

Da análise da tabela 3.4 verifica-se que as tensões determinadas pelo modelo de Peköz e Soroushian (1982) estão acima das tensões determinadas tanto numericamente como em ensaios experimentais (Javaroni, 1999). Um dos motivos para que isso ocorra é que o modelo de Peköz e Soroushian (1982) admite no cálculo apenas a rigidez à rotação que a telha promove na terça.

Por meio de comparação entre as tensões normais máximas (tabela 3.4), observa-se uma diferença média em torno de 9% entre os resultados obtidos nos modelos numéricos com os experimentais. Diante das limitações do MEF clássico, das simplificações adotadas na modelagem e das imprecisões inerentes aos ensaios experimentais, pode-se afirmar que o modelo numérico mostrou uma boa correlação com os resultados experimentais.

Diante disso, pode-se afirmar que a aplicação do modelo proposto permite uma análise de forma mais completa do sistema terça-telha e a obtenção de resultados de deformações e deslocamentos que na maioria dos casos não são percebidos com precisão nos atuais modelos numéricos existentes na literatura.

4 RESULTADOS DA ANÁLISE NUMÉRICA

Obedecendo a metodologia de modelagem relatada no capítulo anterior é apresentado neste capítulo um estudo numérico, via MEF, referente ao comportamento conjunto terço-telha, analisando as influências da rigidez à flexão e à torção da terço, as interferências provenientes da conexão entre telha e terço e o comportamento do perfil com a presença de tirantes de travamento lateral (correntes).

Diante disso, os conjuntos terço-telha que foram modelados para este estudo apresentaram vão de 6,80 metros e espaçamento entre terços de 2,0 metros (figura 4.1). As seções transversais dos perfis escolhidos foram do tipo U enrijecido (U_e) e Z enrijecido a 90° (Z_{90}). A tabela 4.1 apresenta as dimensões das seções dos perfis que foram utilizados.

Tabela 4.1 – Dimensões das seções dos perfis que foram analisados no estudo numérico do comportamento estrutural do sistema terço-telha.

Seção	Perfil ($b_w \times b_f \times d \times t$)	
U_e e Z_{90}	150x60x20x1,50	
U_e e Z_{90}	150x60x20x2,65	
U_e	250x85x25x1,50	
U_e e Z_{90}	250x85x25x2,65	

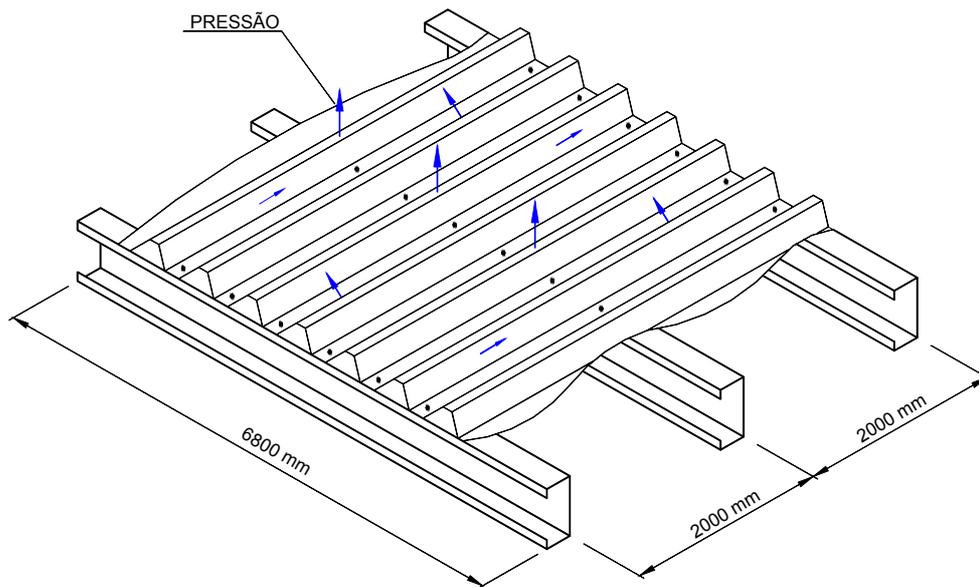


Figura 4.1 – Dimensões do sistema terça-telha analisado.

As telhas de aço que foram utilizadas possuíam seção transversal trapezoidal, cujas dimensões nominais estão indicadas na figura 4.2. As análises foram efetuadas em telhas de espessura de 0,65 mm. A fixação do painel às terças foi realizada por meio de parafusos auto-atarraxantes, sendo executadas em todas as ondas inferiores da telha.

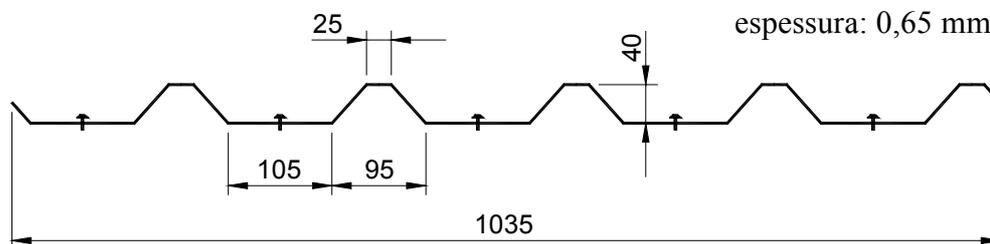


Figura 4.2 – Dimensões da seção transversal da telha utilizada nas análises.

A tabela 4.2 apresenta as propriedades dos materiais utilizados neste estudo numérico. As propriedades do material dos perfis e da telha foram as mesmas utilizadas na fase de validação da modelagem numérica (capítulo 3).

Tabela 4.2 – Propriedades dos materiais utilizados no estudo numérico.

Componente	Especificação / Denominação comercial do aço	Resistência ao escoamento (f_y) (MPa)	Resistência à ruptura (f_u) (MPa)
Perfil	USI-SAC 41 (Usiminas) ⁽¹⁾	343	461
Telha	ZAR-230 (CSN) ⁽²⁾	230	310
Tirante	ASTM A 36 ⁽²⁾	250	400

Nota: 1 – Valores obtidos da caracterização do material (JAVARONI, 1999).
2 – Valores nominais

4.1 Análise da influência do tipo da seção transversal do perfil (U_e e Z_{90})

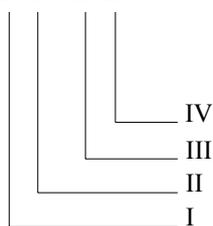
Tendo em vista que não é conveniente apresentar todos os resultados obtidos numericamente, foram escolhidos os mais representativos, de modo a possibilitar a análise do deslocamento horizontal e vertical, principalmente sobre o aspecto da distorção lateral. Seguindo este enfoque, são apresentados na tabela 4.3 alguns modelos utilizados no estudo referente ao comportamento estrutural do conjunto terça-telha submetido à ação de sucção, em particular observando-se a influência da alteração do tipo da seção transversal do perfil.

Tabela 4.3 – Modelos utilizados no estudo referente ao tipo de seção da terça.

Modelo	Perfil
U1-A0 *	U_e 150x60x20x1,50
Z1-A0 *	Z_{90} 150x60x20x1,50
U1-B0	U_e 150x60x20x2,65
Z1-B0	Z_{90} 150x60x20x2,65
U2-B0	U_e 250x85x25x2,65
Z2-B0	Z_{90} 250x85x25x2,65
Nota: (*) modelo utilizado apenas para enfatizar a configuração deformada da seção.	

O significado da nomenclatura adotada nos modelos é a seguinte:

XX - XX



I	Tipo de seção transversal da terça	Z = Z_{90} (perfil Z enrijecido) U = U_e (perfil U enrijecido)
II	Largura dos elementos que compõem a seção	1 p/ $b_w = 150$, $b_f = 60$ e $d = 20$ mm 2 p/ $b_w = 250$, $b_f = 85$ e $d = 25$ mm
III	Espessura dos elementos	A p/ $t = 1,50$ mm B p/ $t = 2,65$ mm
IV	Número de linhas de corrente	0, 1 e 2

Conforme já relatado anteriormente, quando as terças são submetidas à ação de sucção do vento, a mesa comprimida está livre e a mesa tracionada contida pela telha, havendo, portanto, a possibilidade de perda de estabilidade local e a distorção lateral do perfil. A figura 4.3 apresenta o comportamento característico da terça submetida à ação de sucção do vento e as parcelas que compõem o deslocamento horizontal, onde:

β : parcela do deslocamento horizontal referente à distorção lateral da alma;

δ : parcela do deslocamento horizontal referente à torção do perfil;

w : deslocamento horizontal total.

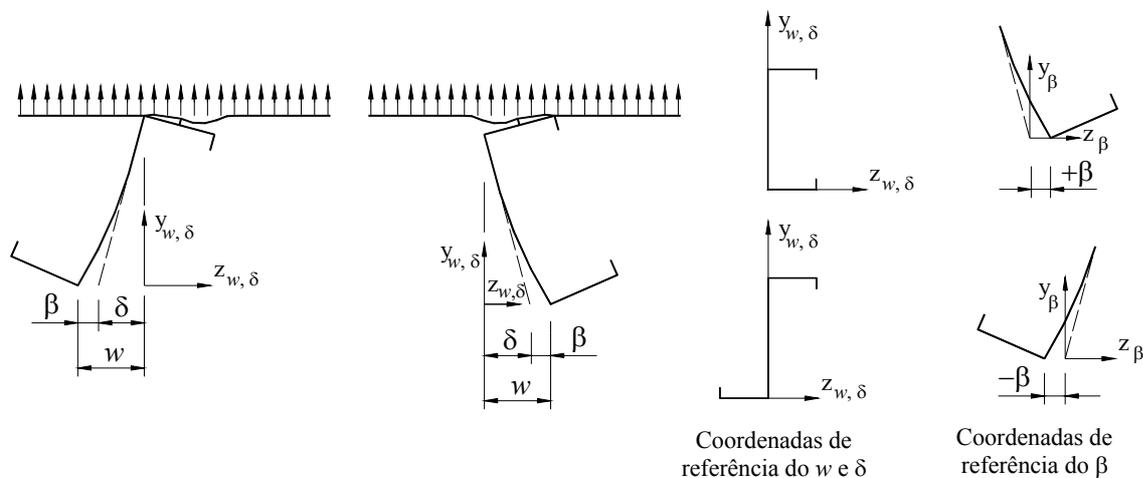
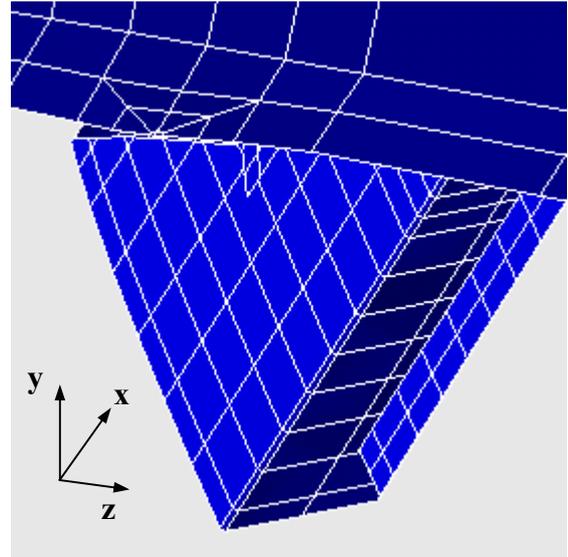
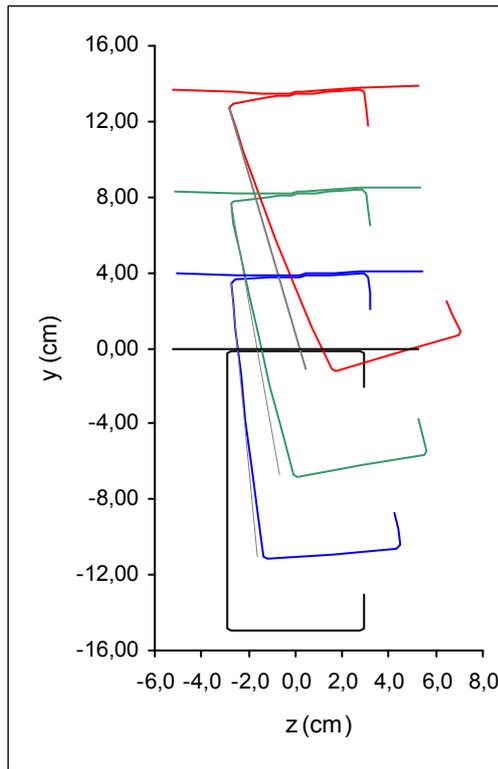


Figura 4.3 – Parcelas do deslocamento horizontal da terça submetida à ação de sucção.

