

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE ESTRUTURAS

JULIANA MARIA MAZZETI SILVA

**Terças de aço em perfis formados a frio com alma
enrijecida: ênfase na força cortante e na interação
momento fletor - força cortante**

São Carlos

2018

JULIANA MARIA MAZZETI SILVA

**Terças de aço em perfis formados a frio com alma
enrijecida: ênfase na força cortante e na interação
momento fletor - força cortante**

VERSÃO CORRIGIDA

A versão original encontra-se na Escola de Engenharia de São Carlos

Dissertação apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, como parte dos requisitos necessários para obtenção do título de Mestre em Ciências.

Área de concentração: Engenharia Civil (Estruturas)

Orientador: Prof. Tit. Maximiliano Malite

São Carlos

2018

AUTORIZO A REPRODUÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO,
POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS DE
ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

S581t Silva, Juliana Maria Mazzeti
Terças de aço em perfis formados a frio com alma
enrijecida: ênfase na força cortante e na interação
momento fletor - força cortante / Juliana Maria Mazzeti
Silva; orientador Maximiliano Malite. São Carlos, 2018.

Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-Graduação
em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas) e Área de
Concentração em Estruturas -- Escola de Engenharia de
São Carlos da Universidade de São Paulo, 2018.

1. Estruturas metálicas. 2. Perfis formados a frio.
3. Terças com alma enrijecida. 4. Força cortante. 5.
Interação momento fletor - força cortante. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidata: Engenheira **JULIANA MARIA MAZZETI SILVA**.

Título da dissertação: "Terças de aço em perfis formados a frio com alma enrijecida: ênfase na força cortante e na interação momento fletor-força cortante".

Data da defesa: 25/04/2018.

Comissão Julgadora:

Resultado:

Prof. Titular **Maximiliano Malite (Orientador)**
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

APROVADA

Prof. Dr. **Wanderson Fernando Maia**
(Universidade Federal de São Carlos/UFSCar)

APROVADA

Prof. Dr. **Luiz Carlos Marcos Vieira Junior**
(Universidade Estadual de Campinas/UNICAMP)

APROVADA

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil
(Engenharia de Estruturas):

Prof. Titular **Humberto Breves Coda**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:

Prof. Associado **Luís Fernando Costa Alberto**

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais, Luiz e Marina, pela imensurável dedicação à minha formação acadêmica e moral, e por sempre me mostrarem o caminho certo.

Aos meus irmãos, Júlio e Ana Lia, por serem meus exemplos e meus companheiros.

Ao meu namorado, André, pelo amor, cumplicidade e, principalmente, pelo esforço constante em tornar os meus dias mais leves e felizes.

À toda a minha família: avós, tios, primos e sobrinhos, que são a minha maior fonte de inspiração e orgulho. Em especial ao meu avô Victor, que, mesmo não estando mais nesse mundo, nunca deixou de fazer parte da minha vida e de unir a nossa família.

Ao professor Maximiliano Malite, pela disponibilidade, dedicação, confiança e valiosa orientação desde a iniciação científica.

Aos professores, funcionários e colegas do Departamento de Engenharia de Estruturas, pelos ensinamentos e pelo constante suporte, sempre muito eficiente.

À toda a equipe do Laboratório de Estruturas: Amaury, Fabiano, Jorge, Mauri, Romeu e Varela, sem os quais este trabalho certamente não seria possível.

À empresa Modular Sistema Construtivo, pela parceria nesta pesquisa e fornecimento de todos os protótipos utilizados na análise experimental.

À Escola de Engenharia de São Carlos, por todas as oportunidades, experiências e crescimento proporcionado.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – CAPES, pela bolsa de mestrado concedida.

*“E há que se cuidar do broto
Pra que a vida nos dê flor e fruto”*

Milton Nascimento

RESUMO

SILVA, J. M. M. **Terças de aço em perfis formados a frio com alma enrijecida: ênfase na força cortante e na interação momento fletor - força cortante.** 2018. 146 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil (Estruturas)) – Departamento de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. São Carlos, 2018.

A utilização de aços de alta resistência em terças formadas a frio faz com que as espessuras sejam cada vez mais reduzidas e, como consequência, os fenômenos de instabilidade mais pronunciados. Para melhorar a eficiência estrutural, enrijecedores longitudinais podem ser inseridos na alma, aumentando a resistência em relação ao modo de instabilidade local. Ainda que a utilização de seções com alma enrijecida seja uma prática comum, os procedimentos adequados para seu dimensionamento são pouco abordados na literatura. O objetivo deste trabalho foi estudar o comportamento estrutural de terças formadas a frio de seção transversal ZAE, com enrijecedores de borda a 90° e dois enrijecedores longitudinais na alma. Para tanto, foram realizadas análises teórica e experimental de um conjunto formado por terças com alma enrijecida ZAE e suas equivalentes de alma plana, as seções Z com enrijecedores de borda a 90°. Apesar de ter sido dada ênfase às solicitações por força cortante e por combinação de momento fletor e força cortante, foram realizados ensaios complementares para avaliar a predominância de momento fletor. As alterações nos esforços críticos elásticos devido à presença dos enrijecedores foram analisadas teoricamente, e os dados experimentais e numéricos foram utilizados para prever a interação. Os resultados teóricos indicaram que os enrijecedores longitudinais têm pequena influência nos modos de instabilidade distorcional e global, porém grande influência no modo local, promovendo um aumento significativo das tensões críticas em relação às seções correspondentes de alma plana. Já os resultados experimentais mostraram que a capacidade resistente das seções Z foi superior a das seções ZAE, devido principalmente à mobilização do campo de tração e à maior restrição rotacional da mesa conferida pela ligação. Os protótipos sem restrição à distorção apresentaram falha prematura, ocasionada pela rotação da mesa na região dos apoios. Considerando os protótipos com restrição à distorção, os resultados atenderam às curvas de interação circular e trilinear. Concluiu-se que o projeto de terças com alma enrijecida pode ser realizado utilizando a expressão de interação trilinear e o momento fletor resistente do modo distorcional.

Palavras-chave: Estruturas metálicas. Perfis formados a frio. Terças com alma enrijecida. Força cortante. Interação momento fletor - força cortante.

ABSTRACT

SILVA, J. M. M. **Cold-formed steel purlins with stiffened web: emphasis on shear and combined bending and shear**. 2018. 146 p. Dissertation (M. Sc. in Civil Engineering (Structures)) – Department of Structural Engineering, School of Engineering of São Carlos, University of São Paulo. São Carlos, 2018.

The use of high strength steel in cold-formed purlins leads to a reduction in thickness and, as a consequence, the instability becomes more significant. In order to improve the structural efficiency of the sections, longitudinal stiffeners can be inserted into the web, increasing the strength in relation to local buckling. Although the use of sections with stiffened web is a common practice, the appropriate procedures for design are rarely discussed in scientific literature. The purpose of this work was to study the structural behavior of cold-formed steel purlins ZAE-sections, with 90° lips and two longitudinal stiffeners in the web. Therefore, theoretical and experimental analyses were performed, involving a set of purlins with stiffened web ZAE-sections and their equivalent plain web, the Z-sections with 90° lips. Although emphasis was given in shear and combined bending and shear, additional experimental tests were performed to evaluate the predominance of bending. Changes in critical elastic buckling stresses due to longitudinal stiffeners were evaluated and experimental and numerical data were used to predict the interaction. Theoretical results indicated that longitudinal stiffeners of the ZAE-sections have little influence on distortional and global buckling. However, it has a great influence on local buckling, promoting a significant increase of the critical stresses in relation to the Z-sections. Experimental results showed that the ultimate strength of the Z-sections was higher than ZAE-sections, mainly due to the development of tension field action and the rotational restraint of the web conferred by the connection. The prototypes without distortion restraint presented premature failure, caused by rotation of the web in the region of the supports. Considering the distortion-constrained prototypes, the results satisfied the “circular” and “trilinear” interaction curves. It was concluded that design of purlins with stiffened web can be performed using the “trilinear” interaction expression and the distortional buckling moment capacity.

Keywords: Steel structures. Cold-formed steel members. Purlins with stiffened web. Shear. Combined bending and shear.

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	15
1.1 OBJETIVOS	17
1.2 JUSTIFICATIVA.....	18
1.3 METODOLOGIA	20
1.4 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO	21
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	23
2.1 COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DAS TERÇAS	23
2.1.1 Momento fletor.....	24
2.1.2 Força cortante.....	28
2.1.3 Interação momento fletor - força cortante.....	36
2.2 TERÇAS COM ALMA ENRIJECIDA	42
2.3 INFLUÊNCIA DO CAMPO DE TRAÇÃO	50
2.4 MÉTODO DA RESISTÊNCIA DIRETA.....	52
3 ANÁLISE TEÓRICA	59
3.1 AVALIAÇÃO DO MOMENTO FLETOR	59
3.2 AVALIAÇÃO DA FORÇA CORTANTE.....	59
3.2.1 Geometria.....	60
3.2.2 Vinculação.....	61
3.2.3 Carregamento	63
3.2.4 Análise de estabilidade.....	67
4 ANÁLISE EXPERIMENTAL	69
4.1 CONCEPÇÃO DOS ENSAIOS.....	69
4.2 PROTÓTIPOS.....	71
4.3 MATERIAIS	75
4.4 INSTRUMENTAÇÃO.....	76
4.5 MONTAGEM E PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	77
5 RESULTADOS DAS ANÁLISES TEÓRICA E EXPERIMENTAL	83
5.1 RESULTADOS TEÓRICOS	83
5.1.1 Momento fletor.....	83
5.1.2 Força cortante.....	88
5.2 RESULTADOS EXPERIMENTAIS	99

5.3 RESULTADOS PARA A INTERAÇÃO MOMENTO FLETOR - FORÇA CORTANTE	106
6 CONCLUSÕES	117
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	119
APÊNDICE A – DIMENSÕES E DETALHES DAS SEÇÕES Z E ZAE	123
APÊNDICE B – DETALHAMENTO DOS PROTÓTIPOS.....	127
APÊNDICE C – CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL	145

1 INTRODUÇÃO

Leveza, versatilidade e economia são características dos perfis de aço formados a frio que têm proporcionado sua crescente utilização na construção metálica. Também conhecidos como perfis leves, são amplamente empregados na engenharia civil como uma alternativa aos tradicionais perfis laminados e soldados, sendo utilizados majoritariamente em sistemas de cobertura e fechamento lateral, sistemas construtivos (*light steel framing*) e estruturas treliçadas.

Os perfis formados a frio são obtidos através do dobramento mecânico de chapas finas à temperatura ambiente, em processos de conformação a frio que utilizam matrizes rotativas ou prensas dobradeiras. Uma vez que a espessura das chapas é reduzida, o ganho de inércia se dá através da forma da seção transversal, o que justifica a leveza atribuída a estes perfis.

Como vantagens, os perfis formados a frio proporcionam grande eficiência estrutural, devido à elevada relação inércia/peso e à gama de possibilidades de geometrias, já que o dobramento de chapas permite a obtenção de seções transversais com as mais variadas formas. Além disso, esses perfis também apresentam como atrativos a facilidade de fabricação, transporte e montagem e o baixo custo de armazenamento.

Apesar de todas as vantagens supracitadas serem decorrentes das baixas espessuras dos perfis formados a frio, a utilização de chapas finas resulta em elevada esbelteza, o que faz com que esses perfis sejam mais propensos aos fenômenos de instabilidade. Com os avanços nos processos de fabricação e o desenvolvimento de aços de maior resistência mecânica, com tensões de escoamento que podem superar 550 MPa (PHAM; BRUNEAU; HANCOCK, 2015), as espessuras das chapas utilizadas são cada vez mais reduzidas e, como consequência, os fenômenos de instabilidade são mais pronunciados.

Uma das aplicações mais comuns dos perfis formados a frio é nos sistemas de cobertura e fechamento lateral, onde são empregados na forma de terças e longarinas. As terças são as barras que servem de apoio para as telhas da cobertura, descarregando nas treliças ou traves principais. As longarinas, por sua vez, são as barras que suportam as telhas do fechamento lateral e transmitem as ações diretamente para os pilares.

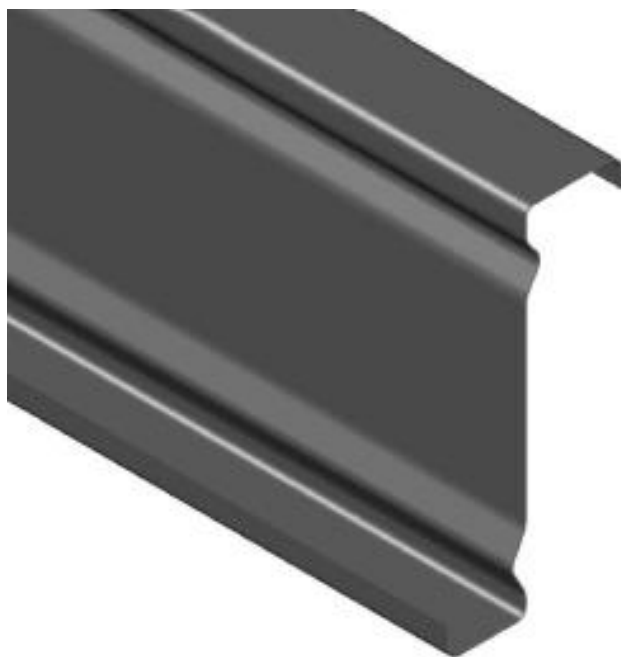
Em terças e longarinas, as seções transversais U e Z são as mais comumente utilizadas no Brasil e no mundo. Dentre estas, a seção Z se destaca, pois a possibilidade de sobreposição de barras com a adoção de mesas de larguras ligeiramente diferentes proporciona continuidade e espessura dupla nas regiões dos apoios, assegurando desempenho satisfatório e economia no dimensionamento (PHAM; DAVIS; EMMETT, 2014).

Os sistemas estruturais contínuos são os mais empregados, uma vez que permitem uma melhor distribuição dos esforços, bem como redução de deslocamentos, recaindo em espessuras menores no dimensionamento dos perfis. Entretanto, as terças contínuas apresentam como inconveniente os elevados valores de momento fletor e de força cortante que ocorrem simultaneamente na região dos apoios internos. Tal combinação de esforços, associada às espessuras reduzidas, pode provocar a falha, sobretudo por instabilidade.

Para aumentar a eficiência estrutural de terças de aço formadas a frio, alguns perfis desenvolvidos recentemente apresentam geometria complexa, com enrijecedores de borda e enrijecedores longitudinais intermediários. Os enrijecedores longitudinais são inseridos na alma, que constitui o elemento mais esbelto da seção transversal, melhorando seu desempenho principalmente em relação à instabilidade local causada por momento fletor e/ou força cortante.

A Figura 1.1 traz o exemplo de uma seção transversal Z com a alma enrijecida por meio de dois enrijecedores longitudinais, denominada ZAE, desenvolvida no Brasil pela empresa *Modular Sistema Construtivo* para utilização em sistemas de fechamento (terças e longarinas). Os enrijecedores longitudinais foram concebidos para aumentar a rigidez da alma, tornando-a mais eficaz em termos de instabilidade local e com a preocupação de manter a facilidade de encaixe de barras sobrepostas.

Figura 1.1 – Terça com alma enrijecida ZAE



A utilização de seções com enrijecedores intermediários é permitida pela norma brasileira de perfis formados a frio, a NBR 14762 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS – ABNT, 2010). Contudo, a mesma norma não indica nenhum procedimento específico para o dimensionamento destas seções.

O comportamento de uma seção submetida à ação do momento fletor é bem conhecido e, mesmo no caso de geometrias complexas, pode ser facilmente avaliado pelo Método da Resistência Direta, previsto pela NBR 14762 (ABNT, 2010). Para solicitação por força cortante, todavia, a previsão de valores realistas para o esforço resistente não é simples, sendo a maior dificuldade a avaliação da tensão crítica de instabilidade por cisalhamento, uma vez que o procedimento da NBR 14762 (ABNT, 2010) considera apenas a parte plana da alma no cálculo da resistência, ignorando a influência das mesas e o comportamento da seção transversal completa. Assim, para seções complexas como as de alma enrijecida, a determinação da tensão crítica e, conseqüentemente, da força cortante resistente, não é direta.

Neste contexto, o presente trabalho traz uma análise teórica e experimental do comportamento estrutural de terças de seção transversal ZAE, enfatizando o estudo da força cortante e da interação momento fletor - força cortante. O efeito do enrijecimento longitudinal foi avaliado comparando seções com alma enrijecida e seções de alma plana equivalente, de comportamento mais bem conhecido.

1.1 OBJETIVOS

O principal objetivo deste trabalho foi estudar o comportamento estrutural de terças de aço em perfis formados a frio de seção ZAE, com a alma enrijecida por meio de dois enrijecedores longitudinais, dando ênfase à análise da força cortante e da interação entre momento fletor e força cortante. Os objetivos específicos foram:

- Avaliar as alterações nos esforços críticos elásticos em virtude da presença dos enrijecedores longitudinais, considerando isoladamente solicitação por momento fletor e por força cortante.
- Ajustar o coeficiente de flambagem local por cisalhamento k_v para as seções estudadas.
- Obter dados numéricos e experimentais para avaliar a interação momento fletor - força cortante, utilizando o Método da Resistência Direta para o cálculo dos esforços resistentes.

1.2 JUSTIFICATIVA

A crescente demanda por estruturas cada vez mais econômicas e versáteis tem levado ao desenvolvimento de seções transversais de geometria complexa, buscando a otimização do uso do material. Paralelamente, de acordo com Pham, Bruneau e Hancock (2015), os contínuos avanços tecnológicos possibilitam a produção de aços de elevada resistência, resultando em diminuição da espessura e seções com mais dobras e enrijecedores. Neste sentido, a aplicação dos perfis formados a frio merece destaque e encontra-se em expansão, com a fabricação de seções de inúmeros formatos e dimensões.

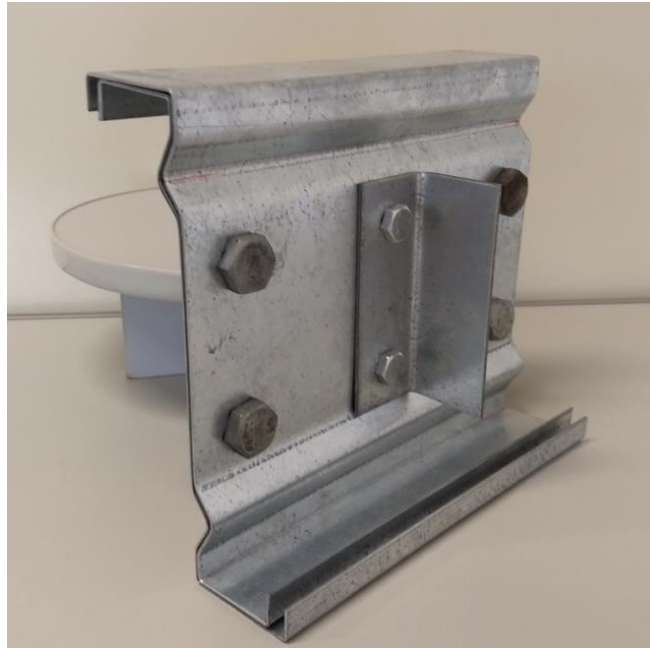
Em terças de cobertura, a otimização das seções envolve a presença de enrijecedores de borda e enrijecedores intermediários, dispostos longitudinalmente na alma. Os enrijecedores longitudinais são empregados para melhorar o desempenho estrutural da seção, atenuando a instabilidade local provocada por momento fletor e/ou força cortante e potencializada pela elevada esbelteza da alma.

Em seções com alma enrijecida, o ideal é que o enrijecimento longitudinal ocorra na metade da altura da alma, dividindo-a em duas partes e melhorando, assim, a capacidade resistente. Contudo, por razões construtivas, isso nem sempre é possível, devido à necessidade de ligações das terças com os suportes e com as barras de travamento, que são feitas pela alma.

Várias seções com alma enrijecida são produzidas ao redor do mundo (BRUNEAU; PHAM; HANCOCK, 2014). No Brasil, uma das únicas seções deste tipo é a ZAE, fabricada pela empresa *Modular Sistema Construtivo*. Trata-se de uma seção transversal que apresenta formato em Z, com enrijecedores de borda a 90° e dois enrijecedores longitudinais na alma, como mostrado na Figura 1.1.