Com a finalidade de representar o comportamento estrutural de terças com seção U_e e Z_{90} submetidas ao carregamento de sucção, a figura 4.4 ilustra as configurações deformadas da seção no meio do vão do perfil intermediário para os modelos U1-A0 e Z1-A0.

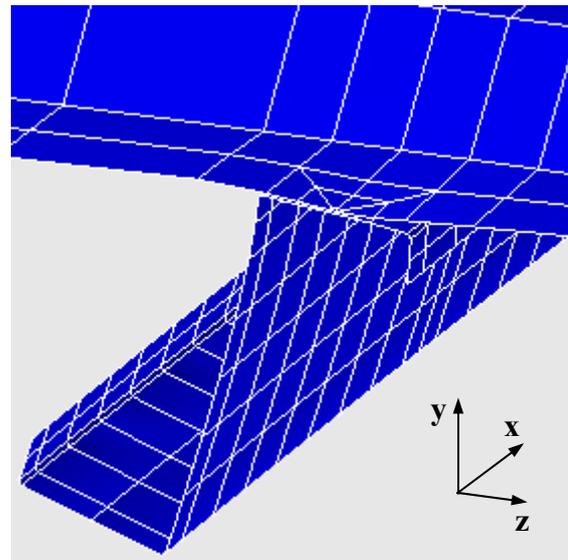
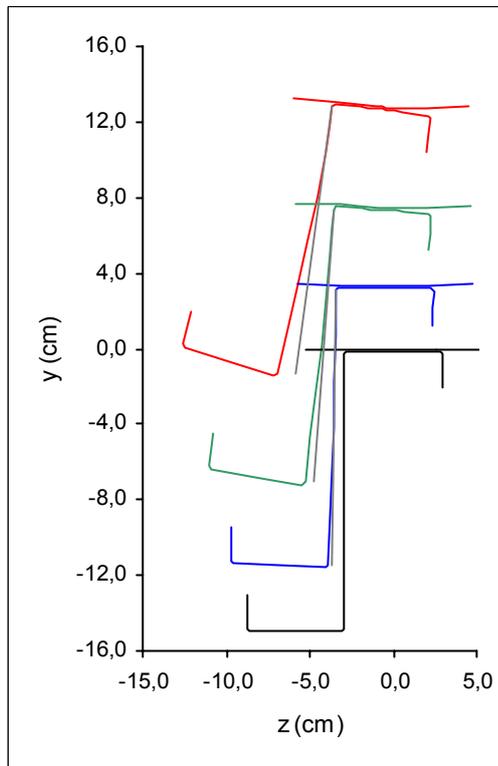
Vale mencionar que as dimensões da seção transversal dos modelos U1-A0 e Z1-A0 são relativamente pequenas para o vão estudado. Todavia, foram adotadas tais seções para enfatizar a configuração deformada.



Pressão aplicada na superfície da telha

— Sem Carregamento	— 0,28 kN/m ²
— 0,58 kN/m ²	— 0,88 kN/m ²

a) Modelo U1-A0.



Pressão aplicada na superfície da telha

— Sem Carregamento	— 0,28 kN/m ²
— 0,58 kN/m ²	— 0,88 kN/m ²

b) Modelo Z1-A0.

Figura 4.4 – Deslocamentos da seção dos modelos U1-A0 e Z1-A0 em função da pressão aplicada na telha.

Ressalta-se que uma das vantagens da modelagem proposta com relação aos modelos já existentes na literatura (rever capítulo 2) é a possibilidade de determinar os valores das parcelas que compõem o deslocamento horizontal.

Diante disso e dando continuidade à análise dos deslocamentos no meio do vão do perfil intermediário, os gráficos das figuras 4.5 a 4.8 apresentam, em função da pressão aplicada na superfície da telha, as parcelas (δ e β) e o deslocamento horizontal total (w) na junção da mesa livre com a alma.

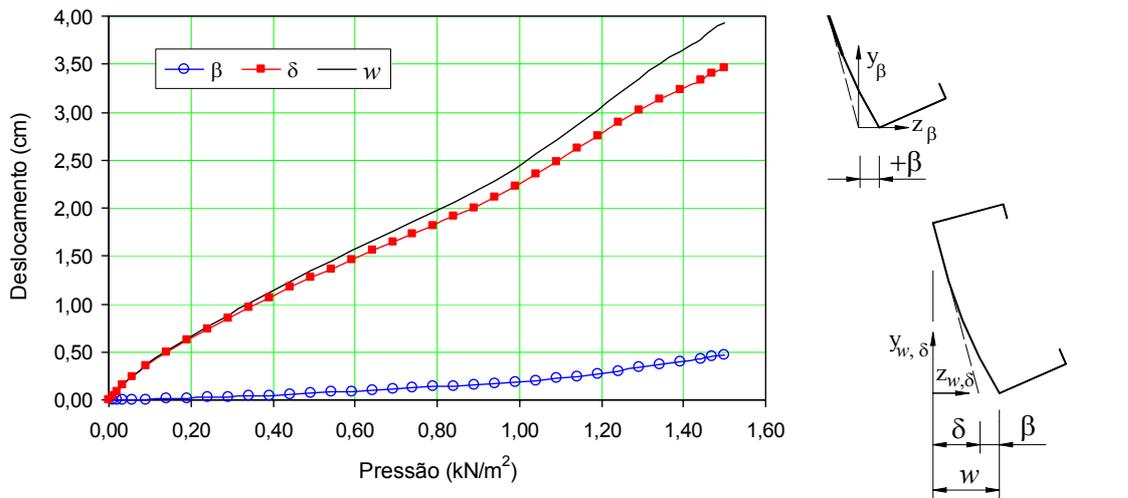


Figura 4.5 – Deslocamentos β , δ e w do modelo U1-B0.

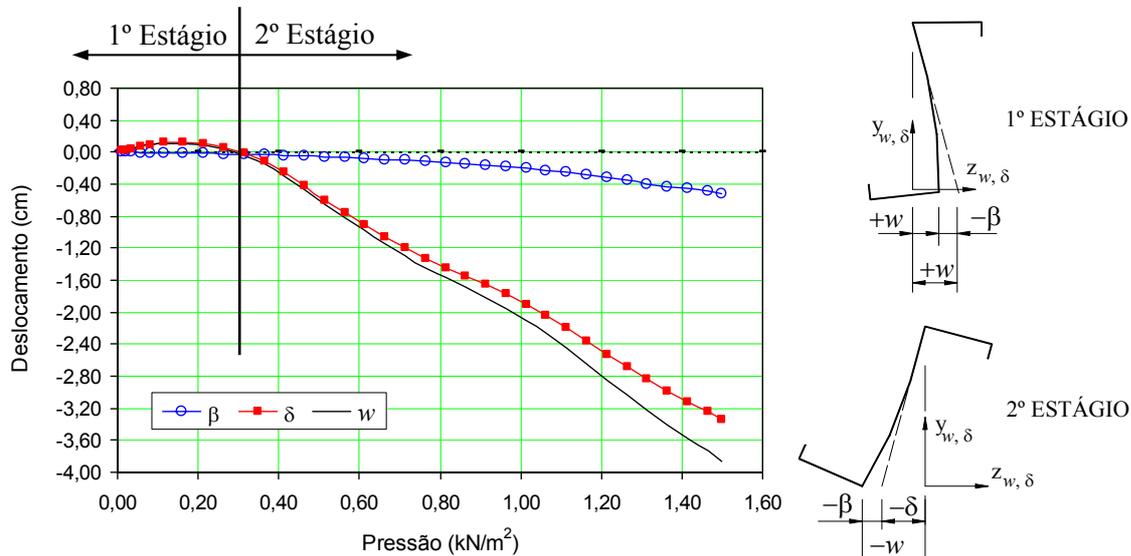


Figura 4.6 – Deslocamentos β , δ e w do modelo Z1-B0.

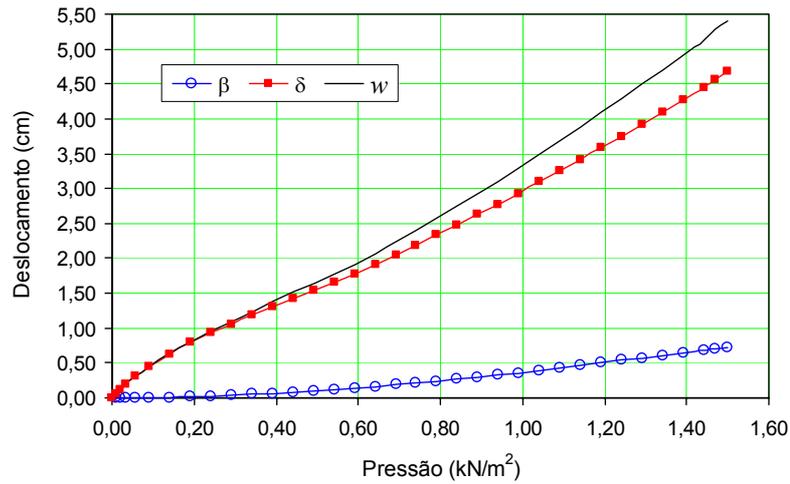


Figura 4.7 – Deslocamentos β , δ e w do modelo U2-B0.

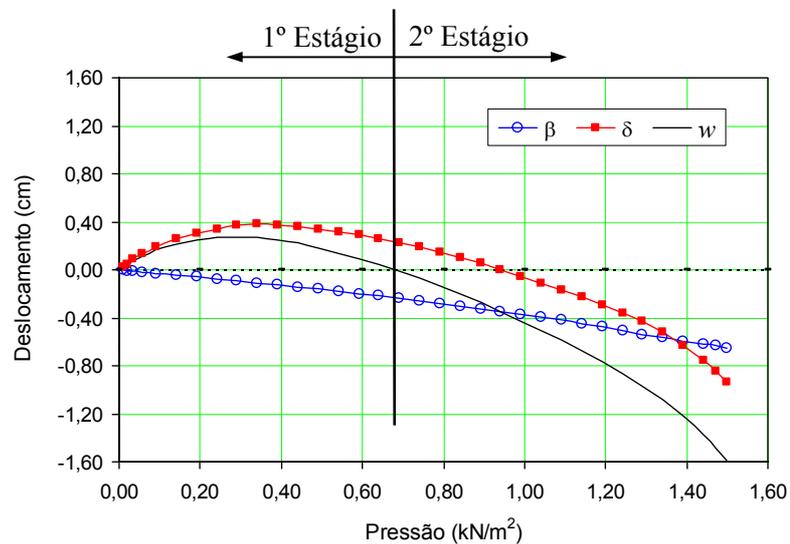


Figura 4.8 – Deslocamentos β , δ e w do modelo Z2-B0.

Nota-se pelos gráficos das figuras 4.5 a 4.8 que os perfis Z_{90} dos modelos Z1-B0 e Z2-B0 apresentaram no decorrer do carregamento uma alteração no sentido do deslocamento horizontal, sendo que a mesma não foi constatada nos perfis U_e dos modelos U1-B0 e U2-B0.

Além disso, observa-se que os valores da parcela do deslocamento horizontal referente à distorção lateral da alma são próximos para as seções U_e e Z_{90} .

Com relação aos valores da parcela do deslocamento horizontal referente à torção do perfil, constata-se que são, também, próximos para os perfis dos modelos U1-B0 e Z1-B0. Contudo, com o aumento da largura da alma, isto é, para os perfis dos modelos U2-B0 e Z2-B0, nota-se que o valor desta parcela é menor no perfil de seção Z_{90} .

Isto é devido ao fato da configuração deformada da seção Z_{90} ser caracterizada, no 1º estágio, pela predominância dos efeitos do momento de torção e, posteriormente, no 2º estágio, pelos efeitos da flexão oblíqua e do fluxo das tensões de cisalhamento.

Diante disso, a figura 4.9 ilustra as configurações deformadas da seção no meio do vão do perfil intermediário para o modelo Z2-B0 em dois estágios de carregamento.

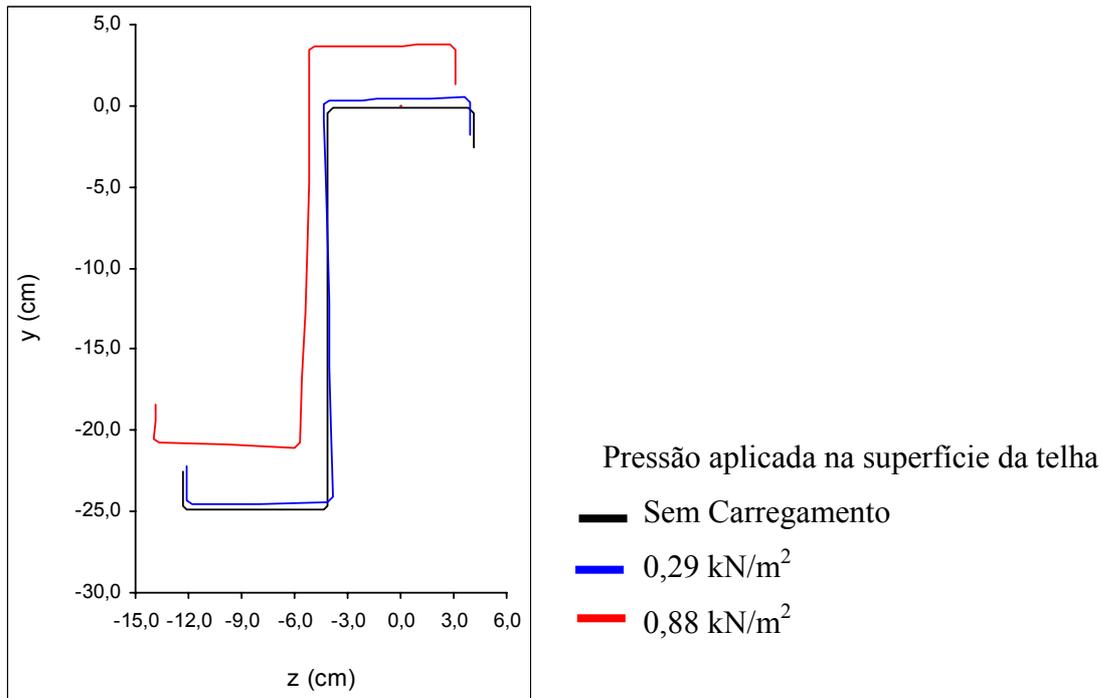


Figura 4.9 – Deslocamentos da seção do modelo Z2-B0 em função da pressão aplicada na telha.

Em função da pressão aplicada na superfície da telha, os gráficos da figura 4.11 apresentam o deslocamento β ao longo da largura da alma da seção a meio vão da terça intermediária dos modelos U1-B0, Z1-B0, U2-B0 e Z2-B0.

Vale informar que os pontos 1 a 6, indicados nos gráficos da figura 4.11, estão apresentados na figura 4.10

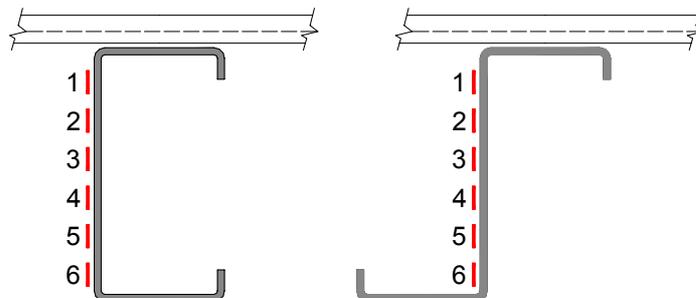


Figura 4.10 – Localização dos pontos onde foram obtidos os deslocamentos β .

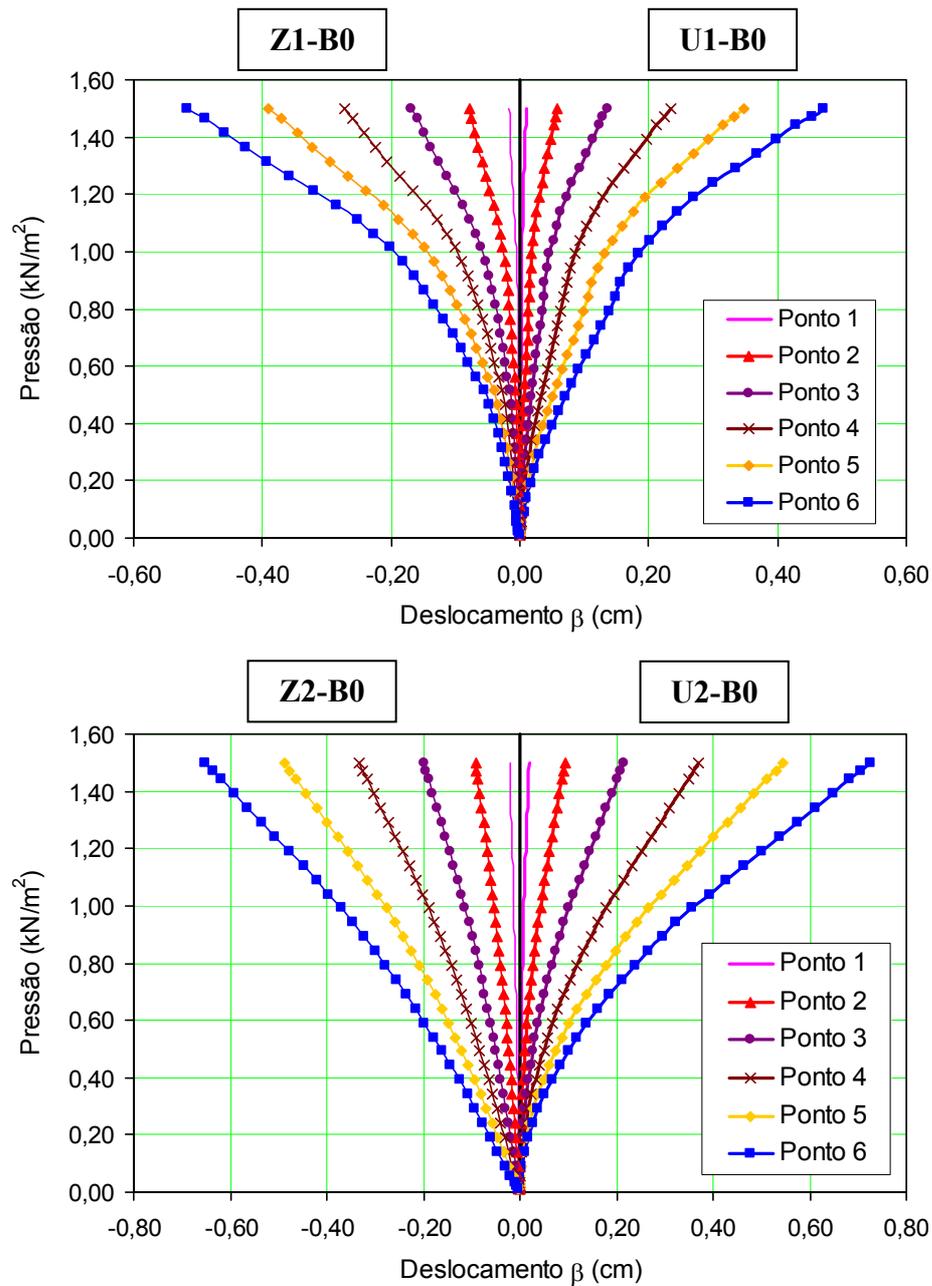


Figura 4.11 – Deslocamento horizontal β em função da pressão.

Os gráficos das figuras 4.12 e 4.13 apresentam a flecha vertical máxima do ponto 6 em função da pressão, para os modelos U1-B0, Z1-B0, U2-B0 e Z2-B0.

Pelo gráfico da figura 4.12, nota-se que os perfis U_e 150x60x20x2,65 (U1-B0) e Z₉₀ 150x60x20x2,65 (Z1-B0), conectados em telhas, apresentaram valores praticamente semelhantes de deslocamentos.

Nos gráficos das figuras 4.11 e 4.13, verifica-se que o perfil Z₉₀ 250x85x25x2,65 (Z2-B0) apresentou menor deslocamento que o perfil U_e

250x85x25x2,65 (U2-B0) quando submetido ao mesmo carregamento de sucção na telha.

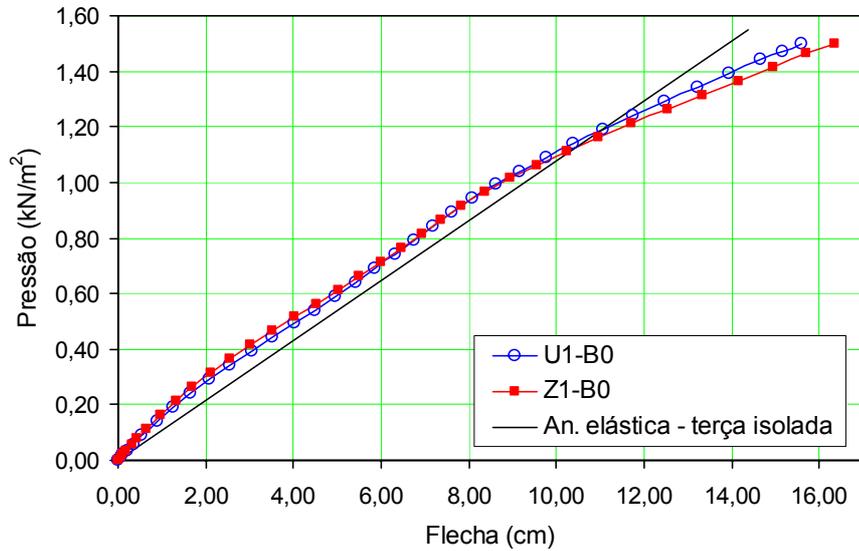


Figura 4.12 – Flecha em função da pressão para os modelos U1-B0 e Z1-B0.

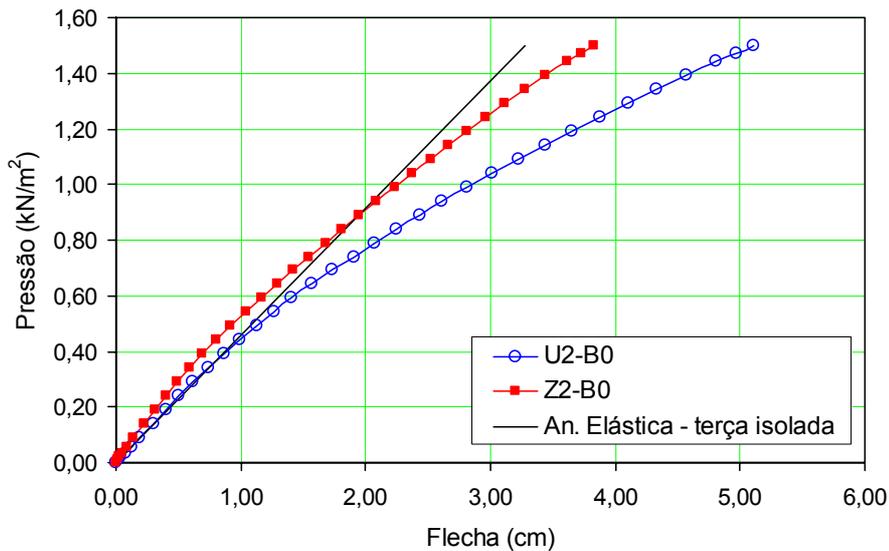


Figura 4.13 – Flecha em função da pressão para os modelos U2-B0 e Z2-B0.

A tabela 4.4 apresenta as tensões normais longitudinais no meio do vão da terça, para pressões iguais a $0,20 \text{ kN/m}^2$ e $0,80 \text{ kN/m}^2$.

Tabela 4.4 – Tensões normais longitudinais (kN/cm²) no meio do vão da terça, para os modelos U1-B0, U2-B0, Z1-B0 e Z2-B0.

Pressão Modelo	0,20 kN/m ²	0,80 kN/m ²
U1-B0 (U _e 150x60x20x2,65)		
U2-B0 (U _e 250x85x25x2,65)		
Z1-B0 (Z ₉₀ 150x60x20x2,65)		
Z2-B0 (Z ₉₀ 250x85x25x2,65)		

De acordo com a tabela 4.4 verifica-se que para o perfil U_e 150x60x20x2,65 a tensão máxima normal longitudinal é de tração e ocorre na junção da mesa conectada com o enrijecedor. Entretanto, com o aumento da largura da alma, ou seja, para o perfil U_e 250x85x25x2,65 a tensão máxima normal é de compressão e ocorre na junção da mesa livre com a alma. De modo diferente, constata-se que tanto o perfil Z_{90} 150x60x20x2,65 como o perfil Z_{90} 250x85x25x2,65 apresentam a tensão de compressão, que ocorre na junção da mesa livre com a alma, como máxima.