A seção ZAE foi desenvolvida considerando aspectos relacionados à sua utilização em sistemas de cobertura. Nesta seção, os enrijecedores longitudinais se localizam próximos às mesas, deixando a região central da alma livre para possibilitar as ligações. Esta disposição, apesar de não ser a ideal, ainda é capaz de melhorar a capacidade resistente. Além disso, os enrijecedores longitudinais e as mesas da seção ZAE apresentam dimensões compatíveis para permitir o encaixe em terças contínuas, bem como facilitar o transporte e o armazenamento. A Figura 1.2 ilustra um modelo em escala reduzida do sistema concebido para as terças ZAE, evidenciando a possibilidade de sobreposição de barras e de ligação pela alma com outros componentes do sistema.

Figura 1.2 – Sistema concebido para as terças ZAE: região de sobreposição



Apesar de a utilização de seções transversais com alma enrijecida ser uma prática comum e que se encontra em expansão, os efeitos do enrijecimento longitudinal no comportamento estrutural dos perfis não são bem conhecidos. A norma brasileira NBR 14762 (ABNT, 2010) não traz nenhuma indicação específica para o dimensionamento de perfis formados a frio com a alma enrijecida. Nestes casos, é sabido que a determinação do momento fletor resistente pode ser realizada por meio do Método da Resistência Direta, que é previsto pela norma. Porém, o procedimento empregado por ela para a avaliação da resistência à força cortante não cobre adequadamente o projeto de seções com alma enrijecida, por ter sido desenvolvido considerando a alma como uma chapa plana simplesmente apoiada nas mesas, o que leva a estimativas conservadoras da força cortante resistente.

A norma americana AISI S100-16 (AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE – AISI, 2016), por outro lado, prevê o Método da Resistência Direta para o dimensionamento ao momento fletor e também à força cortante, permitindo a determinação de ambos os esforços resistentes, mesmo para seções de geometria complexa, como é o caso das terças com alma enrijecida. Ainda assim, o dimensionamento destas seções não é simples, uma vez que seu comportamento estrutural não é bem conhecido e são encontrados na literatura poucos estudos sobre esse tema. A justificativa para a realização deste trabalho, portanto, pauta-se na carência de informações para a previsão do comportamento e da resistência de terças de aço em perfis formados a frio com a alma enrijecida.

Um dos destaques deste trabalho é a utilização da seção transversal ZAE, pois, apesar de a seção Z ser muito vantajosa quando empregada em terças, são raros os casos de seções com alma enrijecida desenvolvidas a partir deste formato e a maioria dos estudos relatados na literatura foi realizada com seções de alma enrijecida desenvolvidas a partir da seção U. Além disso, também merece destaque o uso do aço zincado ZAR-450, com resistência mínima ao escoamento de 450 MPa e ductilidade adequada para o trabalho a frio, uma vez que o seu emprego no Brasil é muito recente. Por apresentar maior resistência, o aço ZAR-450 conduz a perfis com espessuras menores, tornando-os mais susceptíveis aos fenômenos de instabilidade.

1.3 METODOLOGIA

A metodologia empregada neste trabalho consistiu, basicamente, em análises teóricas via Método das Faixas Finitas (MFF) e Método dos Elementos Finitos (MEF), e análise experimental de casos representativos, com posterior síntese e comparação dos resultados. Para avaliar o efeito dos enrijecedores longitudinais intermediários, foram consideradas em todas as etapas seções de alma enrijecida e seções de alma plana equivalentes.

Nas análises teóricas, as solicitações por momento fletor e por força cortante foram consideradas de forma isolada, para determinação dos esforços resistentes utilizando o Método da Resistência Direta. Para avaliação do momento fletor, a análise de estabilidade elástica foi feita via MFF com o programa CUFSM v.4.05 (SCHAFER; ÁDÁNY, 2006), e teve como objetivo comparar o desempenho das seções de alma enrijecida e alma plana quanto aos modos de instabilidade local, distorcional e global. A avaliação da força cortante foi realizada via MEF com o programa ANSYS v.17.0 (SWANSON ANALYSIS SYSTEM INC – SAS, 2016), no qual as seções foram submetidas apenas a tensões de cisalhamento e foram realizadas análises de estabilidade elástica para determinar as tensões críticas e, conseqüentemente, valores mais realistas para o coeficiente de flambagem local por cisalhamento k_v , para as seções com alma enrijecida.

A análise experimental foi realizada sobre um conjunto composto por terças de aço formadas a frio de diferentes relações altura/vão, que foram ensaiadas aos pares em um esquema estático biapoiado, com carregamento concentrado aplicado no meio do vão. Como foi dada ênfase à força cortante e à combinação de momento fletor e força cortante, os protótipos ensaiados foram relativamente curtos, sendo idealizados tomando como base os

trabalhos de LaBoube e Yu (1978) e Pham e Hancock (2009a, 2009b). O intuito da análise experimental foi observar na prática a ocorrência dos fenômenos de instabilidade e, a partir da força última, obter dados experimentais de momento fletor e de força cortante para avaliar a interação.

A última etapa do trabalho foi a avaliação da interação momento fletor - força cortante, que foi realizada considerando os resultados das análises teóricas como esforços resistentes e os resultados da análise experimental como esforços solicitantes. Assim, foi possível obter resultados para a combinação de esforços e compará-los às curvas de interação circular e trilinear previstas pela NBR 14762 (ABNT, 2010).

1.4 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

O presente trabalho está organizado da seguinte maneira:

O Capítulo 1 destina-se à introdução do tema, descrevendo as características, aplicações, vantagens e desvantagens dos perfis formados a frio e, mais especificamente, das terças com alma enrijecida, as quais não possuem comportamento estrutural bem conhecido e nem diretrizes claras para o dimensionamento. Neste capítulo também são detalhados os objetivos gerais e específicos do trabalho, a justificativa para a sua realização e a metodologia empregada.

No Capítulo 2 é apresentada a revisão bibliográfica, com uma síntese das principais informações retiradas da literatura para o desenvolvimento deste trabalho. Os tópicos abordados são o comportamento estrutural das terças nos casos de solicitação por momento fletor e força cortante isoladamente ou em combinação, as peculiaridades das terças com alma enrijecida, o efeito do campo de tração em seções de parede fina e o Método da Resistência Direta para o cálculo dos esforços resistentes.

No Capítulo 3 são descritas as análises teóricas realizadas via faixas finitas e elementos finitos para avaliar a influência do enrijecimento longitudinal da alma nos esforços críticos elásticos e, conseqüentemente, na resistência das seções.

O Capítulo 4 trata da análise experimental desenvolvida, englobando desde a idealização dos ensaios, com a descrição dos protótipos, materiais e instrumentação, até a montagem e o procedimento experimental.

O Capítulo 5 traz os resultados das análises teórica e experimental realizadas neste trabalho, que são, basicamente, a capacidade resistente e os modos de instabilidade. Além

disso, neste capítulo os resultados são discutidos e comparados com as curvas de interação circular e trilinear.

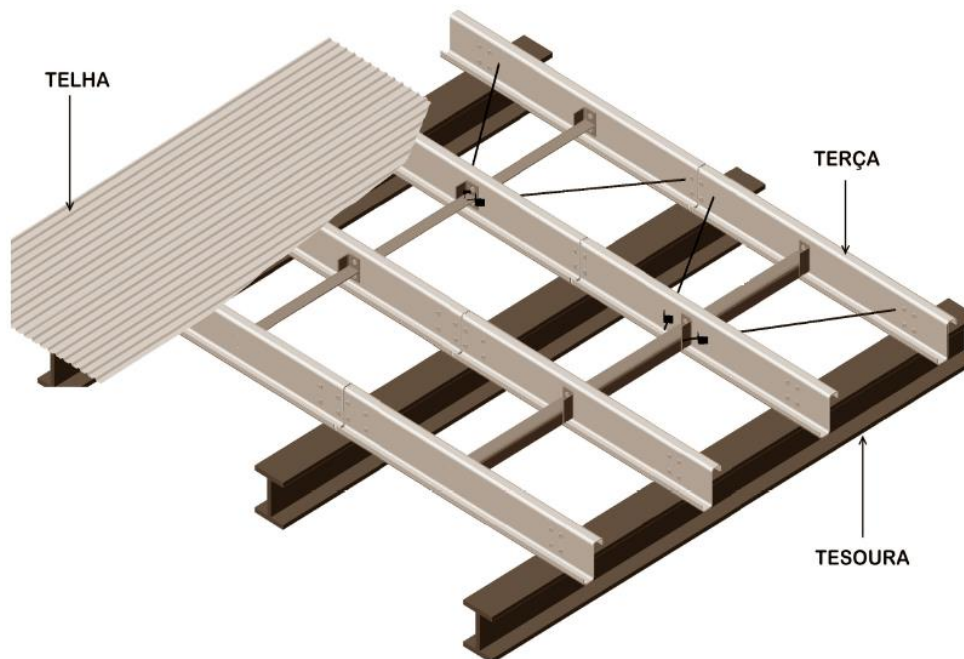
Por fim, o Capítulo 6 apresenta as conclusões obtidas nesta pesquisa.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DAS TERÇAS

As terças são as barras utilizadas nos sistemas de cobertura para servir de apoio às telhas, transmitindo as ações para a estrutura principal, constituída por tesouras ou traves. As seções transversais comumente utilizadas para terças são as seções U e Z, devido a facilidades de fabricação e montagem, versatilidade e elevada relação inércia/peso (PHAM; DAVIS; EMMETT, 2014). A Figura 2.1 apresenta o exemplo esquemático de um sistema de cobertura com terças de seção Z.

Figura 2.1 – Terças em um sistema de cobertura



Fonte: Adaptado de Modular Sistema Construtivo (2012).

A seção Z enrijecido (Z com enrijecedores de borda) é uma das mais utilizadas para terças no Brasil, pois, além das vantagens supracitadas, permite a emenda de barras por transpasse na região dos apoios, no caso de terças contínuas. Para tanto, são adotadas mesas com larguras ligeiramente distintas que, posicionadas inversamente, promovem o encaixe. Tal encaixe também é benéfico do ponto de vista de transporte e armazenamento, já que possibilita um melhor aproveitamento do espaço.

As terças estão sujeitas a ações gravitacionais, como peso próprio, peso das telhas e sobrecarga de cobertura, e também à ação do vento, gerando esforços de flexão. Nos casos

usuais de aplicação de terças formadas a frio, as coberturas possuem pequenas inclinações, de modo que a flexão oblíqua pode ser desconsiderada no projeto e recai-se em um caso de flexão normal.

Os sistemas estruturais empregados para terças podem ser do tipo biapoiado ou contínuo. As terças biapoiadas são muito utilizadas no caso de vãos pequenos, porém, à medida que o vão aumenta, o momento fletor na região central das barras torna-se elevado, exigindo seções transversais robustas. Dessa maneira, é mais interessante utilizar para vãos maiores as terças contínuas, que apresentam uma melhor distribuição de esforços, com redução de deslocamentos.

Apesar de o sistema estrutural contínuo apresentar vantagens e ser o mais utilizado na prática, as seções dos apoios internos neste tipo de sistema estão sujeitas a elevados valores de momento fletor e de força cortante. Assim, para que o dimensionamento seja seguro, devem ser feitas verificações isoladas desses esforços solicitantes, bem como da interação entre eles. Os efeitos das solicitações por momento fletor, força cortante e combinação de momento fletor e força cortante são abordados nos itens a seguir.

2.1.1 Momento fletor

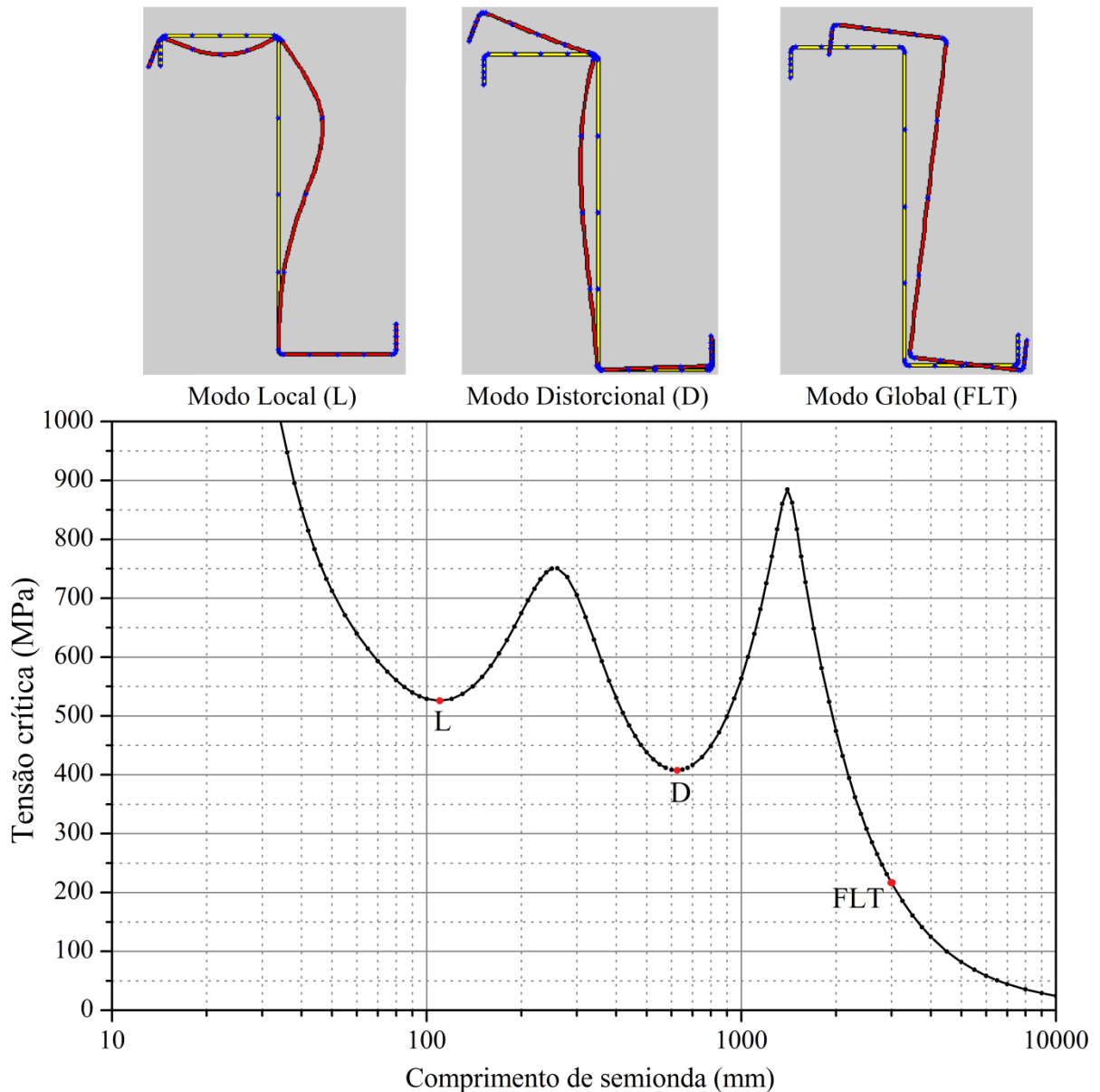
Em estruturas metálicas, a atuação do momento fletor em uma seção transversal pode provocar a falha por plastificação total da seção ou por instabilidade na zona comprimida. Para os perfis formados a frio, a utilização de chapas de espessuras reduzidas no processo de fabricação faz com que os elementos que constituem a seção transversal desses perfis apresentem elevadas relações largura/espessura, sendo mais susceptíveis aos fenômenos de instabilidade. Assim, os modos de instabilidade em geral ocorrem para carregamentos inferiores àqueles que provocam a falha por plastificação total da seção, comandando o dimensionamento.

A análise de estabilidade elástica de um perfil permite a identificação dos modos de instabilidade, com determinação das tensões críticas elásticas da seção transversal completa e seus respectivos comprimentos de semionda. No caso de terças de seção transversal Z enrijecido submetidas à ação do momento fletor, a análise de estabilidade elástica indica a ocorrência de três modos de instabilidade: local (L), distorcional (D) e global por flambagem¹

¹ Embora o conceito de flambagem esteja correto apenas quando diz respeito à instabilidade por bifurcação do equilíbrio que ocorre em sistemas ideais, este termo é amplamente utilizado no meio técnico para se referir a fenômenos de instabilidade em geral.

lateral com torção (FLT). A Figura 2.2 ilustra a análise de estabilidade elástica do perfil Z90 200x75x20x2,00 submetido à flexão em torno do eixo perpendicular à alma com compressão na mesa superior, realizada no programa de faixas finitas CUFSM v.4.05 (SCHAFER; ÁDÁNY, 2006).

Figura 2.2 – Análise de estabilidade elástica da seção Z90 200x75x20x2,00

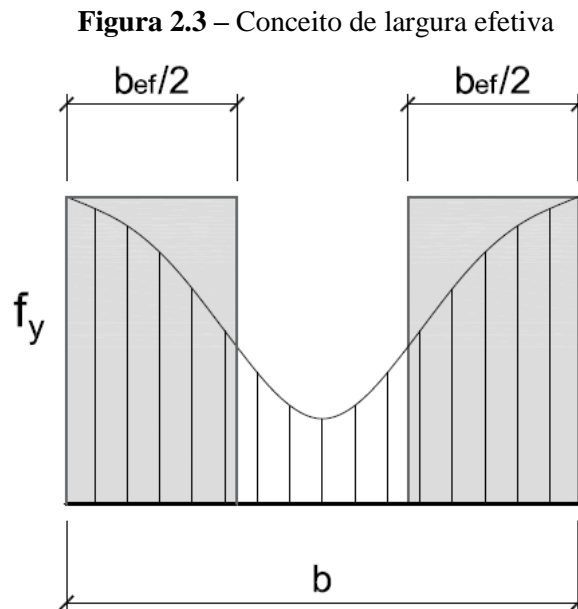


O primeiro modo de instabilidade observado na análise de estabilidade elástica é a instabilidade local (L), que ocorre para barras de menor comprimento, em geral da ordem de grandeza da largura da alma. Trata-se de um modo de instabilidade de chapa que se caracteriza pela ocorrência de deslocamentos na direção normal ao plano da chapa, formando

semiondas na direção longitudinal. O aparecimento dessas semiondas nos elementos da seção transversal da barra deve-se à baixa rigidez, porém não é acompanhado por translações ou mudanças nos ângulos entre elementos.

A instabilidade local é tradicionalmente avaliada por meio do Método da Largura Efetiva (MLE), proposto por von Karman et al. (1932) para elementos com bordas apoiadas submetidos à compressão, e aprimorado por Winter et al. (1947) por meio de ensaios experimentais, com generalização para outras condições de vínculo.

O Método da Largura Efetiva baseia-se no comportamento pós-crítico das chapas que constituem os elementos da seção transversal, segundo o qual, atingida a tensão crítica de instabilidade da chapa submetida à compressão, há uma redistribuição não uniforme das tensões. No caso de uma chapa com bordas simplesmente apoiadas, as bordas, por serem mais rígidas, ficam submetidas a uma tensão maior do que a região central e atingem primeiro a resistência ao escoamento f_y . A ideia do MLE é uma simplificação da análise e consiste em substituir a chapa de largura b , com distribuição não uniforme de tensões, por uma chapa de largura menor, chamada de largura efetiva b_{ef} , com distribuição uniforme de tensões de valor igual ao das bordas, como ilustra a Figura 2.3.



A norma brasileira de perfis formados a frio NBR 14762 (ABNT, 2010) prevê o MLE para o dimensionamento de barras submetidas à ação do momento fletor. No procedimento normativo, as larguras efetivas dos elementos obtidas pelo MLE são empregadas no cálculo

de propriedades efetivas (reduzidas) da seção transversal, que, por sua vez, são utilizadas na determinação da resistência.

O segundo modo de instabilidade indicado na Figura 2.2 corresponde à instabilidade distorcional (D), que ocorre para barras de comprimentos intermediários e está associado à presença de enrijecedores de borda. O modo distorcional caracteriza-se pela mudança de forma da seção transversal, decorrente da rotação do conjunto mesa comprimida/enrijecedor de borda em relação à alma. Como consequência, a posição dos vértices da seção não se mantém, diferentemente do que ocorre no modo local.

A depender da geometria da seção transversal, a instabilidade distorcional pode comandar o dimensionamento, uma vez que a tensão crítica associada a esse modo pode ser inferior àquela que faz com que os elementos se instabilizem localmente. A NBR 14762 (ABNT, 2010) não traz expressões analíticas para o cálculo do momento fletor de flambagem distorcional elástica, indicando a análise de estabilidade elástica para a avaliação deste parâmetro, que é utilizado na formulação apresentada pela norma para a determinação da resistência.

O terceiro e último modo mostrado na Figura 2.2 é a instabilidade global, que ocorre para barras longas. No caso, o fenômeno observado é a flambagem lateral com torção (FLT), no qual a torção do perfil é acompanhada por um deslocamento lateral, não havendo, entretanto, alterações na forma da seção transversal.

O modo de instabilidade por flambagem lateral com torção, apesar de possível, não é aquele que em geral comanda o dimensionamento das terças, devido à possibilidade de adoção de travamentos laterais. Dessa maneira, uma desvantagem da seção Z, que é a maior propensão à ocorrência de FLT devido ao próprio formato da seção transversal, pode ser facilmente eliminada em projeto através da previsão de contenção lateral para redução dos comprimentos destravados. A contenção lateral é usualmente dada por tirantes e barras rígidas, que são vinculados a pontos fixos da estrutura, promovendo o travamento do conjunto.

É importante destacar que os modos de instabilidade podem ocorrer isoladamente ou em interação. Os fatores que condicionam a ocorrência de determinado modo são, principalmente, a geometria da seção transversal, a esbelteza global da barra, as esbeltezes locais dos elementos, as condições de vinculação e o carregamento. Outros fatores, como imperfeições geométricas iniciais e tensões residuais, também podem ter influência nos modos desenvolvidos.

2.1.2 Força cortante

No que diz respeito à solicitação por força cortante, os estados-limites últimos aplicáveis para estruturas metálicas são a plastificação total e a instabilidade local por cisalhamento. Em ambos os casos, a abordagem tradicional consiste em adotar a aproximação de que a força cortante é resistida apenas pela alma, com tensão de cisalhamento uniforme e igual à tensão média.

A plastificação total da alma por cisalhamento ocorre quando a tensão de escoamento é atingida e é avaliada por meio do critério de resistência de von Mises, também conhecido como critério da máxima energia de distorção. Uma vez que alma sujeita à ação da força cortante pode ser entendida como uma chapa sob cisalhamento puro, a aplicação do critério von Mises, dado pela Equação [2.1], resulta na expressão da Equação [2.2].

$$\sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} \leq f_y \quad [2.1]$$

$$\tau \leq \frac{f_y}{\sqrt{3}} \cong 0,60f_y \quad [2.2]$$

Onde:

σ : tensão normal na chapa de alma (nula, por tratar-se de cisalhamento puro);

τ : tensão de cisalhamento na chapa de alma;

f_y : resistência ao escoamento.

A força cortante correspondente à plastificação total da alma por cisalhamento é, como consequência, dada pela Equação [2.3].

$$V_y = 0,60A_w f_y \quad [2.3]$$

Onde:

V_y : força cortante correspondente à plastificação da alma por cisalhamento;

A_w : área da alma considerando apenas a parte plana, conforme Equação [2.4]:

$$A_w = ht \quad [2.4]$$

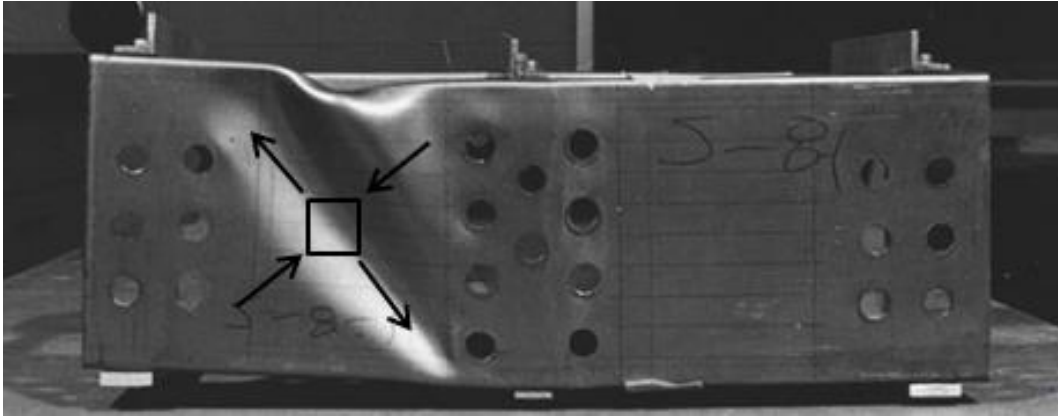
Onde:

h : altura da alma (largura da parte plana);

t : espessura da alma.

A instabilidade local da alma por cisalhamento ocorre devido ao aparecimento de diagonais comprimidas no painel de alma sujeito à ação da força cortante. As forças de compressão diagonais associadas à esbeltez da alma podem provocar a falha por instabilidade, como ilustra a Figura 2.4.

Figura 2.4 – Instabilidade local da alma por cisalhamento



Fonte: Adaptado de Yu e LaBoube (2010).

Admitindo a alma como uma chapa retangular simplesmente apoiada nas quatro bordas e submetida a cisalhamento puro, a tensão crítica elástica de instabilidade por cisalhamento foi resolvida por Timoshenko e Gere (1961) e é dada pela Equação [2.5].

$$\tau_{cr} = k_v \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)(h/t)^2} \quad [2.5]$$

Onde:

τ_{cr} : tensão crítica elástica de instabilidade por cisalhamento;

k_v : coeficiente de flambagem local por cisalhamento;

E : módulo de elasticidade;

ν : coeficiente de Poisson.

A força cortante crítica pode ser calculada pela Equação [2.6], sendo correspondente ao produto entre a tensão crítica e a área da parte plana da alma, dada pela Equação [2.4].

$$V_{cr} = \tau_{cr} ht \quad [2.6]$$

Onde:

V_{cr} : força cortante crítica, referente à instabilidade da alma.

O coeficiente de flambagem local por cisalhamento k_v é função da relação entre o comprimento e a largura da chapa de alma (a/h). Assim, para a/h menor ou igual a um, o coeficiente k_v é calculado pela Equação [2.7] e, para a/h maior do que um, pela Equação [2.8].

$$k_v = 4,00 + \frac{5,34}{(a/h)^2} \quad \text{para } a/h \leq 1 \quad [2.7]$$

$$k_v = 5,34 + \frac{4,00}{(a/h)^2} \quad \text{para } a/h > 1 \quad [2.8]$$

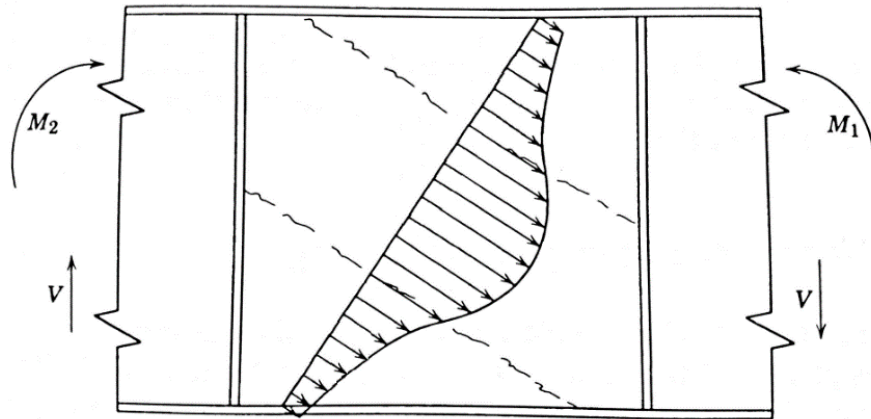
Onde:

a : comprimento da chapa de alma.

Para chapas longas, a relação a/h resulta elevada, de modo que a segunda parcela da Equação [2.8] tende a zero. Como consequência, o coeficiente k_v para chapa longa, condição usualmente empregada no projeto de terças, pode ser considerado igual a 5,34. Em geral, são admitidas como longas as chapas com relação a/h maior ou igual a cinco.

Seções de parede fina podem ter enrijecedores transversais para força cortante, que são dimensionados de modo a apresentar rigidez suficiente para aumentar a resistência à instabilidade, dividindo a alma em painéis retangulares. Dessa maneira, o comprimento da chapa utilizado para a determinação do coeficiente k_v em barras com enrijecedores transversais corresponde à distância entre esses enrijecedores.

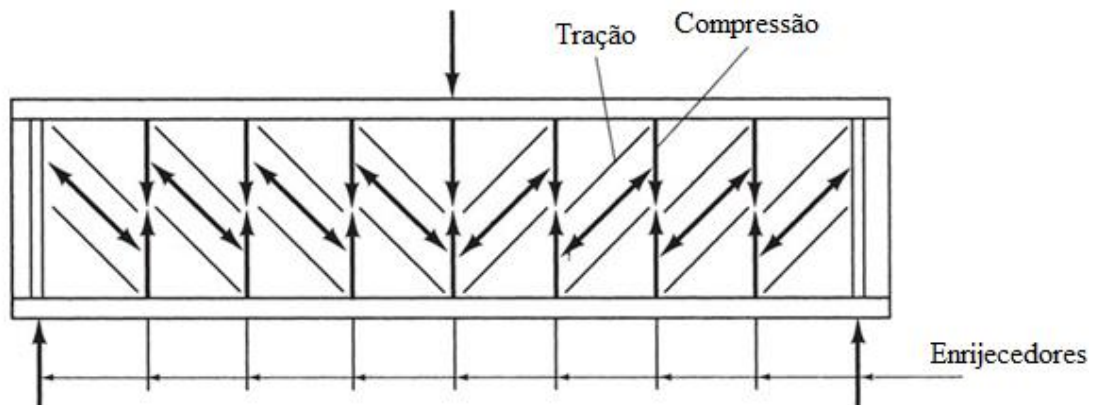
A presença de enrijecedores transversais melhora o desempenho de seções de alma esbelta, devido à mobilização de uma parcela de resistência adicional, oriunda de um comportamento pós-crítico, com alteração na distribuição de tensões na alma e o aparecimento de diagonais tracionadas. Esse efeito, ilustrado na Figura 2.5, é conhecido como ação do campo de tração e se manifesta, sobretudo, em seções de alma esbelta com enrijecedores transversais, nas quais o campo de tração se ancora na região de encontro das mesas e enrijecedores (GALAMBOS, 1998). Em virtude da ação do campo de tração, as tensões cisalhantes associadas à força última podem ser ligeiramente superiores às tensões críticas mesmo em barras sem enrijecedores transversais, como é o caso geral das terças formadas a frio.

Figura 2.5 – Campo de tração

Fonte: Adaptado de Galambos (1998).

A teoria relacionada ao campo de tração foi desenvolvida por Wagner (1931) para aplicação em estruturas aeronáuticas. Desde então, diversos autores estudaram o fenômeno, destacando-se o trabalho de Basler (1963), pioneiro na elaboração de um procedimento com comprovação experimental para avaliar a resistência à força cortante incluindo o efeito do campo de tração em vigas de alma esbelta usadas na construção civil (*plate girders*). Outros trabalhos de destaque foram realizados por Fujii (1968), Chern e Ostapenko (1969), Komatsu (1971) e Porter et al. (1975).

De acordo com Basler (1963), vigas de alma esbelta com enrijecedores transversais submetidas a tensões de cisalhamento, após atingirem a tensão crítica de estabilidade elástica, se comportam de maneira análoga a treliças. Dessa maneira, tensões de tração são mobilizadas nas diagonais e tensões de compressão são transmitidas pelos enrijecedores transversais, conforme mostrado na Figura 2.6.

Figura 2.6 – Mobilização do campo de tração

Fonte: Adaptado de Salmon, Johnson e Malhas (2009).

Segundo Salmon, Johnson e Malhas (2009), devido à reserva pós-crítica, a resistência ao cisalhamento de seções de alma esbelta é superior à resistência à instabilidade. Assim, a força cortante resistente pode ser calculada como a soma da força cortante correspondente à instabilidade local da alma e da força cortante associada à ação campo de tração, conforme Equação [2.9].

$$V_{Rk} = V_{cr} + V_{ct} \quad [2.9]$$

Onde:

V_{Rk} : força cortante resistente característica;

V_{cr} : força cortante crítica, referente à instabilidade da alma.

V_{ct} : força cortante relacionada ao campo de tração.

Vários trabalhos foram desenvolvidos com o intuito de avaliar os fenômenos de instabilidade causados por força cortante em seções de alma esbelta. Nos estudos conduzidos por Lee, Davidson e Yoo (1996), Lee e Yoo (1998) e Lee, Lee e Yoo (2008) envolvendo *plate girders* foram analisadas as condições de contorno consideradas na junção alma/mesa para a determinação do coeficiente de flambagem local por cisalhamento k_v e foram propostas equações para o dimensionamento à força cortante, aplicando fatores de redução devido à esbeltez da alma e imperfeições geométricas iniciais.

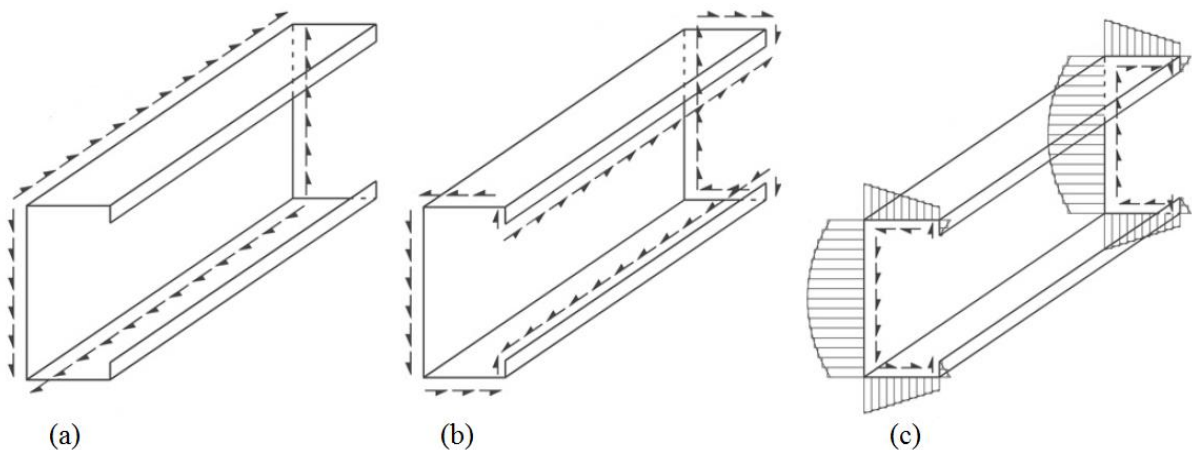
Apesar de a alma ser tradicionalmente considerada como simplesmente apoiada nas mesas para avaliação da instabilidade local por cisalhamento, Lee, Davidson e Yoo (1996) mostraram através de análises numéricas que essa é uma suposição conservadora no caso de *plate girders*. Segundo os autores, o que realmente ocorre na junção da alma com as mesas neste caso está entre apoio e engaste e, à medida que a relação entre a espessura das mesas e a espessura da alma aumenta, há uma aproximação da condição engastada, devido à maior rigidez das mesas.

Nos perfis formados a frio, as seções transversais apresentam espessura constante, de modo que a suposição de que as mesas funcionam como apoios simples para a alma é aceitável, uma vez que não há diferenças significativas de rigidez. Porém, como a resistência à força cortante é considerada como sendo proporcionada exclusivamente pela alma, o comportamento da seção completa, incluindo as mesas e enrijecedores de borda e intermediários, não é bem conhecido.

Para avaliar o comportamento da seção transversal completa quando submetida à ação de uma força cortante paralela à alma, Pham e Hancock (2009c) analisaram seções U com e sem enrijecedores de borda. As variáveis consideradas no estudo foram: largura das mesas, comprimento da barra, condições de contorno e distribuição das tensões cisalhantes. As diferentes distribuições de tensões de cisalhamento consideradas são mostradas na Figura 2.7, sendo que o caso representado no item (a) se assemelha ao procedimento tradicionalmente empregado para avaliação da força cortante resistente e o caso representado no item (c) corresponde à situação mais realista.

Figura 2.7 – Distribuições das tensões de cisalhamento consideradas por Pham e Hancock (2009c):

- (a) cisalhamento uniforme na alma; (b) cisalhamento uniforme na alma, mesas e enrijecedores de borda; (c) cisalhamento não uniforme devido à ação de uma força cortante paralela à alma

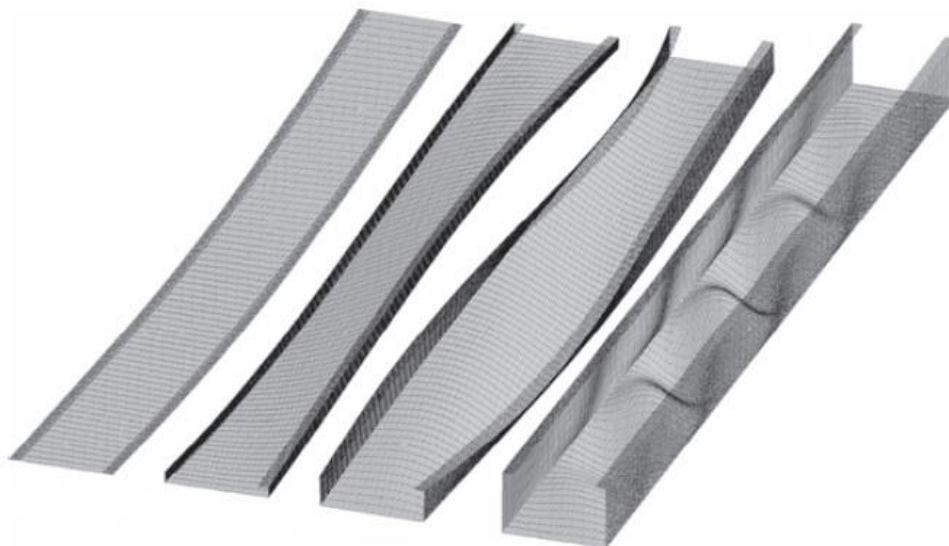


Fonte: Adaptado de Pham e Hancock (2009c).

No trabalho de Pham e Hancock (2009c), as tensões críticas elásticas foram determinadas para a seção completa, utilizando um modelo computacional implementado a partir do Método das Faixas Finitas que considera solicitação apenas por força cortante. As tensões críticas foram utilizadas para calcular o coeficiente de flambagem local por cisalhamento k_v , em um processo inverso àquele definido pela Equação [2.5], e os valores resultantes foram comparados aos obtidos pela Equação [2.8]. A conclusão foi que as mesas podem ter influência significativa na melhoria da capacidade resistente à instabilidade por cisalhamento de perfis formados a frio. Além disso, notou-se que a falta de restrição lateral para seções com mesas estreitas pode levar a modos prematuros de instabilidade, já que nestas condições as mesas não funcionam como apoios efetivos.

Em um trabalho posterior, Pham e Hancock (2012a) analisaram apenas o caso representado no item (c) da Figura 2.7, considerando uma seção U enrijecido, na qual foram variados o comprimento da barra e as larguras das mesas e dos enrijecedores de borda. Complementando as análises de Pham e Hancock (2009c), foi possível observar mais claramente a influência das mesas nos possíveis modos de instabilidade, como ilustra a Figura 2.8. Segundo os autores, quando a barra é longa e as mesas estreitas, a instabilidade ocorre por um modo de torção. À medida que a largura das mesas aumenta, a instabilidade passa a ocorrer por um modo distorcional e, quando as mesas são largas o suficiente para proporcionar restrição à torção, a instabilidade se manifesta principalmente através de um modo local, conforme é possível visualizar na Figura 2.8.