A desigualdade observada nos deslocamentos dos perfis U_e 250x85x25x2,65 e Z_e 250x85x25x2,65 (figura 4.13) também pode ser constatada na forma de tensões normais, pois verificando-se os valores apresentados na tabela 4.4, observa-se que a parcela comprimida da alma do perfil U_e 250x85x25x2,65 é em torno de 40% mais solicitada que a parcela comprimida da alma do perfil Z_{90} 250x85x25x2,65. Por outro lado, nota-se para os perfis U_e 150x60x20x2,65 e Z_{90} 150x60x20x2,65 uma diferença média em torno de 6% entre as tensões de compressão ao longo da largura da alma.

Além disso, na análise das tensões do perfil U_e 250x85x25x2,65, apresentada na tabela 4.4, pode-se verificar a presença de tensões de tração no enrijecedor da mesa livre. Tal fenômeno ocorre devido à rotação elevada da seção transversal nas proximidades da junção da alma com a mesa tracionada, a tal ponto que induz efeitos de 2º ordem e conseqüentemente a ocorrência de flexão oblíqua com tensões de tração no lado dos enrijecedores e de tensões de compressão no lado da alma, provocando, desta forma a variação na distribuição de tensões na seção transversal do perfil. Vale mencionar, que essa constatação está em consonância com os resultados experimentais obtidos por Javaroni (1999) e com as hipóteses adotadas no modelo de Peköz e Soroushian (1982).

Como já foi relatado na revisão bibliográfica e constatado na análise numérica do presente trabalho, o comportamento dos perfis conectados à telha envolve a flexão em torno do eixo de maior inércia, o deslocamento lateral associado à torção e a distorção lateral da alma. Diante disso, é usual utilizar-se tirantes para reduzir o deslocamento lateral proveniente da torção da seção e da distorção lateral da alma. Neste sentido, o próximo item aborda uma análise numérica referente ao comportamento estrutural das terças com a presença de tirantes constituídos por barras sem rigidez à flexão.

4.2 Análise do comportamento estrutural das terças com a presença de tirantes

Foi analisada a utilização de uma e duas linhas de correntes (tirantes), onde essas foram posicionadas no meio da alma (em $b_w/2$) e na metade do terço inferior da alma (em $b_w/6$), ou seja, na região em que atua tensões de compressão.

Não se pode deixar de mencionar que, por questão construtiva, na prática é mais comum posicionar o tirante a meia altura ou no terço inferior para terças em altura elevada. Todavia, com o intuito de enfatizar nas análises numéricas os efeitos provenientes do posicionamento do tirante na alma do perfil, procurou-se aumentar a distância ao longo da largura da alma entre os pontos escolhidos para a vinculação com os tirantes.

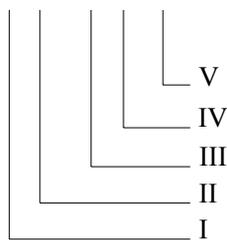
Sendo assim, são apresentados na tabela 4.5 alguns modelos empregados no estudo referente ao comportamento estrutural do conjunto terça-telha submetido à ação de sucção, em particular observando-se a influência da presença de tirantes na alma da terça.

Tabela 4.5 – Modelos utilizados no estudo do comportamento estrutural das terças com a presença de tirantes.

Modelo	Perfil
U2-A1meio	U _e (250x85x25x1,50) Diâmetro do tirante: ϕ 16,00 mm
U2-A2meio	
U2-A1inf.	
U2-A2inf.	
U2-A0	U _e (250x85x25x1,50)

O Significado da nomenclatura adotada nos modelos é a seguinte:

XX - XX XX



I	Tipo de seção transversal da terça	Z = Z ₉₀ (perfil Z enrijecido) U = U _e (perfil U enrijecido)
II	Largura dos elementos que compõem a seção	1 p/ b _w = 150, b _f = 60 e d = 20 mm 2 p/ b _w = 250, b _f = 85 e d = 25 mm
III	Espessura dos elementos	A p/ t = 1,50 mm B p/ t = 2,65 mm
IV	Número de linhas de corrente	0, 1 e 2
V	Posição do tirante na alma do perfil	meio : localizado no meio inf : localizado no meio terço inferior

Nos casos em que se modelou o tirante, houve a necessidade de realizar uma modelagem mais representativa do apoio das terças, pois se constatou na análise numérica que a utilização do tirante (correntes) interfere no comportamento do deslocamento horizontal do apoio da terça. Todavia, vale ressaltar que para os casos em que não foram simulados os tirantes, a modelagem dos componentes de apoio não alterou significativamente o resultado do comportamento estrutural do sistema terça-telha.

Para ilustrar o caso, a figura 4.14 apresenta dois gráficos que comparam os deslocamentos horizontais e verticais ao longo do comprimento da terça intermediária do modelo U2-A0 (não é simulado o componente de apoio) e a do modelo U2-A0-lig (é simulado o componente de apoio).

É interessante mencionar que os deslocamentos foram medidos na junção da mesa livre com a alma e a pressão aplicada na telha foi de $0,49 \text{ kN/m}^2$.

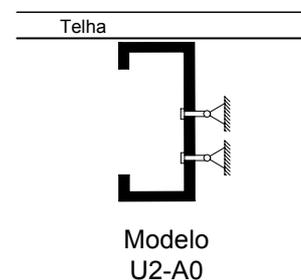
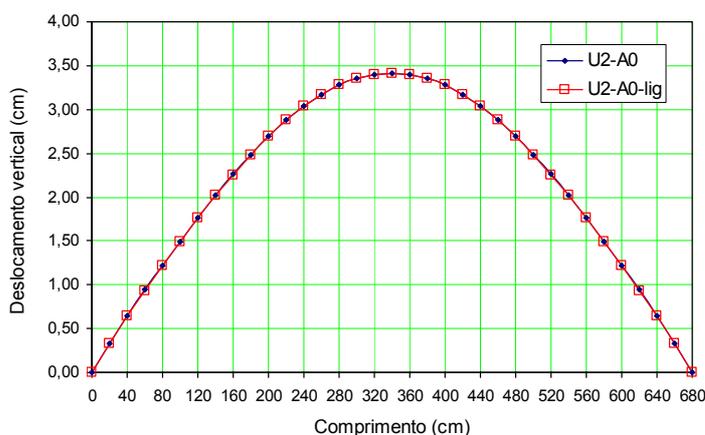
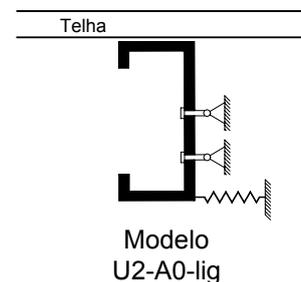
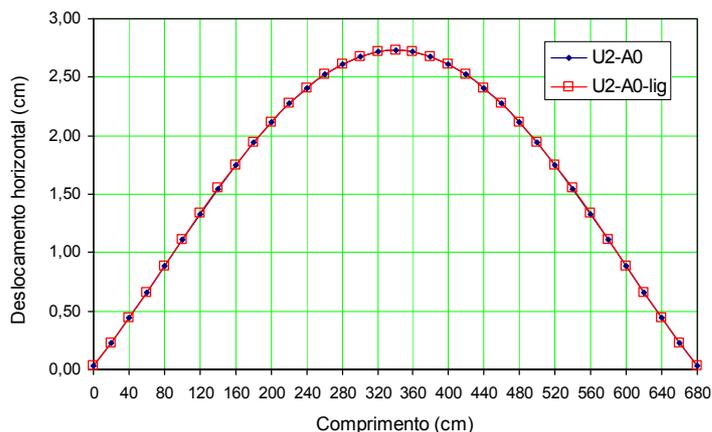


Figura 4.14 – Deslocamentos dos modelos U2-A0 e U2-A0-lig.

Nota-se que para o vão de 6,80 m os deslocamentos são praticamente coincidentes, diante disso, pode-se afirmar que a simplificação mencionada pode ser acatada.

Para a mesma pressão de $0,49 \text{ kN/m}^2$ aplicada na superfície da telha, a figura 4.15 apresenta as curvas dos deslocamentos ao longo do comprimento da terça intermediária dos modelos apresentados na tabela 4.5.

Também é interessante informar que tanto os deslocamentos apresentados na figura 4.15, como os apresentados na figura 4.16 foram medidos na junção da mesa livre com o enrijecedor de borda do perfil.

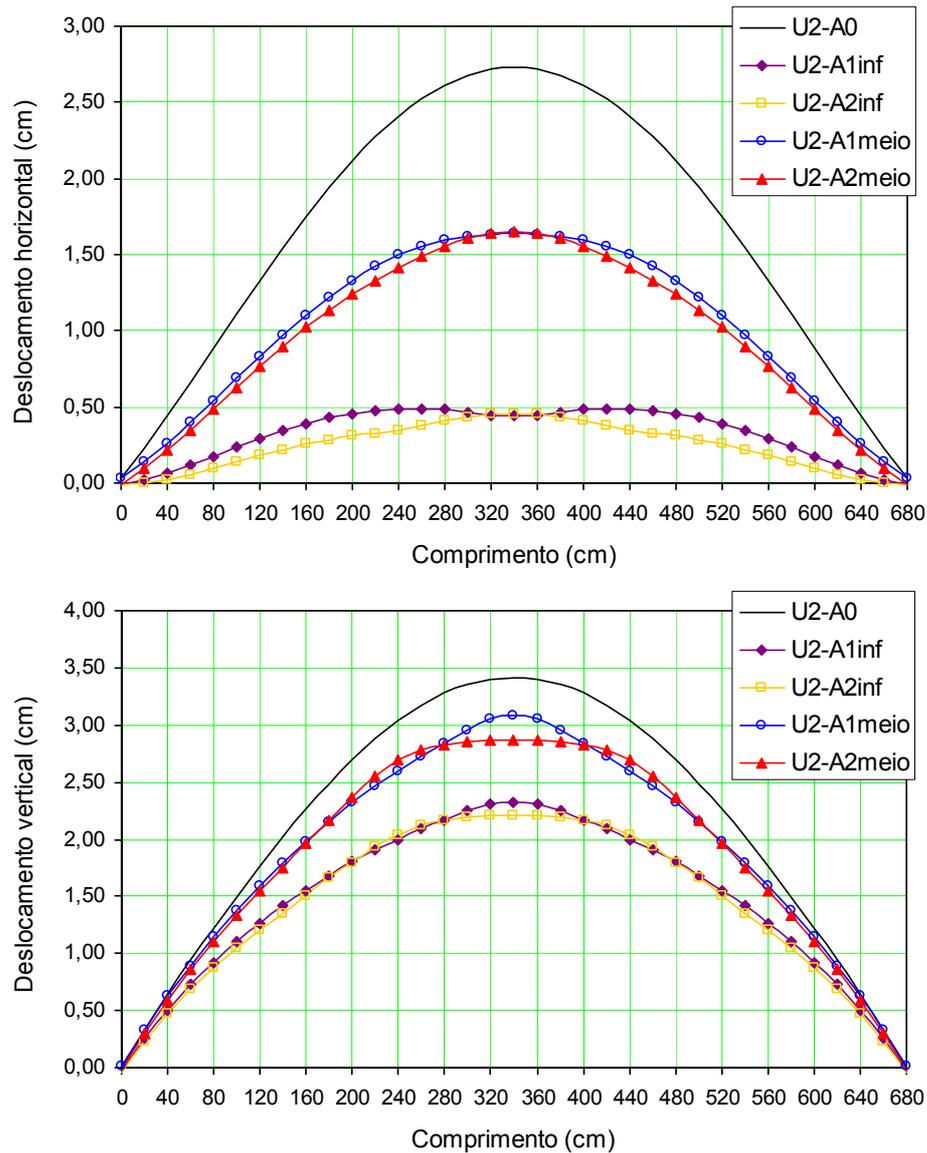


Figura 4.15 – Deslocamentos ao longo do comprimento da terça intermediária dos modelos U2-A0, U2-A1inf, U2-A2inf, U2-A1meio e U2-A2meio.

Na figura 4.16 estão apresentados em dois gráficos, os deslocamentos horizontais e verticais em função da pressão aplicada na superfície da telha.

Utilizando-se como referência os gráficos das figuras 4.15 e 4.16, verifica-se que a utilização de tirantes diminui significativamente os valores do deslocamento vertical e horizontal da terça.