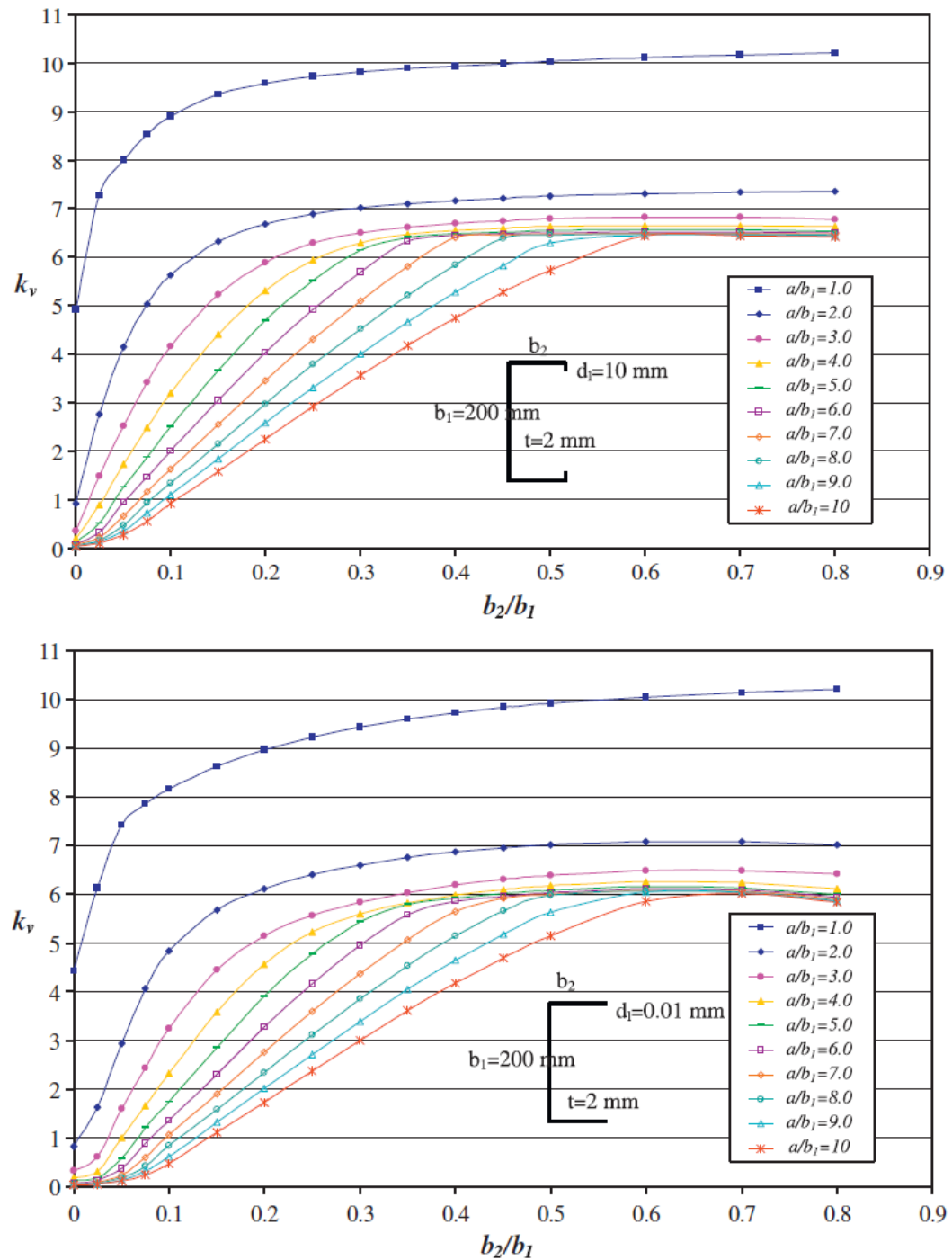
Figura 2.8 – Influência da largura das mesas nos modos de instabilidade por cisalhamento



Fonte: Adaptado de Pham e Hancock (2012a).

Pham e Hancock (2012a) também compararam os valores dos coeficientes de flambagem local por cisalhamento k_v para seções com e sem enrijecedores de borda. Como a pesquisa desenvolvida por esses autores trata apenas de seções U enrijecido, as seções sem enrijecedores de borda foram simuladas considerando dimensões muito pequenas para estes elementos. Os resultados mostraram que as seções com enrijecedores apresentaram melhoria na resistência à instabilidade por cisalhamento quando comparadas às seções sem enrijecedores, como mostrado na Figura 2.9.

Figura 2.9 – Coeficientes de flambagem local por cisalhamento para seções U com e sem enrijecedores de borda



Fonte: Pham e Hancock (2012a).

Aswegan e Moen (2012) trazem uma solução aproximada para a tensão crítica de instabilidade por cisalhamento em perfis formados a frio de seções U e Z, incluindo a interação entre os elementos da seção transversal. As tensões críticas e seus respectivos comprimentos de semionda foram calculados a partir de uma solução clássica via Método da

Energia, considerando uma chapa fina e infinitamente longa, com restrição à rotação nas extremidades. A abordagem empregada pelos autores uniu a solução clássica com um procedimento de cálculo manual, que considera a rigidez à rotação promovida pela ligação mesas/alma. Como resultado, obteve-se um método iterativo, no qual as tensões críticas e comprimentos de semionda são dependentes da restrição à rotação nas extremidades. Uma análise em elementos finitos foi realizada para a validação do método, indicando que os resultados obtidos a partir dele estão em boa concordância com os valores numéricos.

No trabalho de Bedair (2015) foi desenvolvido um procedimento para a determinação de valores mais realistas para as tensões críticas de instabilidade local por cisalhamento de seções U enrijecido, levando em consideração a restrição à rotação imposta pelas mesas e enrijecedores de borda. O Método da Energia foi utilizado com o objetivo de se obter uma expressão para o coeficiente k_v , dependente apenas dos parâmetros altura da alma e larguras das mesas e dos enrijecedores de borda. A análise dos valores de tensão crítica obtidos indicou que, à medida que a largura das mesas ou dos enrijecedores de borda diminui, a tensão crítica também diminui. Assim, concluiu-se que estes parâmetros possuem grande influência na estabilidade da alma, conforme constatado por Pham e Hancock (2009c, 2012a).

A expressão desenvolvida por Bedair (2015) para o coeficiente de flambagem local por cisalhamento k_v , mostrou-se adequada para cálculo manual de barras com relação a/h superior a 1,5, sendo sua eficiência comprovada através da comparação com resultados retirados da literatura e com valores obtidos a partir das formulações empregadas por manuais e normas técnicas.

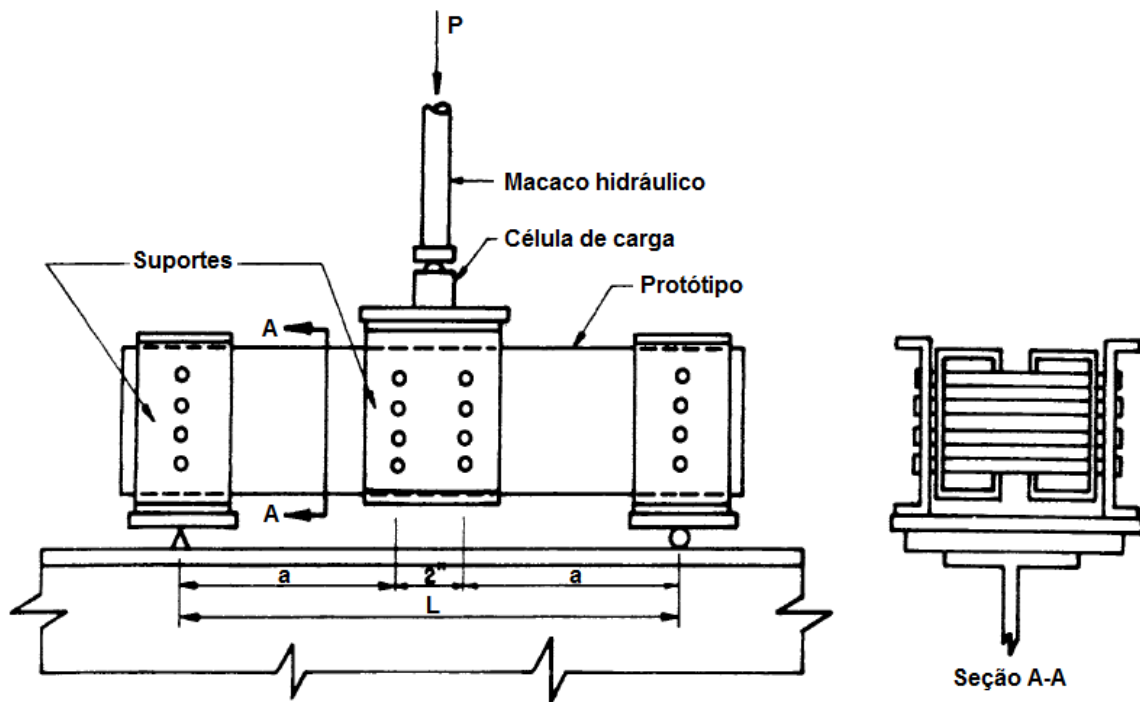
2.1.3 Interação momento fletor - força cortante

Nas regiões dos apoios internos das terças contínuas, as seções estão sujeitas a uma combinação de elevados valores de momento fletor e de força cortante. Assim, ainda que a seção transversal seja capaz de resistir a esses esforços solicitantes isoladamente, a interação entre eles pode levar a uma condição crítica.

LaBoube e Yu (1978) realizaram um trabalho pioneiro na avaliação do comportamento estrutural de almas de vigas em perfis formados a frio sem enrijecedores transversais e submetidas à combinação de momento fletor e força cortante. O estudo consistiu em uma investigação experimental de vigas biapoiadas de pequenos comprimentos, com carregamento concentrado aplicado no meio do vão. A Figura 2.10 ilustra o arranjo experimental utilizado na pesquisa, onde é possível perceber que as vigas foram ensaiadas aos

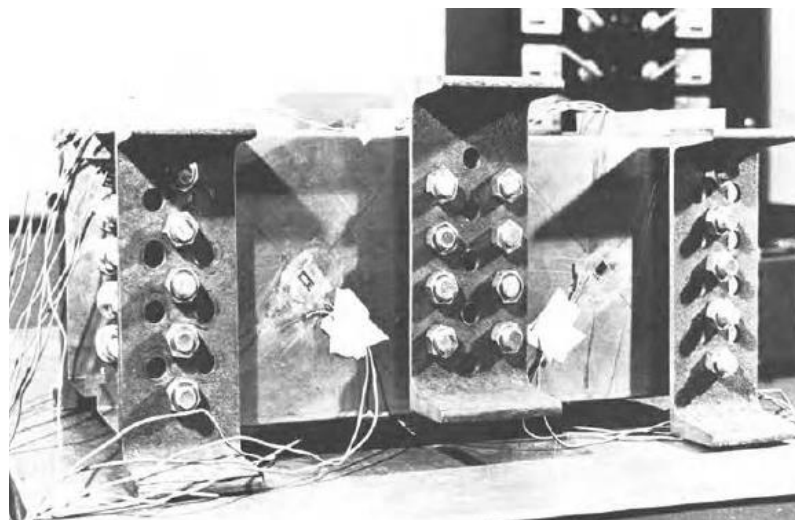
pares e conectadas entre si e aos suportes por meio de parafusos, de modo a assegurar a estabilidade lateral. Além disso, o carregamento foi aplicado por um macaco hidráulico, sendo introduzido diretamente na alma dos perfis através das ligações parafusadas. A Figura 2.11 traz o exemplo de um dos protótipos ensaiados.

Figura 2.10 – Arranjo experimental de LaBoube e Yu (1978)



Fonte: Adaptado de LaBoube e Yu (1978).

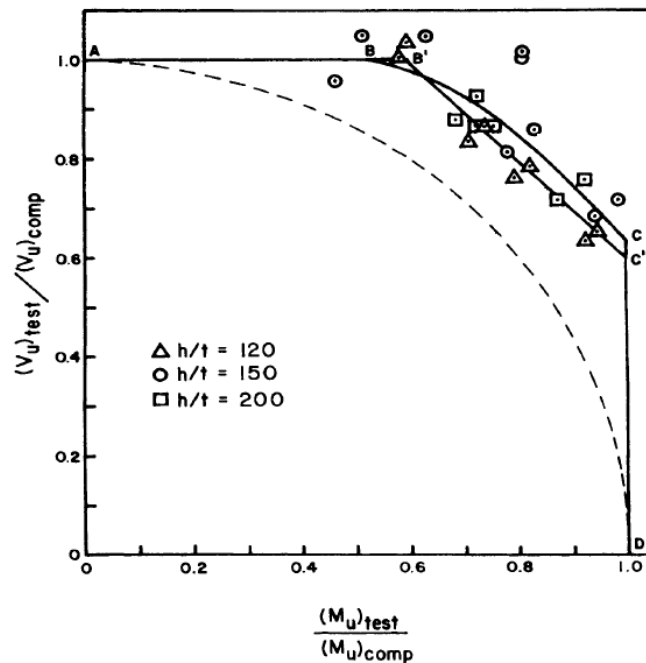
Figura 2.11 – Exemplo de protótipo dos ensaios de LaBoube e Yu (1978)



Fonte: LaBoube e Yu (1978).

Considerando o comportamento pós-crítico para momento fletor e para força cortante, LaBoube e Yu (1978) desenvolveram fórmulas para avaliar a combinação de esforços, a partir das quais foram traçados três diagramas de interação: circular, trilinear e bilinear com trecho intermediário parabólico. Os resultados mostraram que o diagrama circular foi conservador para previsão da interação momento fletor - força cortante, e os dados experimentais se ajustaram melhor aos diagramas trilinear e bilinear com trecho intermediário parabólico, conforme mostrado na Figura 2.12, na qual os índices “test” e “comp” se referem, respectivamente, aos valores experimentais e teóricos dos esforços.

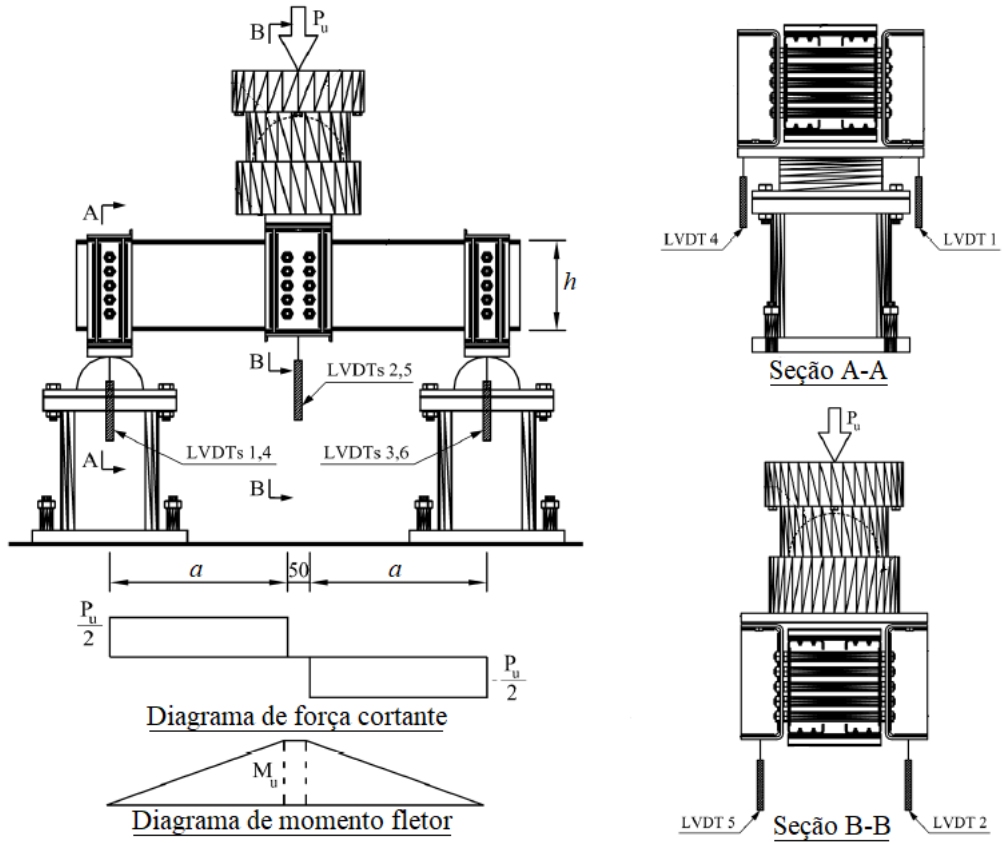
Figura 2.12 – Resultados de LaBoube e Yu (1978) para a interação momento fletor - força cortante



Fonte: Adaptado de LaBoube e Yu (1978).

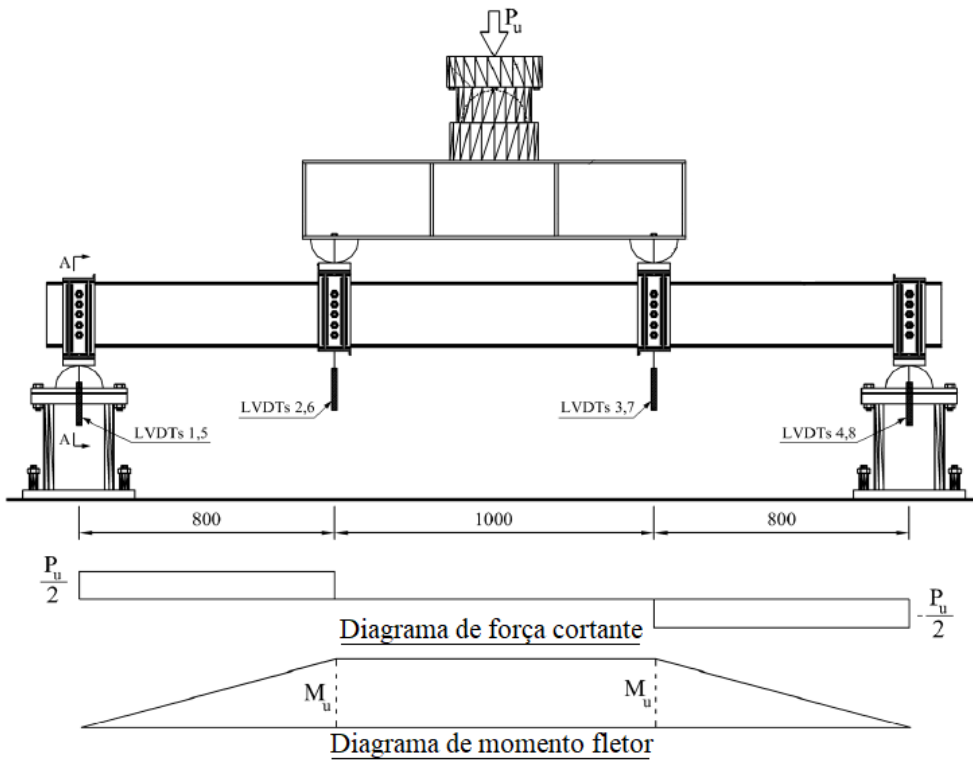
Pham e Hancock (2009a) ensaiaram seções U com o objetivo de avaliar os efeitos isolados das solicitações por momento fletor (ensaios M), por força cortante (ensaios V) e por combinação de esforços (ensaios MV). A avaliação da força cortante e da combinação de momento fletor e força cortante foi realizada utilizando um arranjo experimental análogo ao de LaBoube e Yu (1978), como mostrado na Figura 2.13. A diferença entre os ensaios V e MV foi a relação a/h , sendo os parâmetros a e h definidos na Figura 2.13, e a relação entre eles igual a um para os ensaios V e a dois para os ensaios MV. A avaliação do momento fletor, por sua vez, foi realizada através de ensaios de quatro pontos, nos quais o carregamento foi dividido em dois pontos de aplicação em cada barra do protótipo ensaiado, gerando um trecho central de momento uniforme, como é possível observar na Figura 2.14.

Figura 2.13 – Esquema dos ensaios V e MV realizados por Pham e Hancock (2009a)



Fonte: Adaptado de Pham e Hancock (2009a).

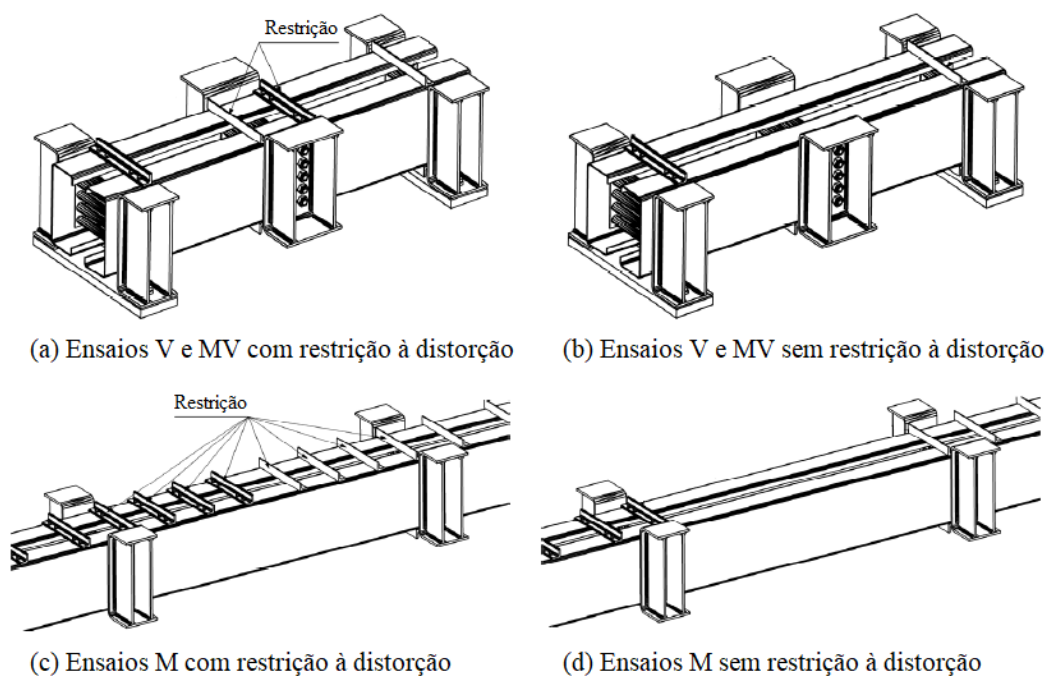
Figura 2.14 – Esquema dos ensaios M realizados por Pham e Hancock (2009a)



Fonte: Adaptado de Pham e Hancock (2009a).

Um aspecto que merece destaque no trabalho Pham e Hancock (2009a) é a realização de ensaios com e sem restrição à distorção. Tal restrição foi viabilizada por meio de cantoneiras parafusadas às mesas superiores e inferiores. Nos ensaios V e MV, o propósito dessas cantoneiras foi evitar a distorção nas mesas superiores comprimidas pelo momento fletor, o que pode ser consequência de um fluxo de cisalhamento desbalanceado ou de instabilidade distorcional. Já nos ensaios M, o intuito foi forçar a seção a se instabilizar localmente, impedindo a ocorrência do modo distorcional. A Figura 2.15 mostra as cantoneiras utilizadas para restrição à distorção nos ensaios.

Figura 2.15 – Ensaios com e sem restrição à distorção



Fonte: Adaptado de Pham e Hancock (2009a).

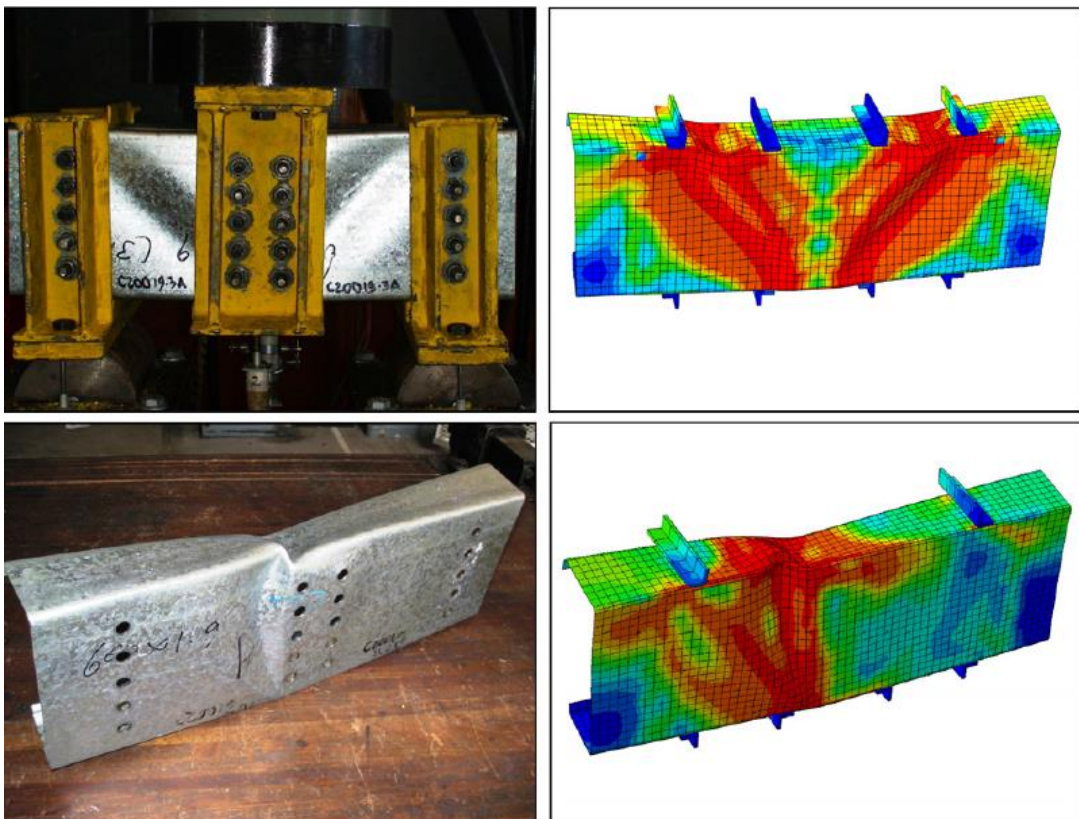
Na pesquisa de Pham e Hancock (2009a), a partir dos valores de força última determinados nos ensaios, foram obtidos dados experimentais para momento fletor e força cortante, que foram utilizados como esforços solicitantes na avaliação da interação. O momento fletor resistente foi calculado utilizando o Método da Largura Efetiva e o Método da Resistência Direta, enquanto que a força cortante resistente foi calculada por meio de dois procedimentos da norma australiana, sendo que um deles considera o efeito do campo de tração.

Os resultados para a combinação de esforços de flexão e de cisalhamento de Pham e Hancock (2009a) foram comparados aos diagramas de interação circular e trilinear,

mostrando-se ligeiramente conservadores na maioria dos casos. Além disso, foram feitas análises sobre os modos de instabilidade a serem considerados na avaliação da interação, o que contribuiu para a extensão do MRD para a combinação de momento fletor e força cortante.

Para validar a análise experimental de Pham e Hancock (2009a), Pham e Hancock (2010a) realizaram simulações numéricas via Método dos Elementos Finitos de seções U submetidas à combinação de momento fletor e força cortante. O programa ABAQUS foi utilizado para a realização de análises não lineares, nas quais foi avaliada a influência das condições de contorno, imperfeições geométricas, tipo de elemento e tamanho da malha. Os resultados numéricos obtidos para os modos de instabilidade e capacidade resistente foram comparados aos experimentais e mostraram-se em boa concordância, indicando que o modelo desenvolvido pode ser satisfatoriamente empregado para a reprodução dos ensaios e previsão do comportamento estrutural das barras. A Figura 2.16 mostra a comparação entre os modos de instabilidade observados nos ensaios e determinados no modelo numérico para alguns casos analisados.

Figura 2.16 – Comparação entre as configurações deformadas obtidas por Pham e Hancock (2009a, 2010a)



Fonte: Adaptado de Pham e Hancock (2010a).

2.2 TERÇAS COM ALMA ENRIJECIDA

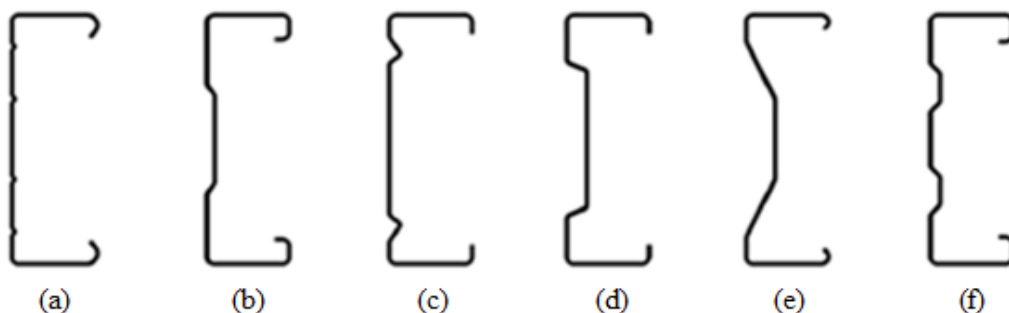
A instabilidade local decorrente da ação de momento fletor e/ou força cortante é um dos fenômenos de maior interesse em seções de parede fina, nas quais se manifesta principalmente na alma e, à medida que a esbelteza deste elemento aumenta, sua ocorrência se dá para valores menores de tensão crítica, comandando o dimensionamento.

Para melhorar seu desempenho estrutural, seções de alma esbelta podem ter enrijecedores transversais e longitudinais. Enquanto os enrijecedores transversais aumentam a capacidade resistente apenas no caso de solicitação por força cortante, os enrijecedores longitudinais também promovem melhorias na resistência ao momento fletor.

Em geral, os enrijecedores longitudinais são inseridos na alma das seções, alterando a rigidez e, conseqüentemente, melhorando a eficiência estrutural. Nos perfis formados a frio, devido à grande versatilidade proporcionada pelos processos de fabricação, são possíveis inúmeras configurações de seções com alma enrijecida, sendo que os enrijecedores podem variar em número, posição, formato e dimensões.

Bruneau, Pham e Hancock (2014) trazem exemplos de perfis formados a frio de seção U com alma enrijecida produzidos ao redor do mundo, conforme mostra a Figura 2.17. O item (a) ilustra a seção SupaCee, que possui quatro pequenos enrijecedores longitudinais na alma e enrijecedores de borda retorcidos. No item (b) aparece a seção DHS que, além dos enrijecedores de borda retorcidos, apresenta um enrijecedor trapezoidal na alma. O item (c) mostra a seção UltraBEAM, que possui dois enrijecedores triangulares próximos às mesas. Já o item (d) traz a seção Albion Sigma, com um enrijecedor trapezoidal significativo na alma. No item (e) é apresentada a seção Multibeam, na qual a alma é praticamente substituída por um enrijecedor trapezoidal. Por fim, o item (f) mostra a seção HST, muito semelhante à seção DHS, porém com dois enrijecedores trapezoidais na alma.

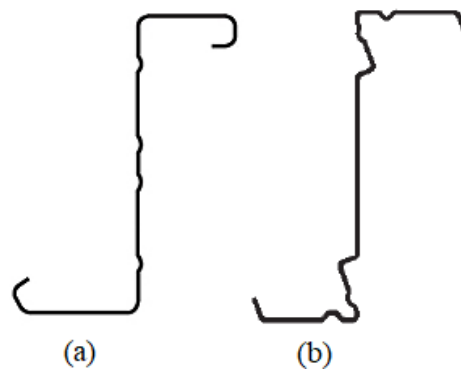
Figura 2.17 – Exemplo de perfis de aço formados a frio de seção U com alma enrijecida



Fonte: Adaptado de Bruneau, Pham e Hancock (2014).

Apesar de a seção Z ser muito vantajosa quando utilizada em sistemas de cobertura, os casos de seções com alma enrijecida desenvolvidas a partir deste formato são menos comuns. Como exemplos, podem ser citadas as seções SupaZed e UltraZED, mostradas na Figura 2.18 nos itens (a) e (b), respectivamente. Assim como a seção SupaCee, a seção SupaZed apresenta enrijecedores de borda retorcidos e quatro pequenos enrijecedores longitudinais na alma. Já a seção UltraZED possui enrijecedores de borda inclinados e enrijecedores intermediários complexos na alma e nas mesas.

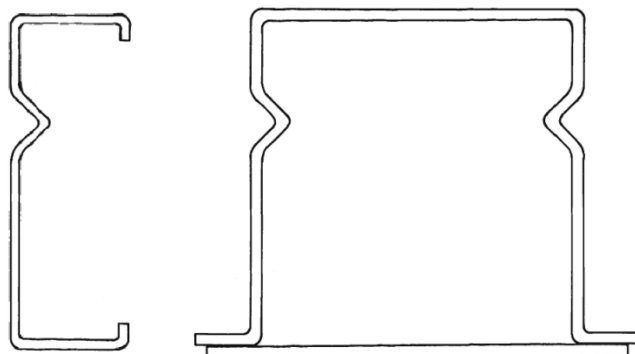
Figura 2.18 – Exemplo de perfis de aço formados a frio de seção Z com alma enrijecida



Ainda que existam várias seções com alma enrijecida e que as mesmas sejam frequentemente empregadas como terças, o efeito do enrijecimento longitudinal da alma no comportamento estrutural dos perfis não é bem conhecido e os procedimentos adequados para o seu dimensionamento não são claramente definidos em normas técnicas, sendo, inclusive, pouco abordados na literatura científica.

Um dos primeiros estudos envolvendo perfis formados a frio de seções com alma enrijecida foi desenvolvido por Nguyen e Yu (1980). O trabalho consistiu em análise experimental de 64 vigas de alma esbelta de seções transversais U e cartola, com enrijecedores longitudinais triangulares na alma, conforme mostrado na Figura 2.19. O objetivo da pesquisa foi avaliar a capacidade resistente no caso de solicitação por momento fletor, o que foi possível através da realização de ensaios de quatro pontos, nos quais a região central das barras ensaiadas fica submetida apenas a tensões de flexão. Com base nos resultados experimentais e em conhecimentos acerca do comportamento pós-crítico de seções de parede fina, foram desenvolvidas fórmulas empíricas para determinar a rigidez mínima requerida para os enrijecedores longitudinais e para computar a resistência à flexão de seções com alma enrijecida.

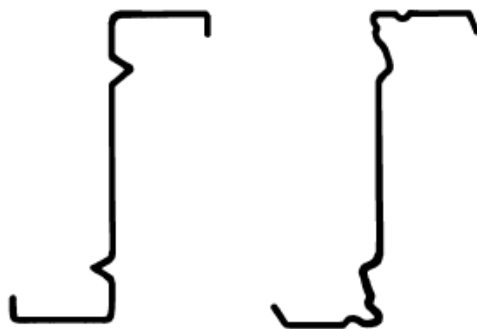
Figura 2.19 – Seções com alma enrijecida analisadas por Nugyen e Yu (1980)



Fonte: Adaptado de Nguyen e Yu (1980).

Rhodes e Zaras (1988) apresentam um estudo teórico e experimental realizado com o intuito de desenvolver uma seção Z otimizada, que culminou na obtenção da seção UltraZED, mostrada no item (b) da Figura 2.18. No trabalho foi considerado apenas o efeito do momento fletor e foram obtidas expressões de dimensionamento adequadas à seção desenvolvida. A Figura 2.20 mostra tanto a ideia inicial para a seção, com dois enrijecedores triangulares na alma, quanto o produto final, com enrijecedores intermediários também nas mesas.

Figura 2.20 – Desenvolvimento da seção UltraZED: ideia inicial (à esquerda) e seção final (à direita)

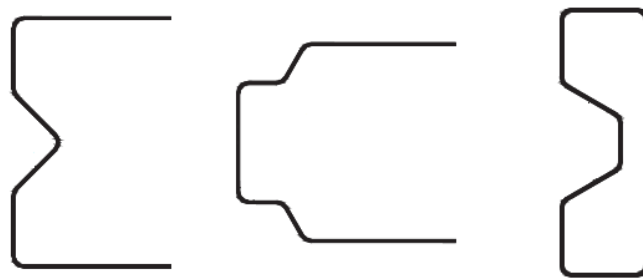


Fonte: Rhodes e Zaras (1988).

Mais recentemente, Wang e Young (2014) também avaliaram a solicitação por momento fletor em seções com alma enrijecida. Na pesquisa foi realizada uma análise experimental de vigas simplesmente apoiadas de seções transversais mostradas na Figura 2.21, com o objetivo de determinar a capacidade resistente e observar os modos de falha. Além disso, também foi feita uma análise numérica não linear via método dos elementos finitos, para comprovar os dados experimentais e aumentar a abrangência do estudo. A comparação dos resultados frente a procedimentos normativos mostrou que as expressões do

Método da Resistência Direta foram conservadoras para os casos avaliados, sobretudo quando a falha ocorreu por instabilidade local. Por esta razão, uma modificação ao MRD foi proposta para cobrir o dimensionamento das seções com alma enrijecida analisadas, fornecendo melhores previsões para o esforço resistente. Por fim, uma análise de confiabilidade foi realizada, indicando que o método proposto apresenta índice de confiabilidade adequado e, portanto, pode ser satisfatoriamente empregado para o dimensionamento de seções com alma enrijecida semelhantes às ilustradas na Figura 2.21.

Figura 2.21 – Seções com alma enrijecida analisadas por Wang e Young (2014)

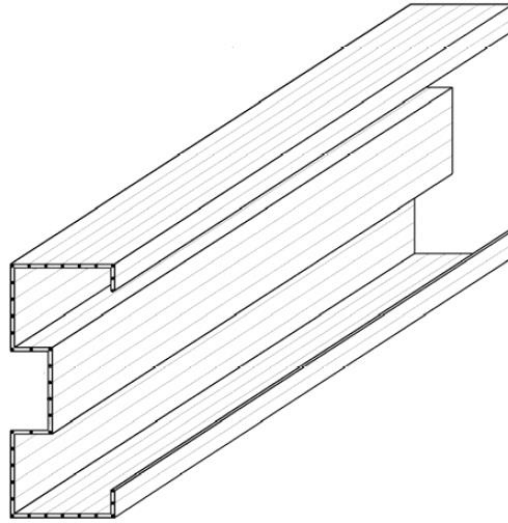


Fonte: Adaptado de Wang e Young (2014).

Atualmente, com a consolidação do Método da Resistência Direta para o cálculo do momento fletor resistente em seções transversais de geometrias variadas, o maior empecilho para o dimensionamento de seções com alma enrijecida reside na avaliação da resistência à força cortante. Isso ocorre devido à dificuldade na determinação da tensão crítica de instabilidade por cisalhamento, uma vez que o procedimento tradicionalmente utilizado para calcular este parâmetro considera a alma como uma chapa plana simplesmente apoiada nas mesas e submetida a cisalhamento puro, o que pode levar a estimativas conservadoras da capacidade resistente no caso de seções com alma enrijecida.

Pham e Hancock (2008) utilizaram um modelo computacional baseado no Método das Faixas Finitas para determinar as tensões críticas elásticas de seções U enrijecido sujeitas apenas à ação da força cortante. Além dos enrijecedores de borda nas extremidades das mesas, as seções estudadas também apresentam um enrijecedor longitudinal retangular, posicionado na metade da altura da alma, como mostrado na Figura 2.22. Para avaliar a influência deste enrijecedor no comportamento do perfil, foram variadas as suas dimensões horizontal (paralela às mesas) e vertical (paralela à alma). Em cada uma dessas variações, foram determinados os modos de instabilidade, as tensões críticas e os valores do coeficiente de flambagem local por cisalhamento k_v .

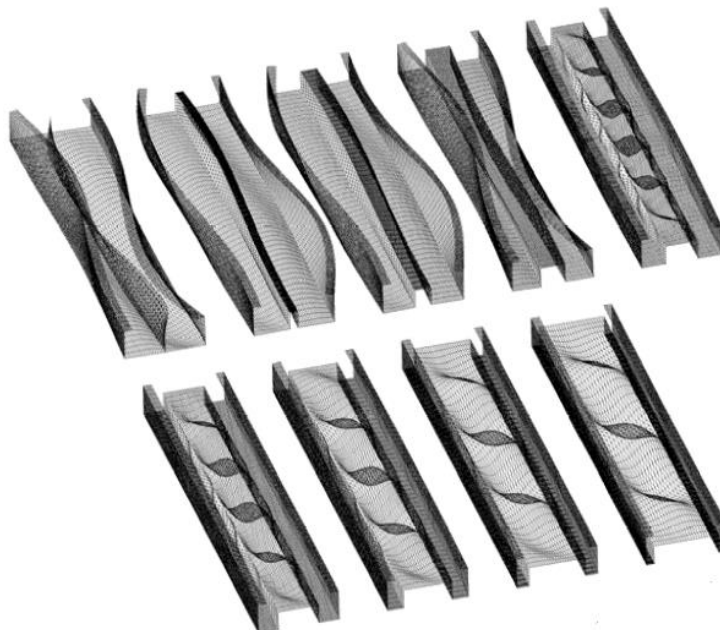
Figura 2.22 – Seção U enrijecido com enrijecedor retangular na alma



Fonte: Pham e Hancock (2008).

Os resultados de Pham e Hancock (2008) mostraram que, a depender da relação entre a dimensão vertical do enrijecedor e a altura da alma, o enrijecimento pode trazer melhoria significativa nas tensões críticas, atenuando a instabilidade local. Porém, conforme ilustra a Figura 2.23, à medida que a dimensão vertical do enrijecedor aumenta, a instabilidade passa a ocorrer nele e não mais na alma, provocando redução nas tensões críticas. O mesmo pode ocorrer na direção horizontal, ao passo que a dimensão horizontal do enrijecedor aumenta.