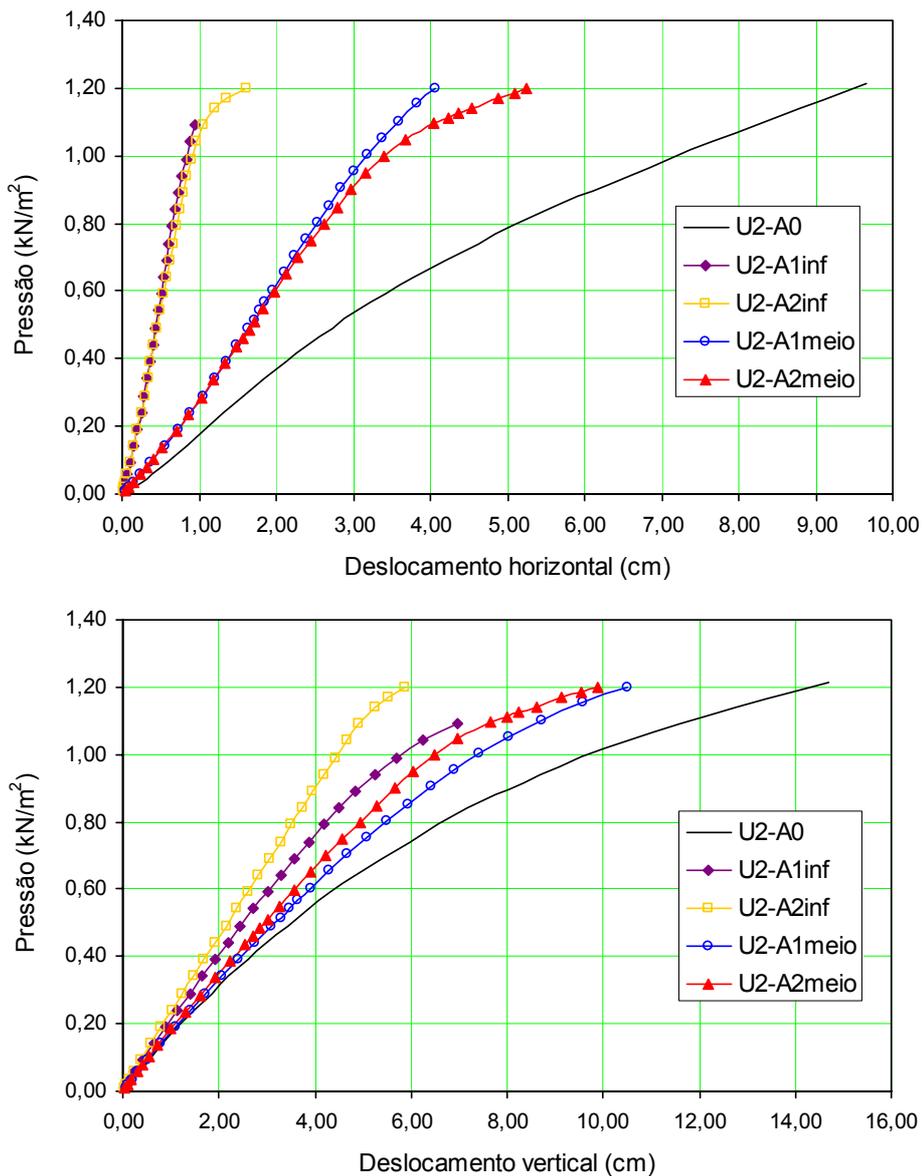


Figura 4.16 – Deslocamentos no meio do vão da terça intermediária dos modelos U2-A0, U2-A1inf, U2-A2inf, U2-A1meio e U2-A2meio.

Ainda comparando os deslocamentos apresentados nos gráficos das figuras 4.15 e 4.16, constata-se, para os casos analisados, que o uso de um tirante na parte inferior da alma da terça é mais eficiente que dois localizados no meio da largura da alma. Para este caso, pode-se afirmar que a posição do tirante ao longo da largura da alma é mais importante que a quantidade desse ao longo do comprimento da terça.

Agora, fazendo-se uma análise apenas entre os casos em que se faz uso de tirantes, pode-se afirmar que o posicionamento destes ao longo da largura da alma influencia nos valores dos deslocamentos. Em outras palavras, as terças com tirante na metade do terço inferior apresentaram, no decorrer do carregamento, deslocamentos menores do que aquelas em que o tirante fora localizado no meio da largura da alma.

Diante disso, concentrando-se a análise na seção a meio vão da terça intermediária, a figura 4.17 apresenta as configurações deformadas da seção dos modelos U2-A0, U2-A1meio e U2-A1inf, para uma pressão aplicada na telha de $0,24 \text{ kN/m}^2$ e $0,70 \text{ kN/m}^2$.

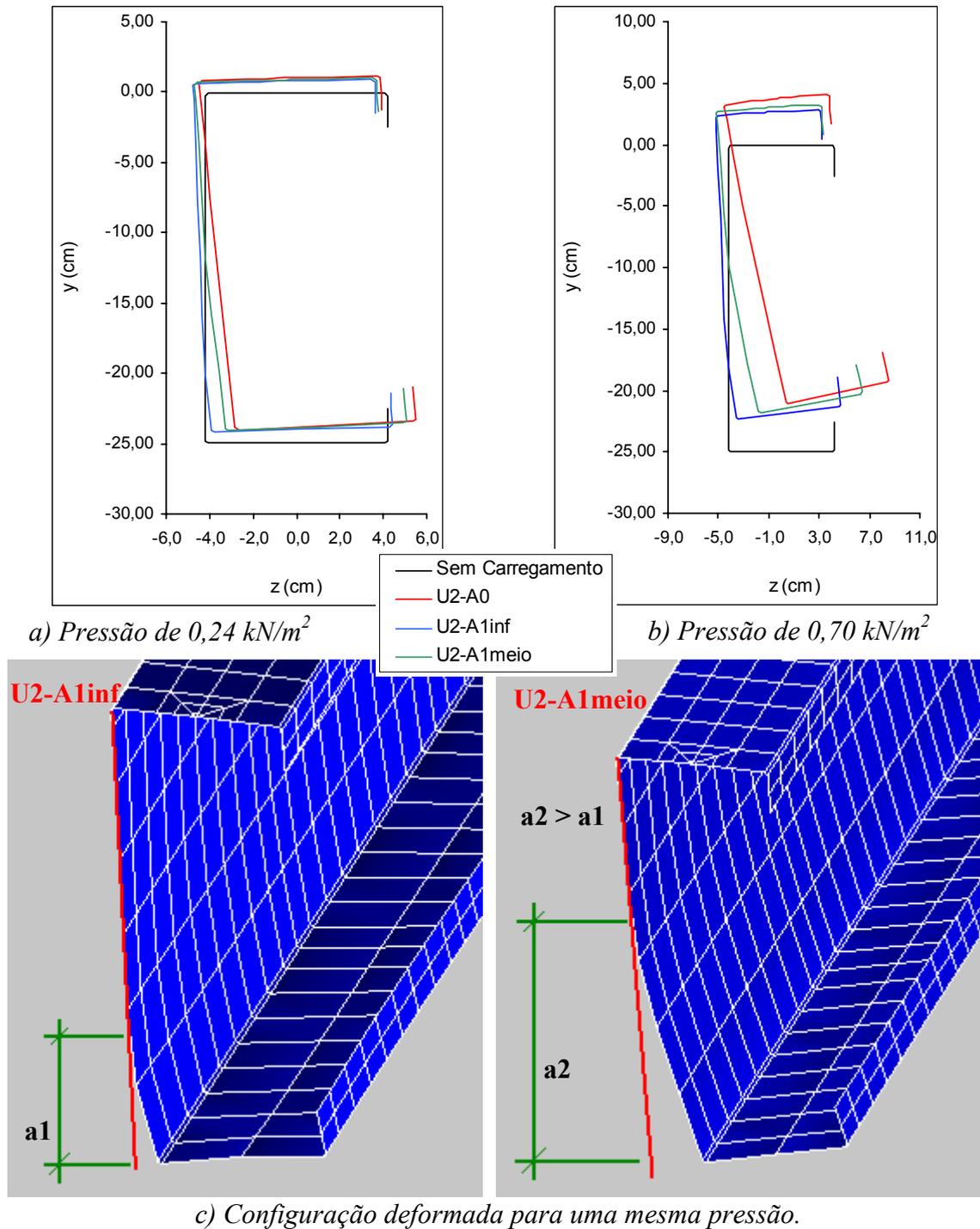


Figura 4.17 – Configurações deformadas da seção dos modelos U2-A0, U2-A1meio e U2-A1inf.

Nota-se pela figura 4.17 que além de atenuar a rotação da seção transversal, o posicionamento do tirante na parte inferior da alma, também diminui os efeitos provenientes da distorção lateral, demonstrando-se assim, a importância de posicionar os tirantes no terço inferior da alma, caso haja predominância de vento de sucção na estrutura (carregamento ascensional).

Analisando os modos de falha caracterizados pela perda de estabilidade, a tabela 4.6 apresenta os carregamentos e os respectivos modos de falha que se constataram nos modelos analisados neste item.

Tabela 4.6 – Modos de falha por perda de estabilidade.

Modelo	Carregamento (kN/m²)	Modo de Falha
U2-A0	0,80	Instabilidade Local da Alma
U2-A1inf	0,95	Instabilidade Local da Mesa
U2-A2inf	0,99	Instabilidade Local da Mesa
U2-A1meio	0,87	Instabilidade Local da Alma
U2-A2meio	0,94	Instabilidade Local da Alma

Da tabela 4.6 pode-se notar que nos casos em que o tirante foi posicionado no meio da largura da alma do perfil, ocorreu a instabilidade local da alma, de maneira diferente, nos casos em que o tirante foi posicionado no meio do terço inferior da alma, houve a ocorrência da instabilidade local da mesa.

Ainda com relação à tabela 4.6, pode-se afirmar que os tirantes promovem um ganho de resistência da terça, além de diminuir os deslocamentos verticais e horizontais.

É interessante relatar, que a instabilidade local foi determinada pelo auxílio de gráficos que fornecem o valor do deslocamento γ (figura 4.18) em função do carregamento.

Para exemplificar, a figura 4.18 apresenta o gráfico de γ em função da pressão, para a alma da seção transversal mais solicitada do perfil U_c 250x85x25x1,50 que faz parte do modelo U2-A0.

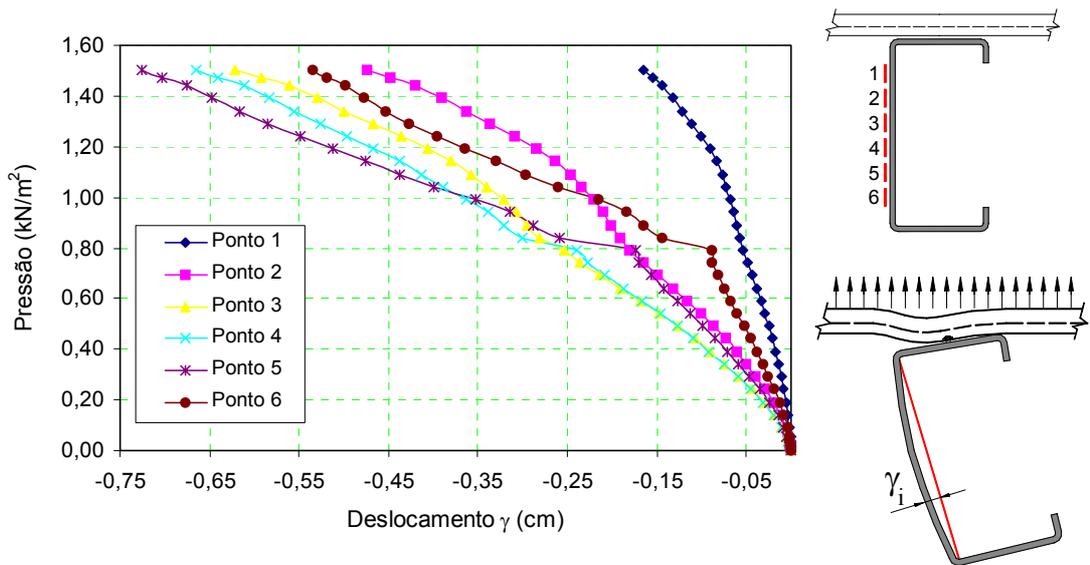
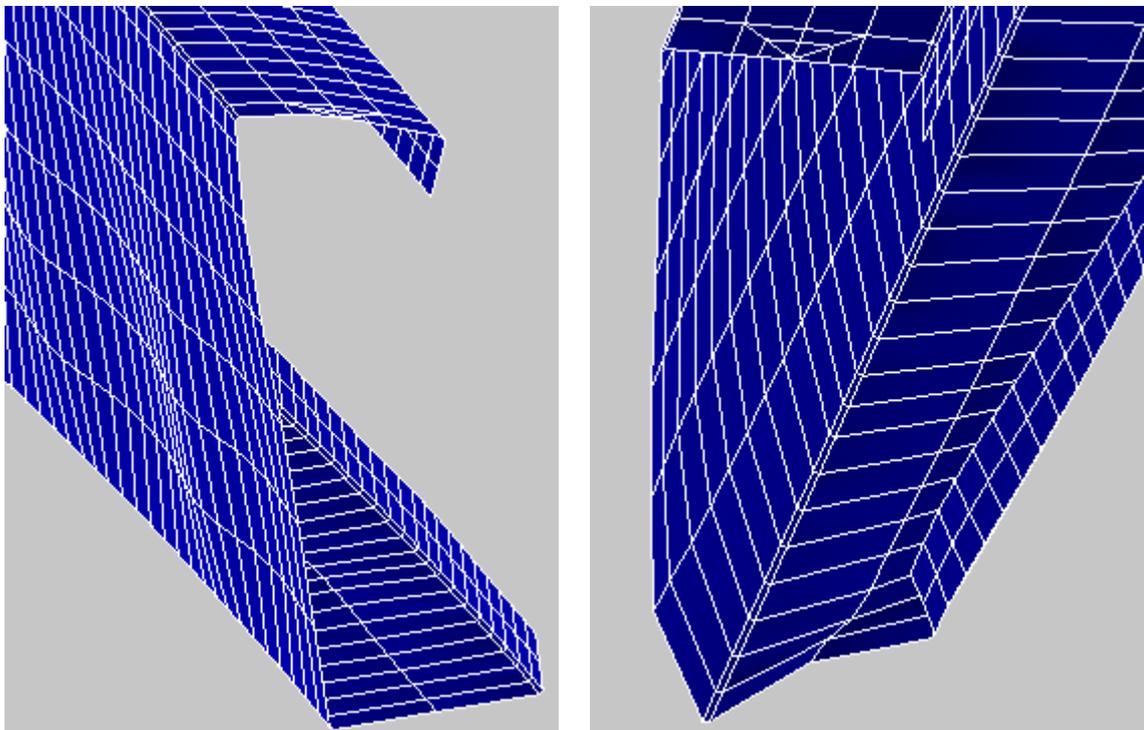


Figura 4.18 – Análise da instabilidade local da alma da terça intermediária do modelo U2-A0.

A instabilidade local da alma é constatada nas curvas 5 e 6 por meio da existência de uma mudança brusca de inclinação para o carregamento de 0,80 kN/m².

Para uma análise visual, a figura 4.19 ilustra a configuração deformada e a instabilidade local da seção a meio vão das terças que constituem os modelos U2-A0 e U2-A1inf.



a) Instabilidade Local na Alma da terça do modelo U2-A0.

b) Instabilidade Local na Mesa da terça do modelo U2-A1inf.

Figura 4.19 – Configuração deformada e a instabilidade local da seção a meio vão das terças que constituem os modelos U2-A0 e U2-A1inf.

4.3 Análise do momento resistente

Conforme já apresentado, o AISI, a partir da edição de 1991, considera a interação terça-telha determinando-se o momento resistente com base no início de escoamento da seção efetiva, multiplicado por um fator de redução, R , que varia de 0,4 a 0,7 em função do tipo da terça, altura da seção e esquema estático. A NBR 14762:2001 adota também tal procedimento, no anexo F, de caráter informativo.

A partir da edição de 2001, o AISI estabelece R igual a 0,7 para perfis com altura inferior a 165 mm, tanto para a seção U como para a seção Z. Para perfis com altura compreendida entre 216 mm e 292 mm, o fator R é 0,5 para seção Z e 0,4 para seção U. Dessa forma, a altura da seção passa a ser uma variável na determinação do fator R , evidenciando assim o efeito de distorção lateral da seção, isto é, para seções de maior altura, o fator R é menor.

Como já comentado, o fator R é empírico, definido pela razão entre o momento fletor último observado em ensaio e o momento fletor referente ao início de escoamento da seção efetiva. Pelo fato de ser um fator determinado experimentalmente, a aplicação em projeto deve ser restrita às condições de ensaio e a sua extrapolação a outras situações está sujeita a possíveis erros na avaliação do momento fletor resistente.

Para alguns casos, os resultados da análise numérica desenvolvida nesse trabalho, bem como os dos ensaios em caixa de sucção realizados por Javaroni (1999), demonstraram que não fica caracterizado um ponto onde se pode definir claramente o momento resistente da terça.

Para as terças sem linhas de corrente, foi constatado na análise numérica e na análise experimental realizada por Javaroni (1999), deslocamentos horizontal e vertical excessivos da mesa livre, provenientes dos efeitos da flexão oblíqua, torção e distorção lateral da seção. Sendo assim, este deslocamento excessivo, caracterizando em muitos casos o estado limite de utilização das terças, passa ser de fundamental importância e deve ser também limitado para o estabelecimento do momento resistente.

O deslocamento limite usualmente recomendado pelas normas para verificação do estado limite de utilização referente a deslocamentos excessivos é $L/180$ (L é o vão da terça), calculado com base nos valores nominais das ações (sem majoração). Para estabelecer o momento resistente, nesse caso referente a um estado limite último convencional, o deslocamento limite $L/180$ deve ser corrigido. Adotando $\gamma_f = 1,4$ (coeficiente de ponderação da ação do vento) e $\gamma_m = 1,1$ (coeficiente de ponderação da

resistência), o deslocamento limite corrigido resulta aproximadamente igual a $L/120$, valor esse que é adotado como referência nas análises seguintes.

Diante deste contexto, os gráficos das figuras 4.20 e 4.21 apresentam, em função da pressão e do momento fletor em relação ao eixo z , a flecha vertical da junção entre a mesa livre e o enrijecedor, para os modelos sem linhas de corrente.

Nos gráficos são identificados os valores de pressão correspondentes aos seguintes estágios:

- 1 o momento resistente, segundo o AISI (2001) – fator R ;
- 2 o início do escoamento da seção efetiva ($W_{ef}.f_y$);
- 3 algum modo de instabilidade local, constatado na análise numérica;
- 4 o início de plastificação da terça, constatado na análise numérica;
- 5 o deslocamento vertical excessivo, correspondente a $L/120$;
- 6 o carregamento máximo, segundo o Eurocódigo 3 – parte 1.3 (1996).

Com relação ao carregamento máximo determinado segundo o Eurocódigo 3 – parte 1.3 (1996), é importante relatar que adotou-se o procedimento de cálculo proposto pela NBR 14762:2001 para determinar a seção efetiva do perfil. Além disso, no cálculo do momento de inércia da seção idealizada (mesa livre mais $1/6$ da altura da alma, conforme figura 2.17) adotou-se o eixo de referência paralelo à alma da seção e passando pelo centróide da mesa livre, como é indicado nos trabalhos de Peköz e Soroushian (1982), Tomà e Wittemann (1994) e Javaroni (1999).

Sendo assim, a figura 4.20 apresenta a análise do estado limite último para o modelo U1-B0 (U_e 150x60x20x2,65 – sem correntes).

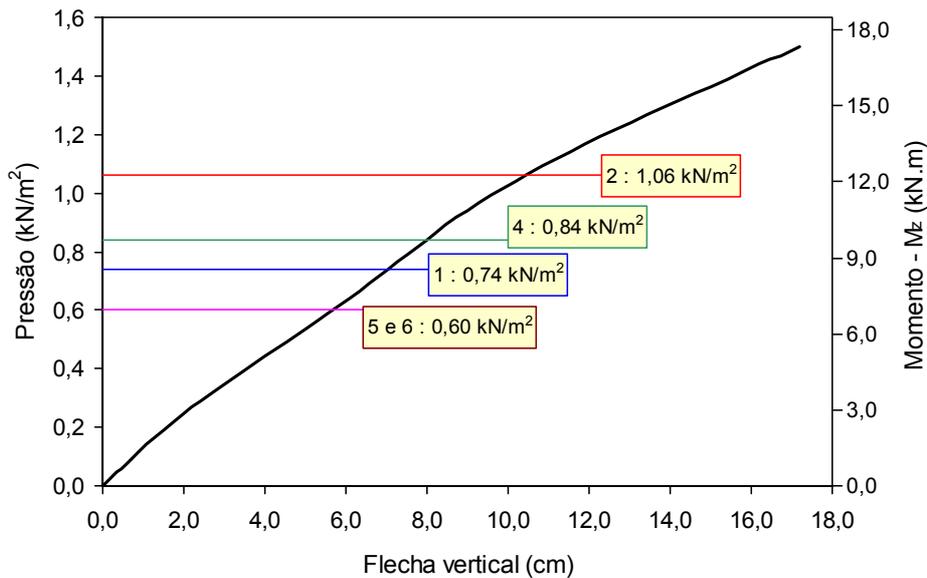


Figura 4.20 – Análise do estado limite último em função da pressão aplicada e do momento fletor em relação ao eixo z (M_z), para o modelo U1-B0.

Nota-se pela figura 4.20 que não ocorreram instabilidades locais na terça do modelo U1-B0, para o carregamento analisado. Neste caso, tendo como carregamento máximo o valor que proporciona uma flecha de $L/120$, pode-se concluir que o momento resistente segundo o AISI (2001) está associado a deslocamentos muito elevados (em torno de $L/96$), que em estado de serviço corresponderia à aproximadamente $L/148$.

A figura 4.21 apresenta a análise do estado limite último para o modelo U2-A0 (U_e 250x85x25x1,50 – sem correntes).

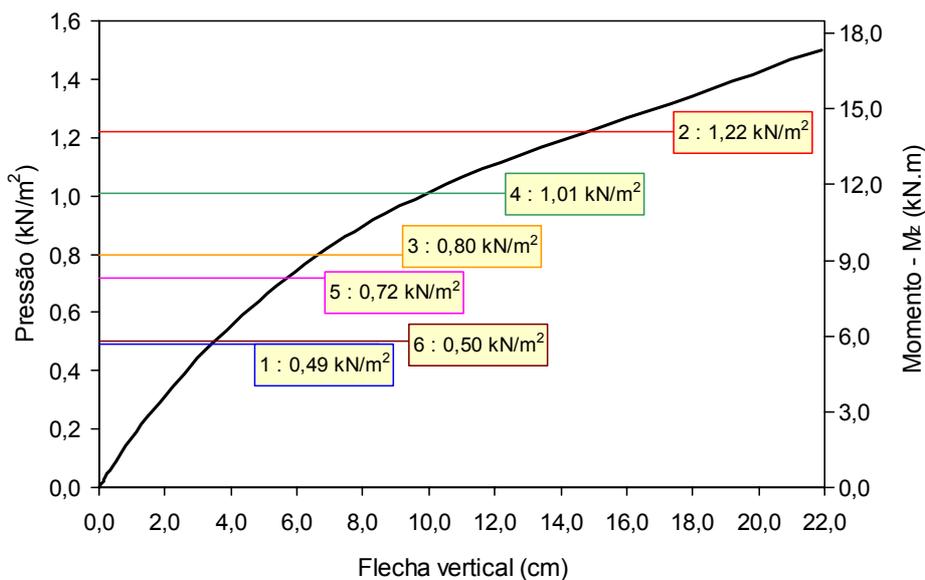


Figura 4.21 – Análise do estado limite último em função da pressão aplicada e do momento fletor em relação ao eixo z (M_z), para o modelo U2-A0.

Para o caso do modelo U2-A0, constata-se na figura 4.21 que tanto o momento resistente proposto pelo AISI (2001), como o do Eurocódigo 3 – parte 1.3 (1996) resultaram conservadores, ou seja, os valores determinados pelas normas são em torno de 17% inferiores ao carregamento que ocasiona a flecha de $L/120$ e 38% inferiores ao carregamento que proporciona a instabilidade local da alma do perfil.

Recapitulando, vale relatar que Tomà e Wittermann (1994) constataram, para terças sem linhas de corrente, que os momentos resultantes calculados pelo Eurocódigo 3 – parte 1.3 (1996) são em torno de 36% inferiores aos valores de ensaios obtidos em caixa de sucção.

De modo similar, a tabela 4.7 apresenta para os modelos com linhas de corrente as respectivas pressões em que foram caracterizados (i) o deslocamento vertical excessivo, correspondente a $L/120$, (ii) algum modo de instabilidade local, constatado na análise numérica, (iii) o início da plastificação, constatado na análise numérica e (iv) o carregamento máximo, segundo o Eurocódigo 3 – parte 1.3 (1996).

Vale mencionar, que o momento resistente com base no fator R do AISI (2001) não está sendo considerado, pois não se aplica para os casos com linhas de corrente.

Tabela 4.7 – Valores de pressão (kN/m^2) onde fica caracterizado o estado limite último para os modelos com linhas de corrente.