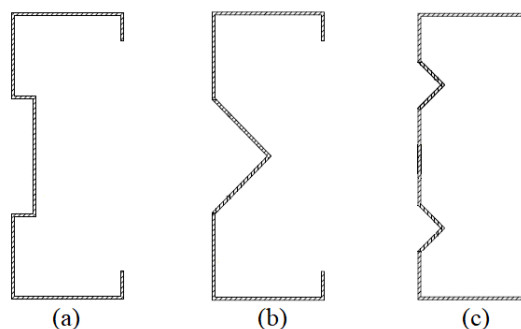
Figura 2.23 – Exemplo da influência das dimensões do enrijecedor longitudinal nos modos de instabilidade desenvolvidos



Fonte: Adaptado de Pham e Hancock (2008).

Utilizando o mesmo modelo computacional de faixas finitas de Pham e Hancock (2008), Pham, Pham e Hancock (2012a) investigaram o efeito dos enrijecedores longitudinais de alma nas tensões críticas elásticas de instabilidade por cisalhamento, variando parâmetros como número, formato, localização e dimensões de tais enrijecedores. Para tanto, foram considerados três tipos de seções U com alma enrijecida, mostrados na Figura 2.24. As análises de estabilidade elástica indicaram que, com praticamente o mesmo consumo de aço, os enrijecedores retangulares foram mais eficientes do que os enrijecedores triangulares, uma vez que levaram a tensões críticas maiores. Além disso, as seções com um enrijecedor retangular e com um enrijecedor triangular atingiram maiores valores de tensão crítica quando os enrijecedores dividem a alma em três partes de aproximadamente o mesmo tamanho.

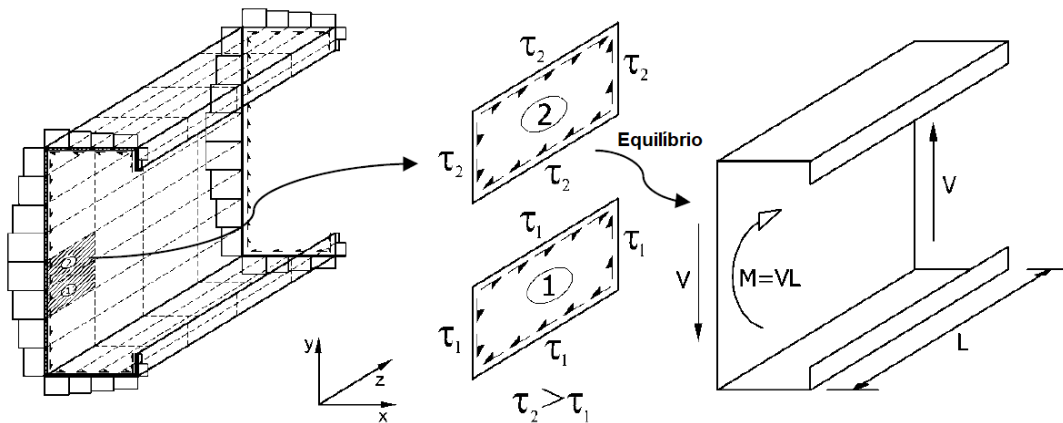
Figura 2.24 – Seções com alma enrijecida analisadas em Pham, Pham e Hancock (2012a): (a) um enrijecedor retangular; (b) um enrijecedor triangular; (c) dois enrijecedores triangulares



Fonte: Adaptado de Pham, Pham e Hancock (2012a).

Soluções numéricas para vigas de aço formadas a frio simplesmente apoiadas e submetidas apenas a tensões de cisalhamento são apresentadas em Pham, Pham e Hancock (2012b). Neste trabalho foi gerado um modelo em elementos finitos com o objetivo de avaliar a resistência à força cortante de seções U, ora com alma plana ora com alma enrijecida, com configurações de enrijecedores longitudinais idênticas às ilustradas na Figura 2.24. No modelo numérico, foram realizadas análises de estabilidade, considerando para o carregamento uma distribuição de tensões cisalhantes não uniforme resultante da ação de uma força cortante paralela à alma. Para representar esse carregamento, as barras foram divididas em elementos e a cada um deles foi atribuída uma tensão uniforme, de modo que a variação dessas tensões na seção transversal constitui uma aproximação para a distribuição não uniforme, como mostrado na Figura 2.25. Nesta figura também é possível perceber que, como cada elemento possui um valor de tensão associado, há um desequilíbrio na direção longitudinal da barra, que na prática é balanceado por um gradiente de momento fletor.

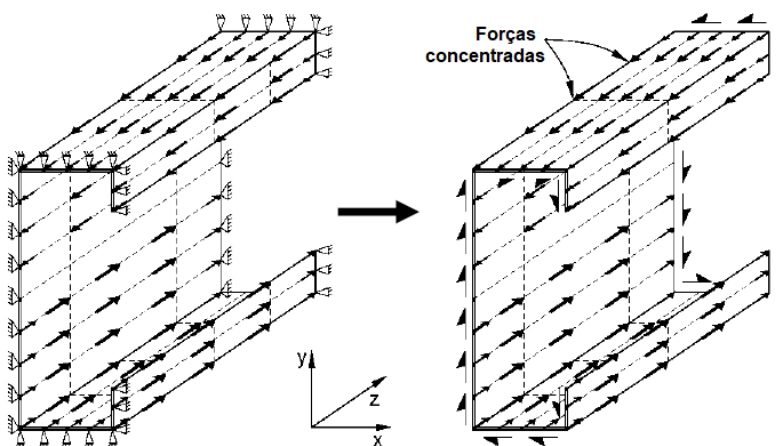
Figura 2.25 – Esquema de carregamento considerado em Pham, Pham e Hancock (2012b)



Fonte: Adaptado de Pham, Pham e Hancock (2012b).

No modelo de Pham, Pham e Hancock (2012b), as tensões de cisalhamento foram reproduzidas a partir de uma série de forças concentradas. Na direção longitudinal, nas arestas comuns a dois elementos, as forças que foram aplicadas correspondem à resultante das tensões, devido ao desequilíbrio observado entre elementos adjacentes, ilustrado na Figura 2.25. A Figura 2.26 apresenta o carregamento e a vinculação considerados no modelo numérico.

Figura 2.26 – Carregamento e vinculação considerados em Pham, Pham e Hancock (2012b)



Fonte: Adaptado de Pham, Pham e Hancock (2012b).

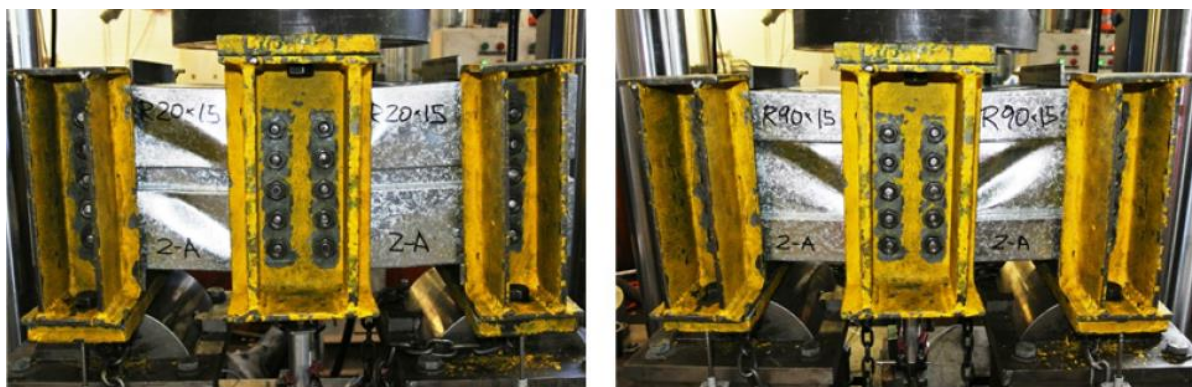
Os resultados de Pham, Pham e Hancock (2012b) para as seções com alma enrijecida, incluindo as cargas críticas e a capacidade resistente ao cisalhamento, foram comparados aos resultados para alma plana, indicando que, em geral, a presença de enrijecedores intermediários melhora o desempenho estrutural das seções. Contudo, a melhoria em termos de carga crítica mostrou-se mais significativa do que em relação à resistência à força cortante.

Por esta razão, os autores sugeriram que deve ser analisada a possibilidade de modificação na fórmula clássica para determinação da força cortante de plastificação total da alma V_y , especialmente no caso de almas muito enrijecidas.

Pham e Hancock (2009b) desenvolveram um estudo experimental semelhante ao de Pham e Hancock (2009a), considerando seções SupaCee submetidas predominantemente ao cisalhamento. Pouco mais tarde, Pham e Hancock (2010d) realizaram simulações numéricas a partir do Método dos Elementos Finitos para comprovar os dados experimentais de Pham e Hancock (2009b), indicando proximidade entre os resultados numéricos e experimentais. Além disso, neste trabalho também foi avaliado o efeito das imperfeições geométricas iniciais na modelagem e constatou-se que essas imperfeições não possuem sensibilidade significativa no caso de predomínio de força cortante.

Outro estudo envolvendo análise experimental de perfis formados a frio com alma enrijecida submetidos principalmente à força cortante foi desenvolvido por Pham, Bruneau e Hancock (2015). Este trabalho foi realizado considerando seções U com alma plana e com alma enrijecida por meio de enrijecedores longitudinais trapezoidais ou retangulares. Variando as dimensões dos enrijecedores, a expectativa era de que a capacidade resistente aumentasse conforme as dimensões também aumentassem. Entretanto, os ensaios mostraram que o aumento da força última foi pouco significativo frente ao aumento das dimensões dos enrijecedores, e os modos de falha observados foram, sobretudo, devido à combinação de momento fletor e força cortante. A justificativa é que o aumento da resistência à força cortante provocado pelos enrijecedores longitudinais não é acompanhado de melhorias da mesma magnitude na resistência ao momento fletor, de modo que a avaliação da interação torna-se primordial na análise. A Figura 2.27 ilustra os modos de falha observados em seções com diferentes configurações de enrijecedores, sendo um deles menor e o outro maior.

Figura 2.27 – Modos de falha em seções de diferentes configurações de enrijecedores longitudinais



Fonte: Pham, Bruneau e Hancock (2014).

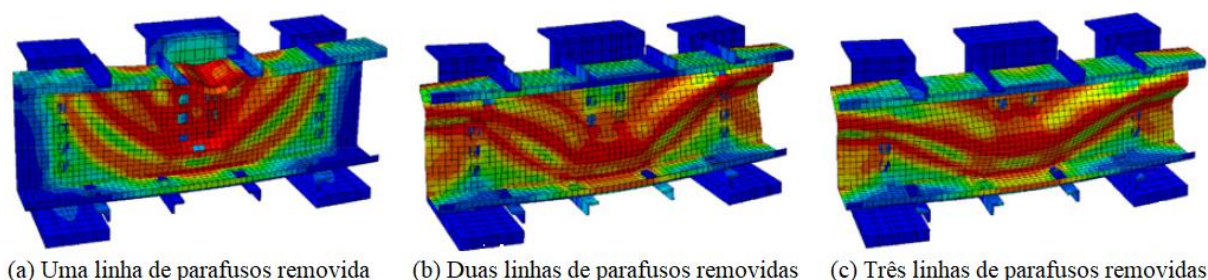
Complementando o trabalho de Pham, Bruneau e Hancock (2015), Pham e Hancock (2015) simularam numericamente os ensaios de predomínio de força cortante. O modelo em elementos finitos foi utilizado para comparação e calibração com os dados experimentais, evidenciando boa concordância entre os resultados. É importante destacar que estes trabalhos contribuíram para um maior entendimento acerca do comportamento estrutural de seções que possuem enrijecedores longitudinais significativos na alma, como ocorre na prática.

2.3 INFLUÊNCIA DO CAMPO DE TRAÇÃO

O campo de tração, conforme descrito no item 2.1.2 deste trabalho, é mobilizado em seções de alma esbelta após a ocorrência da instabilidade por cisalhamento, como resultado do surgimento de diagonais tracionadas. O efeito do campo de tração na resistência à força cortante de perfis formados a frio foi estudado por Pham e Hancock (2012b), que observaram um acréscimo de resistência pós-crítica em trabalhos experimentais desenvolvidos anteriormente (PHAM; HANCOCK, 2009a, 2009b). Tal melhoria da capacidade resistente foi atribuída ao campo de tração, provocado pelo aumento da restrição lateral criada por ligações parafusadas ao longo de toda a altura da alma, que agem como enrijecedores transversais.

No trabalho de Pham e Hancock (2012b), foram realizadas análises experimental e numérica de seções U e SupaCee submetidas predominantemente à força cortante. Para avaliar a influência da região da ligação, foi gerado um modelo em elementos finitos no qual foi variado o número de parafusos nos apoios e nos pontos de aplicação do carregamento. Os resultados mostraram que remover parafusos em regiões nas quais atua o campo de tração pode ter um grande efeito nas cargas últimas, que tendem a diminuir. Isso ocorre pois, quando os parafusos são removidos, a falha se dá por uma combinação de instabilidade e enrugamento da alma, como mostrado na Figura 2.28.

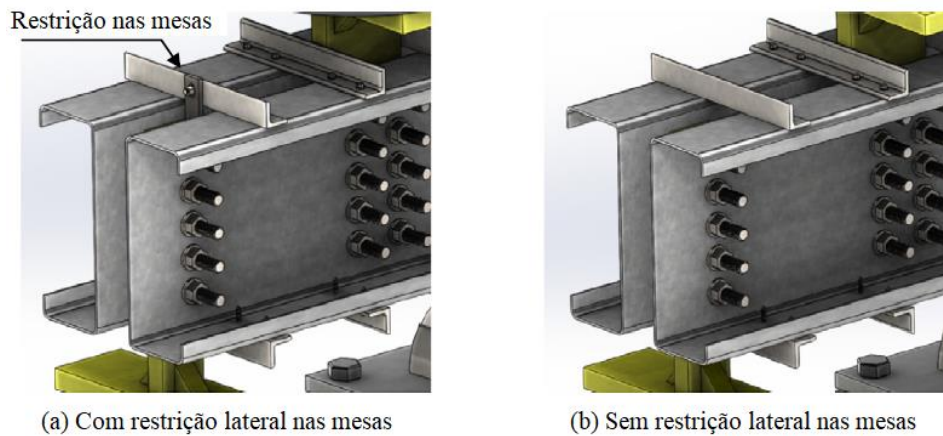
Figura 2.28 – Influência da ligação no desenvolvimento do campo de tração e nos modos de falha



Fonte: Adaptado de Pham e Hancock (2012b).

Pham, Zelenkin e Hancock (2017) conduziram uma campanha experimental em seções U sujeitas principalmente ao cisalhamento, considerando três diferentes configurações de ligação na alma e presença/ausência de restrição lateral nas mesas. As diferentes configurações de ligação incluíram parafusos ao longo de toda a altura da alma, uma linha de parafusos removida e duas linhas de parafusos removidas. A restrição das mesas, ilustrada na Figura 2.29, teve como objetivo prevenir deslocamentos laterais resultantes da torção dos perfis e foi viabilizada por meio de chapas de aço, que foram parafusadas às cantoneiras conectadas às mesas superiores e inferiores para impedir a distorção.

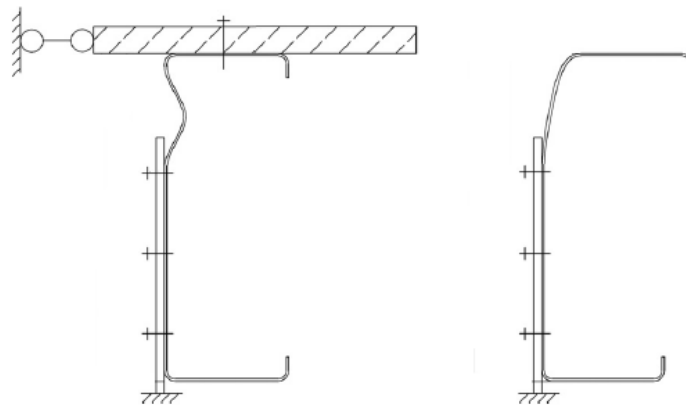
Figura 2.29 – Ensaio com e sem restrição lateral nas mesas



Fonte: Adaptado de Pham, Zelenkin e Hancock (2017).

Nos ensaios com parafusos ao longo de toda a altura da alma, as ligações promoveram restrição lateral suficiente às mesas, de modo que toda a capacidade oriunda da ação do campo de tração pôde ser mobilizada e não houve diferenças significativas entre os resultados para os protótipos com e sem as chapas de aço. Já nos ensaios com remoção de uma linha de parafusos, ocorreu uma diminuição da força experimental, que foi mais pronunciada nos protótipos sem as chapas de aço, nos quais se observou um modo de falha por cisalhamento e torção combinados. Nestes casos, a torção manifestou-se especialmente nas mesas superiores nas regiões dos apoios, sendo que a Figura 2.30 ilustra o que acontece no caso de seções com e sem restrição lateral nas mesas. Nos ensaios com remoção de duas linhas de parafusos, verificou-se novamente uma redução da capacidade resistente, e a falha ocorreu por uma combinação de instabilidade e enrugamento da alma. Assim, constatou-se que a falta de restrição lateral nas mesas leva a uma considerável redução da força última, especialmente quando mais parafusos são removidos das ligações, devido à incapacidade de o campo de tração se manifestar plenamente nestas condições.

Figura 2.30 – Seções com e sem restrição lateral nas mesas



Fonte: Adaptado de Pham, Zelenkin e Hancock (2017).

2.4 MÉTODO DA RESISTÊNCIA DIRETA

O Método da Resistência Direta (MRD) é uma alternativa ao tradicional Método da Largura Efetiva (MLE) para o dimensionamento de elementos estruturais com seção transversal de parede fina, como é o caso das terças de aço formadas a frio. O MRD permite o cálculo dos esforços resistentes utilizando as propriedades geométricas da seção transversal bruta e as tensões críticas associadas aos modos de instabilidade local, distorcional e global, determinadas por meio de análise de estabilidade elástica.

A principal vantagem do MRD consiste na utilização das propriedades geométricas da seção bruta, em oposição às propriedades efetivas empregadas no MLE. Dessa maneira, não é necessário o cálculo das larguras efetivas dos elementos, que se torna mais trabalhoso e menos preciso à medida que a complexidade da seção transversal aumenta. Além disso, a análise de estabilidade elástica utilizada no MRD fornece as tensões críticas para a seção completa, ou seja, abrange a interação entre os elementos que formam a seção, o que não é geralmente considerado no MLE.

Por outro lado, uma desvantagem do MRD reside no fato de este método ser uma abordagem semiempírica, a qual foi calibrada para cobrir satisfatoriamente o dimensionamento apenas de seções transversais pré-qualificadas (WANG; YOUNG, 2014). Seções U e Z com enrijecedores de borda e pequenos enrijecedores longitudinais intermediários nas mesas e na alma, submetidas a tensões normais ou de cisalhamento, são pré-qualificadas para o MRD.

No caso de solicitação por força normal ou momento fletor, o MRD encontra-se bem difundido atualmente e existem, inclusive, programas gratuitos que realizam a análise de estabilidade elástica de seções sujeitas a tensões normais, permitindo a determinação das tensões críticas elásticas de maneira fácil e rápida.

Assim como o MLE, o MRD é previsto pela NBR 14762 (ABNT, 2010) para avaliação do momento fletor resistente de perfis formados a frio. A formulação empregada pela norma brasileira, apresentada nas Equações [2.10] a [2.19], é similar àquela apresentada na norma americana AISI S100-16 (AISII, 2016), e depende dos momentos fletores de instabilidade elástica, que podem ser facilmente calculados a partir das tensões críticas determinadas na análise de estabilidade. Cabe destacar que o momento fletor resistente resultante no dimensionamento é tomado como sendo o menor valor entre aqueles obtidos para os modos de instabilidade global, local e distorcional.

Instabilidade global (FLT):

$$M_{Re} = Wf_y \quad \text{para } \lambda_0 \leq 0,6 \quad [2.10]$$

$$M_{Re} = 1,11(1 - 0,278\lambda_0^2)Wf_y \quad \text{para } 0,6 < \lambda_0 < 1,336 \quad [2.11]$$

$$M_{Re} = \frac{Wf_y}{\lambda_0^2} \quad \text{para } \lambda_0 \geq 1,336 \quad [2.12]$$

Onde:

$$\lambda_0 = \left(\frac{Wf_y}{M_e} \right)^{0,5} \quad [2.13]$$

Instabilidade local (notar que interage com a instabilidade global):

$$M_{Rl} = M_{Re} \quad \text{para } \lambda_l \leq 0,776 \quad [2.14]$$

$$M_{Rl} = \left(1 - \frac{0,15}{\lambda_l^{0,8}} \right) \frac{M_{Re}}{\lambda_l^{0,8}} \quad \text{para } \lambda_l > 0,776 \quad [2.15]$$

Onde:

$$\lambda_l = \left(\frac{M_{Re}}{M_l} \right)^{0,5} \quad [2.16]$$

Instabilidade distorcional:

$$M_{Rdist} = Wf_y \quad \text{para } \lambda_{dist} \leq 0,673 \quad [2.17]$$

$$M_{Rdist} = \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_{dist}}\right) \frac{Wf_y}{\lambda_{dist}} \quad \text{para } \lambda_{dist} > 0,673 \quad [2.18]$$

Onde:

$$\lambda_{dist} = \left(\frac{Wf_y}{M_{dist}}\right)^{0,5} \quad [2.19]$$

Os parâmetros considerados nas fórmulas são:

M_{Re} : valor característico do momento fletor resistente associado à instabilidade global;

M_{Rl} : valor característico do momento fletor resistente associado à instabilidade local;

M_{Rdist} : valor característico do momento fletor resistente associado à instabilidade distorcional;

M_e : momento fletor de instabilidade global elástica (flambagem lateral com torção);

M_l : momento fletor de instabilidade local elástica;

M_{dist} : momento fletor de instabilidade distorcional elástica;

λ_0 : índice de esbeltez reduzido associado à instabilidade global;

λ_l : índice de esbeltez reduzido associado à instabilidade local;

λ_{dist} : índice de esbeltez reduzido associado à instabilidade distorcional;

W : módulo de resistência elástico da seção bruta em relação à fibra extrema que atinge o escoamento;

f_y : resistência ao escoamento.

Para solicitação por força cortante, a aplicação do Método da Resistência Direta no cálculo do esforço resistente não se encontra bem consolidada. Isso ocorre porque o procedimento tradicionalmente empregado para o dimensionamento à força cortante, que consiste em considerá-la sendo resistida somente pela alma com tensão uniforme e igual à média, é simples e atende à maioria dos casos observados na prática. Contudo, para seções de geometria complexa, como as de alma enrijecida, a aplicação deste procedimento encontra limitações, sobretudo na consideração da altura h da parte plana da alma para avaliação da tensão crítica de instabilidade local por cisalhamento.

A norma brasileira NBR 14762 (ABNT, 2010) não traz o MRD para determinação da força cortante resistente, procedimento que é previsto pela norma americana AISI S100-16 (AISI, 2016), tendo sido incorporado desde a sua edição de 2012. O MRD neste caso possui formulação muito semelhante à apresentada pela NBR 14762 (ABNT, 2010), porém as expressões são escritas de forma parametrizada. As Equações [2.20] a [2.23] trazem as expressões do Método da Resistência Direta para avaliação força cortante resistente conforme AISI S100-16 (AISI, 2016).

$$V_{Rk} = V_y \quad \text{para } \lambda_v \leq 0,815 \quad [2.20]$$

$$V_{Rk} = 0,815\sqrt{V_{cr}V_y} \quad \text{para } 0,815 < \lambda_v \leq 1,227 \quad [2.21]$$

$$V_{Rk} = V_{cr} \quad \text{para } \lambda_v > 1,227 \quad [2.22]$$

Onde:

$$\lambda_v = \sqrt{\frac{V_y}{V_{cr}}} \quad [2.23]$$

Segundo a norma americana AISI S100-16 (AISI, 2016), em barras com seção de alma esbelta e enrijecedores transversais de espaçamento menor ou igual a duas vezes a altura da alma, é possível considerar um acréscimo na resistência ao cisalhamento resultante do efeito do campo de tração. Neste caso, a força cortante resistente é determinada pelas Equações [2.24] e [2.25].

$$V_{Rk} = V_y \quad \text{para } \lambda_v \leq 0,776 \quad [2.24]$$

$$V_{Rk} = \left[1 - 0,15 \left(\frac{V_{cr}}{V_y} \right)^{0,4} \right] \left(\frac{V_{cr}}{V_y} \right)^{0,4} V_y \quad \text{para } \lambda_v > 0,776 \quad [2.25]$$

Nas expressões anteriores, os parâmetros são:

V_{Rk} : força cortante resistente característica;

V_y : força cortante correspondente à plastificação da alma por cisalhamento;

V_{cr} : força cortante corresponde à instabilidade local da alma por cisalhamento;

λ_v : índice de esbeltez reduzido associado à instabilidade local por cisalhamento.

De acordo com a norma AISI S100-16 (AISI, 2016), a força cortante correspondente à instabilidade local da alma por cisalhamento V_{cr} pode ser calculada considerando a alma isolada, a partir da tensão crítica dada pela Equação [2.5], ou pode ser avaliada para a seção transversal completa por meio de análise de estabilidade elástica, conforme descrito por Pham e Hancock (2009c, 2012a). A determinação da tensão crítica via análise de estabilidade elástica é útil no caso de seções transversais de geometria complexa, como as terças de alma enrijecida, para as quais o cálculo da tensão crítica com a Equação [2.5] pode resultar consideravelmente conservador, uma vez que esta expressão foi desenvolvida para uma chapa retangular plana, ignorando a contribuição das mesas e dos enrijecedores longitudinais na resistência da seção.

A interação momento fletor - força cortante é prevista pelo AISI S100-16 (AISI, 2016) e pela NBR 14762 (ABNT, 2010). Ambas as especificações consideram duas condições: alma sem enrijecedores transversais e alma com enrijecedores transversais. A diferença entre essas condições é o menor conservadorismo no caso de almas com enrijecedores, decorrente do aumento de resistência provocado pela ação do campo de tração. As Equações [2.26] e [2.27] representam a avaliação da interação momento fletor - força cortante de acordo com a NBR 14762 (ABNT, 2010).

Alma sem enrijecedores transversais – interação circular:

$$\left(\frac{M_{Sd}}{M_{Rd}}\right)^2 + \left(\frac{V_{Sd}}{V_{Rd}}\right)^2 \leq 1,0 \quad [2.26]$$

Alma com enrijecedores transversais – interação trilinear:

$$0,6\left(\frac{M_{Sd}}{M_{Rd}}\right) + \left(\frac{V_{Sd}}{V_{Rd}}\right) \leq 1,3 \quad [2.27]$$

Onde os parâmetros são:

M_{Sd} : momento fletor solicitante de cálculo;

M_{Rd} : momento fletor resistente de cálculo para o modo de instabilidade local;

V_{Sd} : força cortante solicitante de cálculo;

V_{Rd} : força cortante resistente de cálculo.

A formulação do AISI S100-16 (AISI, 2016) para o cálculo da interação momento fletor - força cortante é muito semelhante à da NBR 14762 (ABNT, 2010). A única diferença

é que, no caso de alma com enrijecedores transversais, o AISI S100-16 (AISII, 2016) considera o momento fletor resistente como sendo o menor valor entre os momentos resistentes dos modos de instabilidade local e distorcional, enquanto que a NBR 14762 (ABNT, 2010) utiliza apenas o modo local para a determinação da resistência à flexão.

O trabalho de Pham e Hancock (2009d) foi um dos estudos que contribuiu para a extensão do Método da Resistência Direta à situação de momento fletor e força cortante combinados, que ocorre em sistemas contínuos de terças. Com o objetivo de calibrar um novo procedimento de cálculo para avaliar a interação com o MRD, os autores utilizaram dados experimentais de terças biapoiadas e contínuas com vãos duplo e triplo e analisaram duas propostas para o cálculo da interação. A primeira proposta utiliza para o momento fletor resistente o menor valor entre aqueles obtidos para os modos de instabilidade local e distorcional, enquanto a segunda proposta emprega diretamente o valor obtido para o modo local. A análise de confiabilidade mostrou que ambas as propostas apresentaram índices de confiabilidade adequados. Dessa maneira, concluiu-se que a segunda proposta é aceitável para a avaliação da combinação de esforços, ainda que ignore a resistência associada ao modo distorcional.

Em um trabalho posterior, Pham e Hancock (2010b) descreveram a pesquisa realizada por Pham e Hancock (2009d) e acrescentaram a análise de uma seção U considerando a resistência à força cortante da seção completa via análise de estabilidade elástica. Os resultados novamente mostraram que a escolha do modo de instabilidade local para a resistência à flexão é adequada e, ainda, que o campo de tração exerce grande influência no caso de seções de alma esbelta, sendo que a sua consideração nas equações de dimensionamento leva a estimativas mais verdadeiras da capacidade resistente. Pouco mais tarde, Pham e Hancock (2010c) realizaram um trabalho teórico e experimental semelhante aos descritos anteriormente, porém utilizando a seção de alma enrijecida SupaCee, e chegaram às mesmas conclusões.

Pham, Pham e Hancock (2014) trazem uma aplicação do Método da Resistência Direta para força cortante em seções U de alma plana e de alma enrijecida de três tipos: com um enrijecedor retangular, com um enrijecedor triangular e com dois enrijecedores triangulares. No trabalho, foi gerado um modelo de elementos finitos para analisar as seções submetidas a tensões de cisalhamento e os dados numéricos, juntamente com dados experimentais obtidos em pesquisas anteriores, foram comparados às previsões do MRD. Os resultados indicaram que o MRD proporcionou um bom ajuste aos valores numéricos e experimentais, podendo ser considerado adequado para o dimensionamento à força cortante.

3 ANÁLISE TEÓRICA

As análises teóricas deste trabalho foram realizadas com o objetivo de avaliar o efeito do enrijecimento longitudinal da alma na resistência das terças. Os casos de solicitação por momento fletor e por força cortante foram avaliados isoladamente, através da realização de análises de estabilidade elástica via faixas finitas e elementos finitos. Tais análises numéricas foram empregadas para determinar as tensões críticas elásticas, que foram utilizadas no Método da Resistência Direta para o cálculo dos esforços resistentes. Para uma análise comparativa, foram consideradas seções transversais de alma enrijecida (ZAE) e seções equivalentes de alma plana (Z), detalhadas no Apêndice A.

3.1 AVALIAÇÃO DO MOMENTO FLETOR

A avaliação do momento fletor foi realizada via Método das Faixas Finitas utilizando o programa CUFSM v.4.05 (SCHAFER; ÁDÁNY, 2006). O intuito desta etapa foi comparar o desempenho das seções de alma enrijecida e alma plana quanto aos modos de instabilidade local, distorcional e global.

Uma vez que o comportamento de uma seção transversal submetida à ação momento fletor é bem conhecido e este esforço solicitante não é o mais importante para a análise a ser desenvolvida neste trabalho, a utilização do programa CUFSM mostrou-se rápida e satisfatória.

No CUFSM, as seções foram modeladas com as dimensões da linha do esqueleto e com a espessura real, que é 0,05 mm menor do que a espessura nominal, devido ao revestimento das chapas utilizadas na produção dos perfis, que não desempenha função estrutural. O carregamento foi representado por flexão em torno do eixo perpendicular à alma, considerando ora mesa superior comprimida, ora mesa inferior comprimida, em virtude das diferenças nas dimensões das mesas e enrijecedores longitudinais.

3.2 AVALIAÇÃO DA FORÇA CORTANTE

A avaliação da instabilidade provocada por força cortante é menos direta e mais trabalhosa do que o caso de solicitação por momento fletor, uma vez que não existem

programas disponibilizados livremente que realizam a análise de estabilidade elástica de seções submetidas apenas a tensões de cisalhamento. Por esta razão, o efeito da solicitação por força cortante isolada foi avaliado neste trabalho por meio de análise numérica via Método dos Elementos Finitos utilizando o programa ANSYS v.17.0 (SAS, 2016), no qual foram consideradas seções de alma enrijecida e de alma plana.

A rotina empregada no programa ANSYS consistiu na definição da geometria e criação de um modelo mecânico, no qual foram inseridas as condições de vínculo e de carregamento. Inicialmente foi realizada uma análise estática linear para gerar um campo de tensões que, em seguida, foi utilizado na análise de estabilidade, com o objetivo de determinar os modos de instabilidade e as tensões críticas.

Para validar o modelo desenvolvido neste trabalho, foram reproduzidos resultados da literatura considerando seções U com e sem enrijecedores de borda, retirados de Pham e Hancock (2009c). As tensões críticas obtidas pelo modelo diferiram dos valores da literatura em menos de 1%, o que indica sua eficácia nas análises de estabilidade elástica de seções submetidas a tensões de cisalhamento. Mais detalhes sobre o modelo desenvolvido são apresentados nos itens a seguir.

3.2.1 Geometria

No que diz respeito à geometria, as seções transversais foram modeladas com cantos vivos, isto é, não foi feita nenhuma discretização das regiões de dobra nos vértices e nos enrijecedores longitudinais. Como consequência, as seções do modelo numérico correspondem a uma aproximação do caso real, com cantos retos e enrijecedores intermediários triangulares.

Quanto à espessura dos perfis, destaca-se que foram descontados de suas espessuras nominais 0,05 mm, correspondentes à espessura nominal do revestimento de zinco das chapas de aço. Tal redução foi necessária, uma vez que o revestimento não desempenha função estrutural e, portanto, não pode ser levado em consideração na avaliação da resistência.

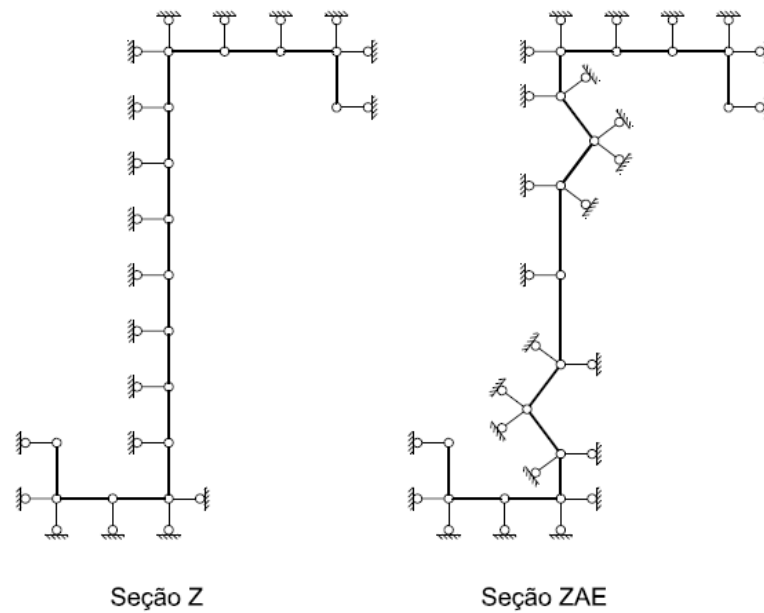
O elemento finito de casca SHELL 181 foi empregado na análise, por ser adequado a estruturas de parede fina. Este elemento possui quatro nós, com seis graus de liberdade em cada nó: três translações e três rotações, associadas aos eixos coordenados X, Y e Z.

A malha utilizada foi composta por quadrados de 10 mm de lado. A escolha do tamanho da malha foi realizada considerando o estudo de refinamento desenvolvido por Pham e Hancock (2010a).

3.2.2 Vinculação

A vinculação utilizada no modelo numérico baseou-se nos trabalhos de Pham e Hancock (2008, 2009c, 2012a) e Pham, Pham e Hancock (2012b). Dessa maneira, todas as arestas das seções das extremidades das barras foram consideradas como sendo simplesmente apoiadas, conforme mostra a Figura 3.1.

Figura 3.1 – Vinculação utilizada nas seções de extremidade das barras



Na Figura 3.1 é possível perceber que os deslocamentos foram restringidos nas direções perpendiculares aos elementos nas seções de extremidade das barras analisadas. No caso da seção transversal ZAE, sistemas de coordenadas locais foram criados para os enrijecedores longitudinais, de modo a possibilitar a restrição dos deslocamentos perpendicularmente aos seus planos.

É válido destacar que a condição simplesmente apoiada, que foi idealizada nas simulações e é ilustrada na Figura 3.1, raramente ocorre na prática. Contudo, segundo Pham, Pham e Hancock (2012b), o estudo desta vinculação é muito importante para entender teoricamente o comportamento de seções de parede fina submetidas apenas a tensões de cisalhamento, razão pela qual foi empregada no modelo numérico desenvolvido no presente trabalho.

Na Tabela 3.1 são apresentadas as condições de vínculo consideradas na análise numérica. A numeração das arestas e o sistema de coordenadas global são mostrados na

Figura 3.2. Para as seções com alma enrijecida, o detalhe da numeração das arestas nos enrijecedores longitudinais e os sistemas de coordenadas locais são mostrados na Figura 3.3.

Tabela 3.1 – Vinculação adotada para avaliação da força cortante

Arestas	X	Y	Z	\bar{X}_i	\bar{Y}_i
1, 2, 5, 6, 9 e 10	0	0	1	0	0
3, 4, 7 e 8	0	1	0	0	0
11 e 12	0	0	0	0	0
13, 14, 15, 16, 17, 18, 19 e 20	0	0	0	1	0

0: deslocamento livre

1: deslocamento restringido

Figura 3.2 – Numeração das arestas e sistema de coordenadas global para a Tabela 3.1

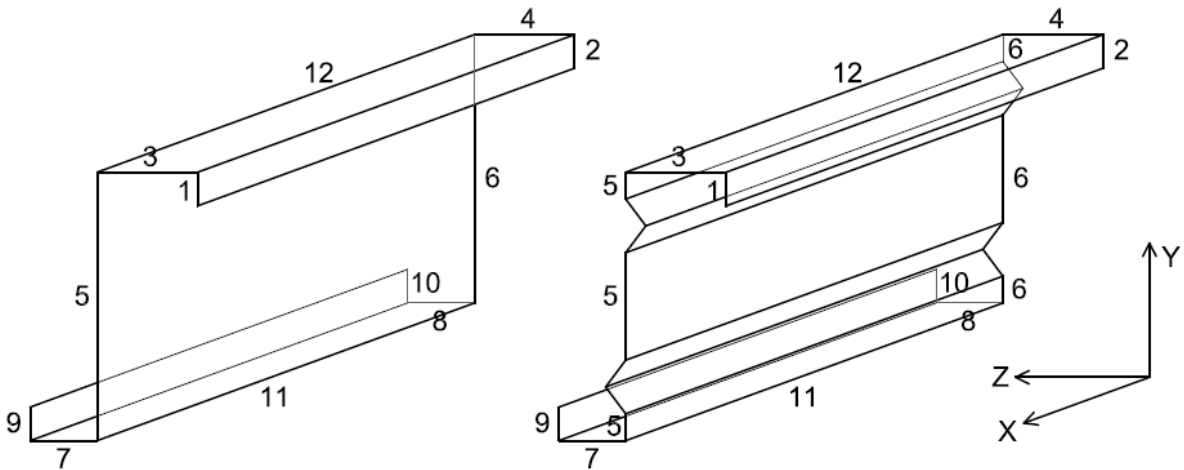
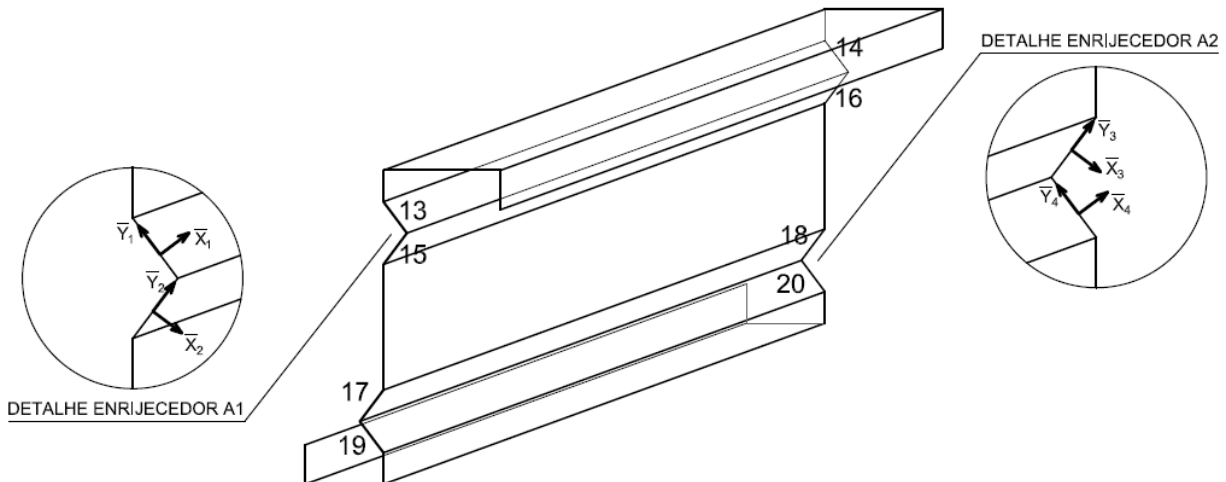
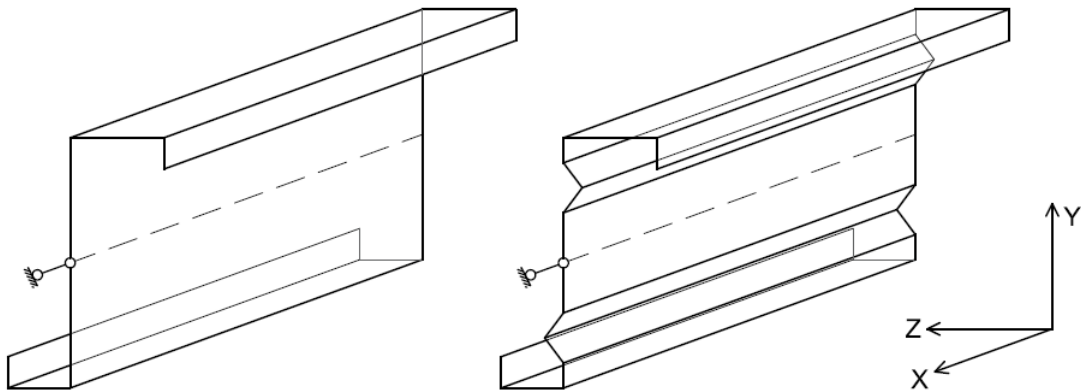