Modo Modelo	(a) Flecha $L/120$	(b) Instabilidade local	(c) Início de Plastificação	(d) EC 3 (1996)	(e) Mínimo $a, b, e c$	$\frac{M_R}{W_{ef} \cdot f_y}$	$\frac{(d)}{(e)}$
U2-A1inf	0,99	0,95	1,04	0,85	0,95 (b)	0,78	0,89
U2-A2inf	1,18	0,99	1,14	1,07	0,99 (b)	0,81	1,08
U2-A1meio	0,82	0,87	1,02	0,85	0,82 (a)	0,67	1,04
U2-A2meio	0,89	0,94	1,05	1,07	0,89 (a)	0,73	1,20

Notas:
 EC 3 (1996) : Eurocódigo 3 – parte 1.3 (1996);

$$M_R = \frac{p \cdot 2 \cdot 6,80^2}{8}$$
, onde:
 M_R : momento fletor resistente obtido por meio da análise numérica;
 p : carregamento de falha (kN/m^2) constatado na análise numérica (coluna e , que é a pressão mínima entre os valores apresentados nas colunas a, b e c);
 W_{ef} : módulo de resistência elástico da seção efetiva, conforme procedimento de cálculo da NBR 14762:2001 ($W_{ef} = 41,04 \text{ cm}^3$);
 f_y : resistência ao escoamento do material que constitui o perfil ($f_y = 34,3 \text{ kN/cm}^2$).

Analisando os resultados obtidos na análise numérica, nota-se pela tabela 4.7 que os modelos com linhas de corrente, localizadas no meio da largura da alma (em $b_w/2$),

apresentaram deslocamento vertical excessivo (flecha convencional de $L/120$) como modo de falha convencional. De modo antagônico, os modelos com linhas de corrente localizadas próximas da mesa livre (em $b_w/6$), apresentaram instabilidade local como modo de falha.

Na tabela 4.7, pode-se verificar, para os casos em que as linhas de corrente foram posicionadas próximas da mesa livre (em $b_w/6$), que o momento fletor resistente (M_R) é em torno de 80% do momento fletor que causa o escoamento inicial da seção efetiva ($W_{ef} \cdot f_y$). Entretanto, para os casos em que as linhas de corrente foram posicionadas no meio da largura da alma, esta razão ($M_R / W_{ef} \cdot f_y$) diminuiu para aproximadamente 65%.

Ainda com relação à tabela 4.7, observa-se para os casos com linhas de corrente, que a razão média entre o carregamento de falha calculado pelo Eurocódigo 3 – parte 1.3 (1996) e o carregamento de falha constatado na análise numérica é em torno de 1,05.

Por fim, pode-se afirmar a importância e a eficiência da modelagem numérica proposta neste trabalho, pois é uma ferramenta que pode auxiliar a edição de procedimentos de dimensionamento mais próximos do efetivo comportamento do sistema terça-telha.

5 CONCLUSÕES

Neste último capítulo, são apresentadas as conclusões da presente dissertação de mestrado e também algumas discussões pertinentes aos temas abordados. São feitas ainda sugestões para a continuação da pesquisa buscando-se com isso mostrar que o presente trabalho pode servir de base para outras pesquisas relacionadas à análise do comportamento estrutural do conjunto terça-telha.

5.1 Aspectos gerais sobre o desenvolvimento do trabalho

Ao longo do desenvolvimento deste trabalho buscou-se atingir os objetivos inicialmente propostos, os quais consistiram na análise de modelos numéricos, via elementos finitos, que pudessem representar, satisfatoriamente, o comportamento estrutural de terças em perfis de aço formados a frio considerando o comportamento conjunto terça-telha.

Para atender a essa finalidade o trabalho foi dividido em três etapas, onde inicialmente realizou-se uma revisão bibliográfica sobre o comportamento estrutural de terças conectadas em telhas, posteriormente elaborou-se a metodologia e avaliação da modelagem numérica e finalmente realizou-se um estudo numérico da influência da rigidez do sistema composto pela terça e telha, do tipo de seção transversal da terça (perfil U_e e Z_{90}) e da quantidade e posição dos tirantes de travamento lateral.

De um modo geral, o comportamento dos perfis conectados à telha está relacionado ao efeito diafragma do painel, envolvendo deslocamento lateral associado à torção e à distorção lateral do perfil.

Neste sentido, a análise estrutural do sistema terça-telha pode ter duas abordagens diferentes com relação à configuração deslocada da terça, um modelo em que a geometria inicial da seção do perfil permanece constante, ocorrendo apenas a flexão e a

torção (Teoria da Flexo-Torção), e outro, mais realista nos casos de seção delgada, em que ocorre a distorção lateral da seção, além da flexão e da torção.

Nota-se que o uso da Teoria da Flexo-Torção na análise do sistema terça-telha pode resultar em um trabalho árduo, uma vez que é necessário conhecer o momento de torção distribuído em cada estágio do carregamento e esse momento depender do grau de interação entre o painel de telha e o perfil.

Neste sentido, recentemente Ye et al. (2004) apresentaram um modelo analítico, para tensões de pré-flambagem, em que a simulação do comportamento estrutural tem por base a adoção de uma mola de translação e de uma de rotação que representam por relações matemáticas a rigidez proveniente da telha conectada. Entretanto, uma das dificuldades é avaliar os valores das constantes de rigidez das molas, pois essas não possuem um comportamento linear ao longo do carregamento.

Diante da complexidade em se utilizar a Teoria da Flexo-Torção em barra fixada a painel, Peköz e Soroushian (1982) propuseram uma formulação para o comportamento estrutural de terças continuamente conectadas às telhas pela mesa tracionada. Para tanto, a rigidez à rotação é simulada por uma mola linear elástica de translação posicionada na junção da alma com a mesa comprimida de uma seção idealizada do perfil.

Sendo reconhecidas a complexidade e as limitações dos modelos matemáticos e empíricos utilizados para o dimensionamento de barras associadas às telhas, diversos trabalhos estão sendo desenvolvidos empregando métodos de análise numérica, utilizando ferramentas como a Teoria Generalizada de Vigas (GBT), o Método das Faixas Finitas (MFF) e o Método dos Elementos Finitos (MEF).

Tanto no trabalho de Jiang e Davies (1997) como o de Ye et al. (2002), que utilizam a GBT e o MFF, respectivamente, para analisar o comportamento estrutural do conjunto terça-telha, têm por base a adoção de valores de rigidez à translação e à rotação na mesa superior da terça, para simular os efeitos provenientes da telha.

Para evitar o inconveniente de ser necessário conhecer os valores das rigidezes provenientes da telha conectada à terça, o trabalho de Lucas et al. (1997) apresenta um estudo numérico, via Método dos Elementos Finitos (MEF), do sistema terça-telha sob a ação de sucção. Por meio de elementos de casca o modelo dos autores incorpora a telha e a terça, simulando a interação física dos dois componentes sem a necessidade de conhecer os valores da rigidez à translação e da rigidez à rotação que o painel impõe ao perfil. Contudo, os autores não adotaram parafusos auto-atarraxantes e negligenciaram o

fato de existir uma separação em uma das extremidades do contato entre a mesa superior da terça e a telha (rever a figura 2.31).

Diante das limitações dos modelos numéricos encontrados na literatura, pode-se afirmar que o avanço no âmbito da análise do sistema terça-telha proporcionado pelo presente trabalho, está no fato desse utilizar uma metodologia de modelagem numérica, via MEF, que aborda o comportamento estrutural das terças associadas às telhas por meio de parafusos auto-atarraxantes e utiliza um algoritmo de contato, entre terça e telha, que permite a separação desses elementos caso houver necessidade no decorrer do carregamento.

Além do fato do modelo numérico apresentar uma boa correlação com os resultados experimentais, é interessante mencionar que a sua aplicação permite uma análise de forma mais completa do sistema terça-telha e a obtenção de resultados de deformações e deslocamentos que na maioria dos casos não são percebidos com precisão nos atuais modelos numéricos existentes na literatura.

Neste sentido, o próximo item apresenta as principais conclusões obtidas pelo uso da modelagem proposta.

5.2 Conclusões relacionadas com as aplicações

- Análise da influência do tipo da seção transversal do perfil

i) Com base nas dimensões e tipos de seções analisadas, constatou-se que para perfis U_e 150x60x20x2,65, a tensão normal longitudinal máxima é de tração e ocorre na junção da mesa conectada com o enrijecedor de borda. Entretanto, aumentando-se a altura da alma, ou seja, para perfil o U_e 250x85x25x2,65, a tensão normal máxima é de compressão e ocorre na junção da mesa livre com a alma. Todavia, vale ressaltar que tanto o perfil Z_{90} 150x60x20x2,65 como o Z_{90} 250x85x25x2,65 apresentaram a tensão de compressão, que ocorreu na junção da mesa livre com a alma, como máxima.

Diante dessa análise, não se pode deixar de mencionar que o Eurocódigo 3 - parte 1.3 (1996), traz um procedimento de cálculo para a verificação do sistema terça-telha fundamentado no modelo de Peköz e Soroushian (1982), que pelo fato de utilizar uma seção idealizada formada pelo enrijecedor, mesa e uma parcela da alma comprimida, faz com que a formulação analítica do modelo permita determinar apenas a tensão máxima de compressão que ocorre na junção da mesa comprimida com a alma.

Entretanto, para os casos em que se constatou a tensão de tração superior a de compressão, é importante relatar que o valor da diferença, em módulo, dessas tensões não inviabiliza o modelo.

ii) Os perfis U_e 150x60x20x2,65 e Z_{90} 150x60x20x2,65 apresentaram valores praticamente coincidentes de deslocamentos. Por outro lado, observou-se que o perfil Z_{90} 250x85x25x2,65 apresentou menor deslocamento que o perfil U_e 250x85x25x2,65 quando submetido ao mesmo carregamento de sucção na telha.

O principal motivo desta diferença é devido ao fato da configuração deformada da seção Z_{90} ser caracterizada inicialmente pela predominância dos efeitos do momento de torção (1º estágio) e, posteriormente, pelos efeitos da flexão oblíqua e do fluxo das tensões de cisalhamento (2º estágio).

Constatou-se que a principal consequência do aumento do deslocamento horizontal da seção Z_{90} é proveniente dos efeitos do 2º estágio.

Sendo assim, com o aumento da altura da seção Z_{90} , elevam-se os efeitos do 1º estágio e diminui os do 2º estágio e, conseqüentemente, diminui o deslocamento horizontal e vertical.

iii) Constatou-se que a parcela comprimida da alma do perfil U_e 250x85x25x2,65 é em torno de 40% mais solicitada que a parcela comprimida da alma do perfil Z_{90} 250x85x25x2,65. Por outro lado, notou-se para os perfis U_e 150x60x20x2,65 e Z_{90} 150x60x20x2,65 uma diferença média de apenas 6% entre as tensões de compressão ao longo da largura da alma.

- Análise do comportamento estrutural das terças com a presença de tirantes (linhas de corrente)

i) As análises mostraram que a utilização e o posicionamento do tirante ao longo da largura da alma influenciaram significativamente nos valores do deslocamento vertical e horizontal da terça. Em outras palavras, as terças que possuíam tirantes na metade do terço inferior da alma apresentaram, no decorrer do carregamento, deslocamentos menores do que aquelas em que o tirante fora localizado no meio da largura da alma.

ii) As linhas de corrente também permitiram gerar um ganho de resistência da terça, representado pelo aumento de pressão última, isto é, a pressão associada a algum modo de falha.

iii) Verificou-se que o uso de um tirante na parte inferior da alma da terça é mais eficiente do que dois tirantes localizados no meio da largura da alma. Assim, pode-se afirmar que a posição do tirante ao longo da largura da alma é mais importante que a quantidade de tirantes ao longo do comprimento da terça, uma vez que os tirantes posicionados mais próximos da mesa comprimida são mais eficientes para restringir a torção e a distorção lateral da seção.

- Análise do momento resistente

Comprova-se, de maneira geral, a potencialidade da análise numérica e dos modelos como uma ferramenta eficaz, que possibilita a edição de procedimentos de dimensionamento mais próximos do efetivo comportamento do sistema terça-telha, vislumbrando sempre a viabilização de métodos que, além de práticos, possam tornar as estruturas mais seguras e econômicas.

5.3 Sugestões para trabalhos futuros

Como continuidade da linha de pesquisa são sugeridos alguns temas correlatos para o desenvolvimento de trabalhos futuros, tendo como objetivo principal o estudo de perfis formados a frio conectados em telhas, contribuindo para o uso racional desse sistema na construção metálica.

Esses temas, em linhas gerais são:

1. Análise experimental da seção tipo Z enrijecida utilizada como terça, de forma que seja possível confirmar, para carregamento de sucção, a alteração no sentido do deslocamento horizontal da mesa livre;
2. Estudo da influência da telha de aço (fixação, altura e espessura) no comportamento das terças;
3. Análise de terças sob carregamento gravitacional ou vento de sobrepressão;

Como incentivo, a figura 5.1 apresenta, para o meio do vão, uma pré-análise dos deslocamentos da terça de seção transversal U_e 250x85x25x2,65, submetida ao carregamento na forma de sobrepressão e de sucção.

Pode-se afirmar previamente, como era de se esperar, que a ação de sucção é mais crítica que a ação gravitacional ou de sobrepressão. Todavia, tanto o AISI (2001) como a NBR 14762:2001 não prescrevem fatores R para carregamento gravitacional ou de sobrepressão.

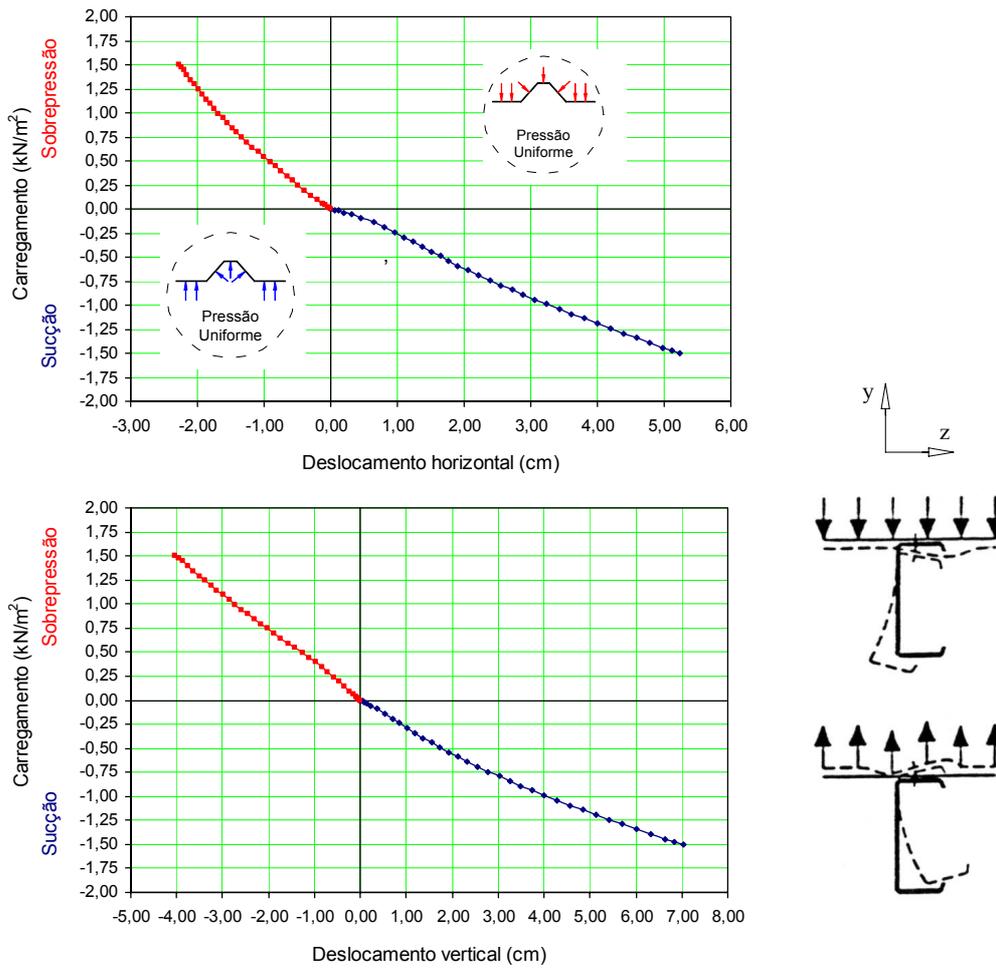
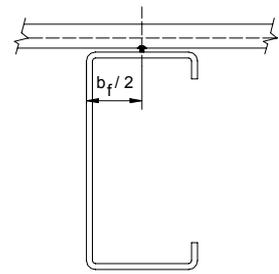
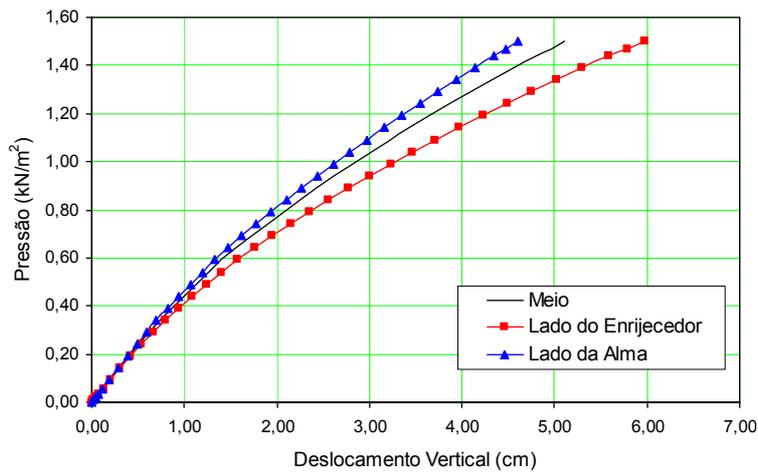


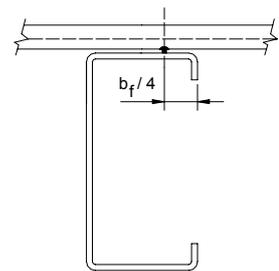
Figura 5.1 – Análise dos deslocamentos na junção da mesa livre com o enrijecedor de perfis submetidos ao carregamento na forma de sobrepressão e de sucção.

4. Estudo da influência do posicionamento do parafuso auto-atarraxante no comportamento das terças;

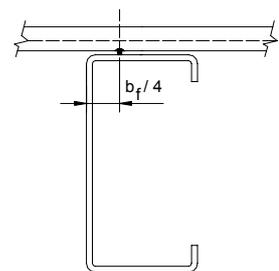
Notou-se que o posicionamento do parafuso auto-atarraxante ao longo da largura da mesa tracionada, influencia no comportamento estrutural da terça sob a ação de carregamento de sucção. Neste sentido, a figura 5.2 apresenta uma pré-análise do deslocamento vertical máximo da junção da alma com a mesa livre das terças de seções U_e 250x85x25x2,65 e Z_{90} 250x85x25x2,65.



Meio

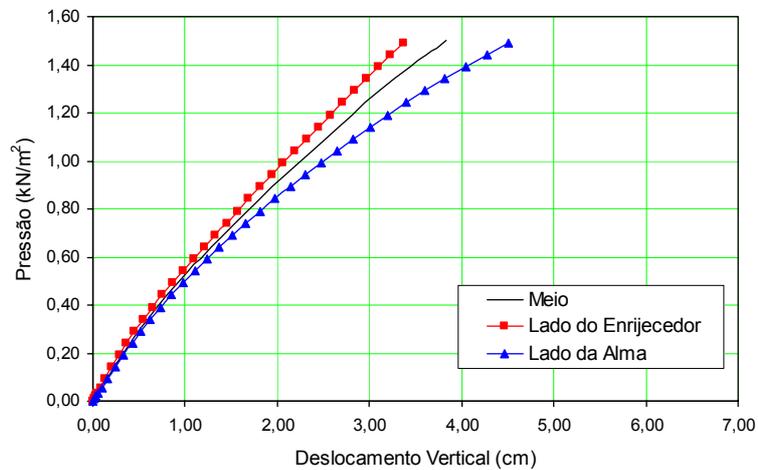


Lado do Enrijecedor



Lado da Alma

a) Perfil U_e 250x85x25x2,65



b) Perfil Z_{90} 250x85x25x2,65

Figura 5.2 – Análise da influência do posicionamento do parafuso auto-atarraxante com relação ao deslocamento vertical.

5. Análise de terças contínuas, considerando o comportamento momento-rotação da emenda, o efeito combinado de cortante e o momento fletor (figura 5.3);

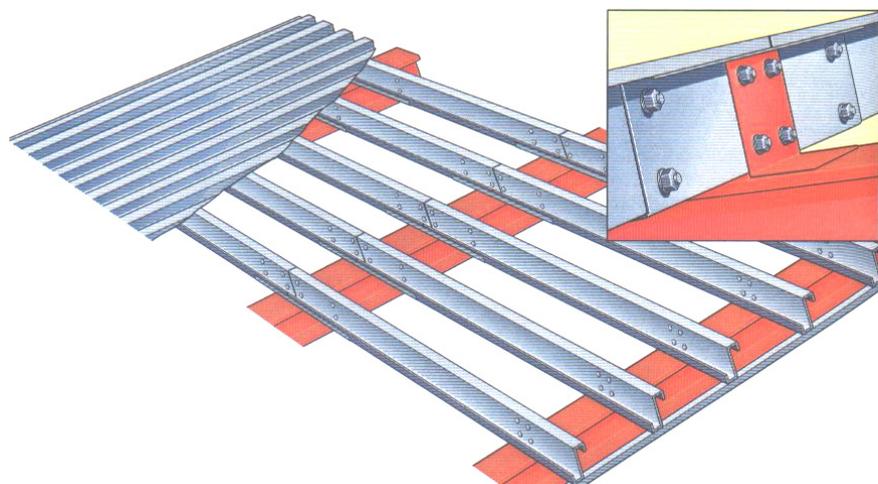


Figura 5.3 – Detalhe típico de emenda entre terças (Fonte: Catálogo técnico da METFORM).

6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE (1991). *Cold-Formed Steel Design Manual*. Washington: AISI.

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). *Structural nonlinearities: 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.

CHODRAUI, G.M.B. (2003). *Flambagem por distorção da seção transversal em perfis de aço formados a frio submetidos à compressão centrada e à flexão*. 173p. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos. 2003.

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).

GONÇALVES, R.; CAMOTIM, D. (2004). Aplicação da teoria generalizada de vigas (GBT) ao estudo da estabilidade local e global de vigas de aço enformados a frio. In: MÉTODOS COMPUTACIONAIS EM ENGENHARIA, 2004, Lisboa, Portugal. Anais...Lisboa: APMTAC e SEMNI. 1 CD-ROM.

HANCOCK, G.J.; INGS, N.L.; TRAHAIR, N.S. (1991). Design of purlins accounting for torsional restraint from screw fastened sheeting. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON STEEL AND ALUMINIUM STRUCTURES, 1991, Singapore. p.60-71.

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.

JIANG, C.; DAVIES, J.M. (1997). Design of thin-walled purlins for distortional buckling. *Thin Walled Structures*. v.29, n.1-4, p.189-202.

KEMP, L.; DUNAISKI, P.E.; BIRD, W.W. (1995). Structural behaviour of cold-formed profiles with emphasis on the zeta-profile. *Journal of Structural Engineering*, v.34, p. 207-224.

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. (1997). Modelling of cold-formed purlin-sheeting systems – part 1: full model. *Thin Walled Structures*. v.27, n.3, p.223-243.

MORI, D.D. (1997). *Flexo-torção: barras com seção transversal aberta e paredes delgadas*. São Carlos: EESC-USP.

NAGAHAMA, K.J. (2003). *Análise de estabilidade local em perfis de seção aberta em aço e em resina reforçada com fibra de vidro*. 160p. Tese (Doutorado) – Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro. 2003.

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.

PÉREZ, S.V.S. (2003). *Análise experimental da instabilidade distorcional em perfis de paredes finas e seção aberta, sob força de compressão excêntrica*. 152p. Tese (Doutorado) – Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro. 2003.

ROUSCH, C.J.; HANCOCK, G.J. (1997). Comparison of tests of bridged and unbridged purlins with a non-linear analysis model. *Journal of Structural Engineering*, v.41, n.2/3, p.197-220.

SHAFER, B.W. (2001). Finite Strip Analysis of Thin-walled Members. In: CUFSM: Cornell University – Finite Strip Method.

TIMOSHENKO, S.P.; GERE, J.M. (1961). *Theory of elastic stability*. 2.ed. New York: McGraw-Hill.

TOMÀ, T.; WITTEMANN, K. (1994). Design of cold-formed purlins and rails restrained by sheeting. *Journal of Structural Engineering*, v.31, p.149-168.

VLASOV, V.Z. (1961). *Thin-walled elastic beams*. Trad. Y. Schechtman (Israel Program for Scientific Translation, Jerusalem). 2.ed. Washington: Published for the National Science Foundation.

YE, Z.; KETTLE, R.J.; LI, L.; SHAFER, 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. (2004). Analysis of cold-formed zed-purlins partially restrained by steel sheeting. *Computers & Structures*. v.82, p.731-739.

YU, W.W. (2000). *Cold formed steel design*. New York: John Wiley & Sons.