Figura 3.3 – Detalhe da numeração das arestas e sistemas de coordenadas locais nos enrijecedores longitudinais para a Tabela 3.1



Ainda sobre a vinculação, um ponto localizado na metade da altura da alma em uma das seções de extremidade das barras teve seu deslocamento na direção axial restringido, com o objetivo de impedir movimentos de corpo rígido. Tal restrição foi imposta na direção do eixo coordenado X, como mostra a Figura 3.4

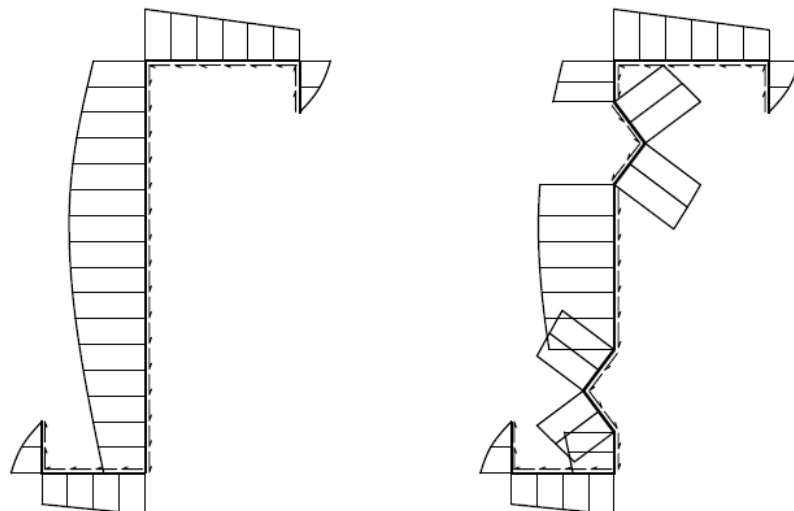
Figura 3.4 – Restrição do deslocamento na direção axial



3.2.3 Carregamento

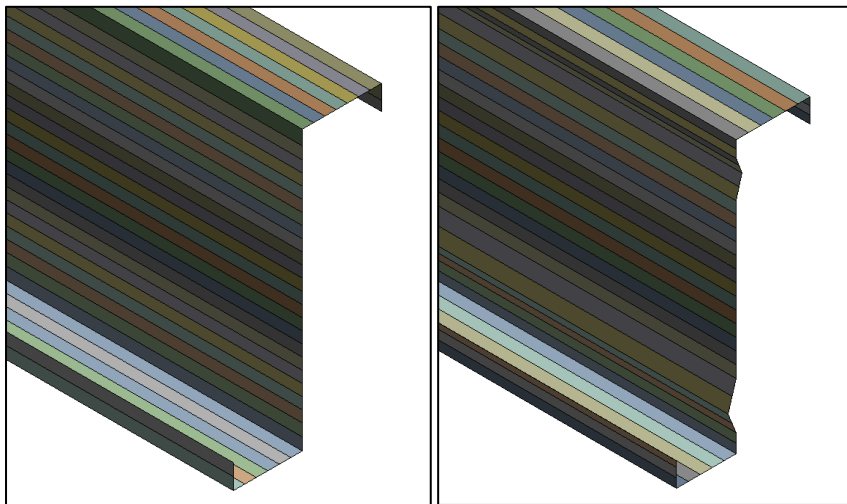
A modelagem do carregamento teve como base o trabalho de Pham, Pham e Hancock (2012b), no qual foi considerada uma distribuição de tensões cisalhantes na seção transversal compatível com o fluxo de cisalhamento resultante de uma força cortante paralela à alma. No caso das seções Z e ZAE analisadas neste trabalho, as distribuições das tensões de cisalhamento são ilustradas na Figura 3.5.

Figura 3.5 – Distribuições das tensões de cisalhamento para as seções Z e ZAE



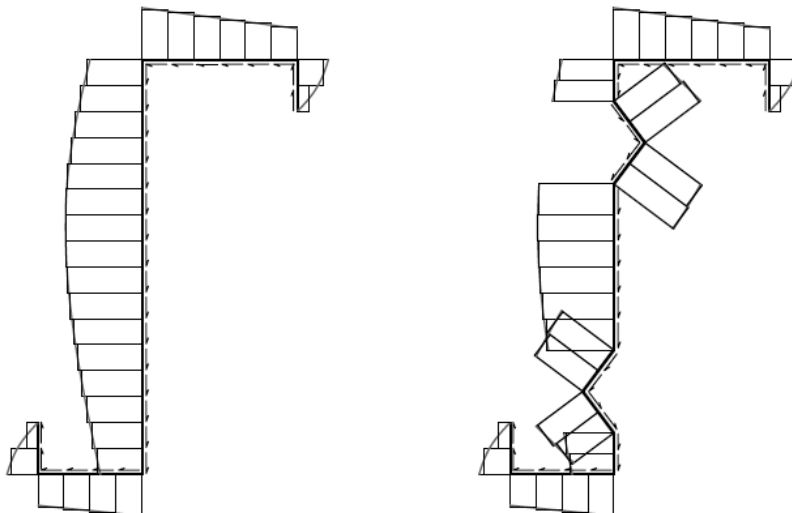
Para reproduzir no modelo numérico as distribuições de tensões cisalhantes da Figura 3.5, as barras foram divididas em faixas, como mostra a Figura 3.6. Tal divisão foi realizada considerando larguras variáveis para as faixas, a depender das larguras dos elementos da seção transversal. Em geral, foram utilizadas faixas de aproximadamente 10 mm de largura, que corresponde ao mesmo valor adotado para os lados da malha quadricular.

Figura 3.6 – Divisão das barras em faixas



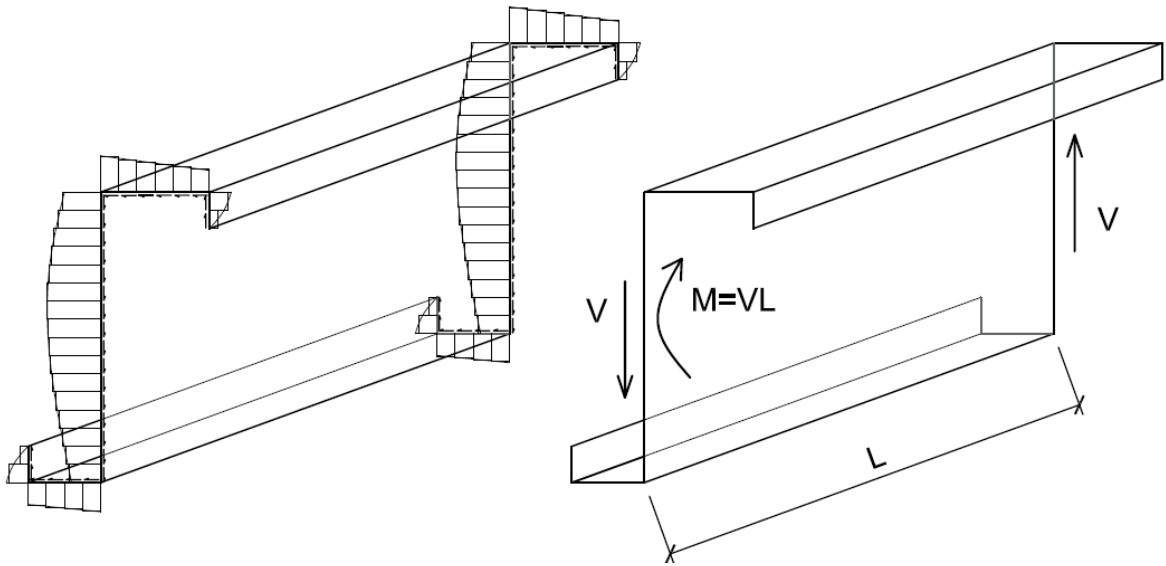
Nas seções de extremidade das barras foram aplicadas forças nas arestas de cada uma das faixas, de modo que as tensões geradas por essas forças são uniformes nas faixas e iguais à média das tensões dos nós. Como consequência, a distribuição de tensões do modelo numérico representa uma aproximação do caso real, conforme mostrado na Figura 3.7.

Figura 3.7 – Distribuição uniforme de tensões nas faixas



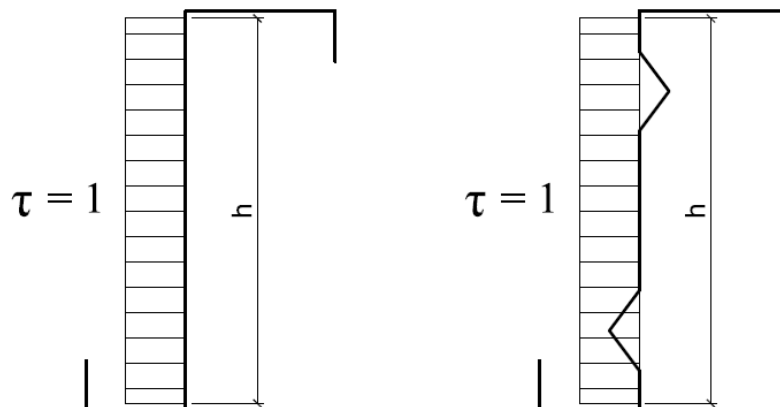
É evidente que as distribuições de tensões de cisalhamento consideradas no modelo não estão em equilíbrio longitudinalmente e só podem ser alcançadas por meio de um gradiente de momento fletor na barra, como mostra a Figura 3.8 para o perfil Z. Ainda assim, tais distribuições foram utilizadas para isolar os efeitos do momento fletor e do cisalhamento, permitindo identificar tensões críticas e modos de instabilidade associados somente à força cortante.

Figura 3.8 – Momento fletor para equilíbrio das tensões de cisalhamento



Para a determinação das forças aplicadas nas faixas, considerou-se inicialmente a alma submetida a uma tensão de cisalhamento uniforme e unitária, como mostrado na Figura 3.9. A força cortante V_l associada a esta tensão é dada pelo produto entre a tensão (no caso igual a um) e a área da alma, como indica a Equação [3.1]. Destaca-se que, para as seções com alma enrijecida, a área da alma foi calculada como se ela fosse plana.

Figura 3.9 – Distribuição uniforme de tensões de cisalhamento



$$V_1 = 1(ht) = ht \quad [3.1]$$

Onde:

V_1 : força cortante paralela à alma que produz tensão de cisalhamento unitária;

h : altura da alma, conforme Figura 3.9;

t : espessura da seção transversal.

A partir da força cortante V_1 , que produz tensão cisalhante uniforme e unitária na alma, a distribuição não uniforme das tensões de cisalhamento foi construída utilizando a Equação [3.2], na qual os eixos coordenados considerados referem-se à Figura 3.2.

$$\tau_i = \frac{V_1 S_{zi}}{t I_z} \quad [3.2]$$

Onde:

τ_i : tensão de cisalhamento na i -ésima faixa;

S_{zi} : momento estático da i -ésima faixa em relação ao eixo Z;

I_z : momento de inércia da seção transversal em relação ao eixo Z.

A Equação [3.2] fornece as tensões em cada uma das faixas. Para transformá-las em força, que é a grandeza que de fato foi aplicada, multiplica-se pela área da faixa correspondente, de acordo com a Equação [3.3].

$$F_i = \tau_i t l_i \quad [3.3]$$

Onde:

F_i : força aplicada na i -ésima faixa;

l_i : largura da i -ésima faixa.

Conforme relatado por Pham, Pham e Hancock (2012b) e mostrado na Figura 3.10, a consideração de valores médios e uniformes para as tensões nas faixas faz com que haja diferença de tensão entre faixas adjacentes. Assim, para garantir o equilíbrio no modelo, foram aplicadas na direção longitudinal forças correspondentes a essa diferença de tensão, calculadas segundo a Equação [3.4].

$$F_{i,i+1} = (\tau_{i+1} - \tau_i) at \quad [3.4]$$

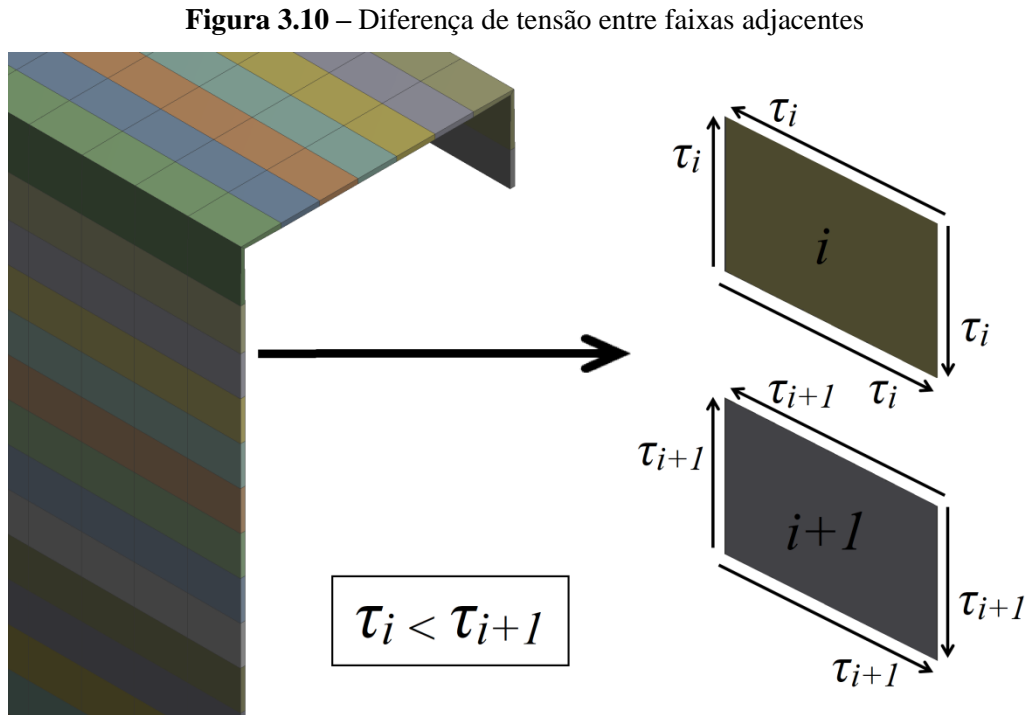
Onde:

$F_{i,i+1}$: força longitudinal entre as faixas i e $i+1$;

τ_i : tensão na faixa i ;

τ_{i+1} : tensão na faixa $i+1$;

a : comprimento da barra.



3.2.4 Análise de estabilidade

Após a definição da geometria e das condições de contorno do modelo numérico, foram realizadas análises estáticas lineares para obtenção de um campo de tensões a ser utilizado nas análises de estabilidade. Nesta etapa, foram gerados os diagramas de tensões de cisalhamento, para verificar se os valores fornecidos pelo modelo estão de acordo com aqueles calculados pela Equação [3.2].

As análises de estabilidade foram realizadas em seguida, permitindo a determinação dos modos de instabilidade e de suas respectivas tensões críticas. Cada uma das barras analisadas apresentou vários modos de instabilidade, aos quais foram associados diferentes valores de tensão crítica. Para a avaliação da resistência, é de interesse o menor desses valores.

Uma vez que os resultados das análises de estabilidade foram obtidos a partir de análises estáticas lineares desenvolvidas previamente, os mesmos referem-se a estruturas ideais em regime elástico. Isso se deve ao fato de que as não linearidades física e geométrica não foram consideradas, de modo que as análises de estabilidade produziram resultados rápidos, porém ligeiramente contra a segurança, já que a maioria das estruturas reais não alcança sua força de flambagem elástica devido ao comportamento não linear. Contudo, para o estudo desenvolvido neste trabalho, tal aproximação foi considerada suficiente.

As tensões críticas obtidas nas análises numéricas foram utilizadas para determinar valores mais realistas para o coeficiente de flambagem local por cisalhamento k_v , em um processo inverso àquele definido pela Equação [2.5]. Os valores numéricos de k_v foram comparados a valores teóricos calculados a partir da Equação [2.7] para as seções de alma plana e alma enrijecida.

Todas as análises foram realizadas considerando a relação a/h igual a cinco, sendo a o comprimento da barra e h definido conforme Figura 3.9. Tal condição refere-se ao caso de chapa longa, correspondente à maioria das aplicações de terças de cobertura observadas na prática.

4 ANÁLISE EXPERIMENTAL

A análise experimental desenvolvida neste trabalho teve como premissa o estudo do comportamento estrutural de terças de aço em perfis formados a frio com a alma enrijecida, através da determinação da capacidade resistente e da identificação dos modos de instabilidade. Apesar de ter sido dada ênfase à sollicitação por força cortante e por combinação de momento fletor e força cortante, foram realizados alguns ensaios para avaliar a condição de predomínio de momento fletor, em caráter complementar.

Para comparar o efeito do enrijecimento longitudinal, foram ensaiadas seções com alma enrijecida e seções de alma plana equivalentes. Os detalhes acerca da análise experimental são abordados nos itens que se seguem.

4.1 CONCEPÇÃO DOS ENSAIOS

Os ensaios foram idealizados tomando como base os trabalhos de LaBoube e Yu (1978) e Pham e Hancock (2009a, 2009b). Dessa maneira, para predominância de sollicitação por força cortante e combinação de momento fletor e força cortante, os ensaios consistiram, basicamente, em terças biapoizadas ensaiadas aos pares com carregamento concentrado aplicado no meio do vão. Já para predominância de sollicitação por momento fletor, foram realizados ensaios de flexão a quatro pontos, com o carregamento sendo dividido em dois pontos de aplicação em cada terça, resultando em um trecho central de momento uniforme.

A Figura 4.1 apresenta o esquema estático concebido para os ensaios de força cortante e de combinação de momento fletor e força cortante. Sendo h a altura da parte plana da alma² e a correspondente à distância entre as linhas de furação nos pontos de apoio e de aplicação do carregamento, foram adotadas relações a/h iguais a um, dois e três. Nos ensaios de a/h igual a um, há predomínio da sollicitação por força cortante. À medida que esta relação aumenta, ocorre um crescimento da influência do momento fletor e a combinação de esforços torna-se mais significativa.

O esquema estático dos ensaios de momento fletor é mostrado na Figura 4.2. Nesta figura nota-se que as barras foram divididas em três trechos, sendo os dois de extremidade de mesmo comprimento a e o trecho intermediário de comprimento variável.

² Nas seções de alma plana, a definição do parâmetro h é trivial. Nas seções com alma enrijecida, este parâmetro foi definido como se a alma fosse plana, ou seja, os enrijecedores longitudinais foram ignorados.

Figura 4.1 – Esquema estático para uma terça nos ensaios de força cortante e combinação de momento fletor e força cortante

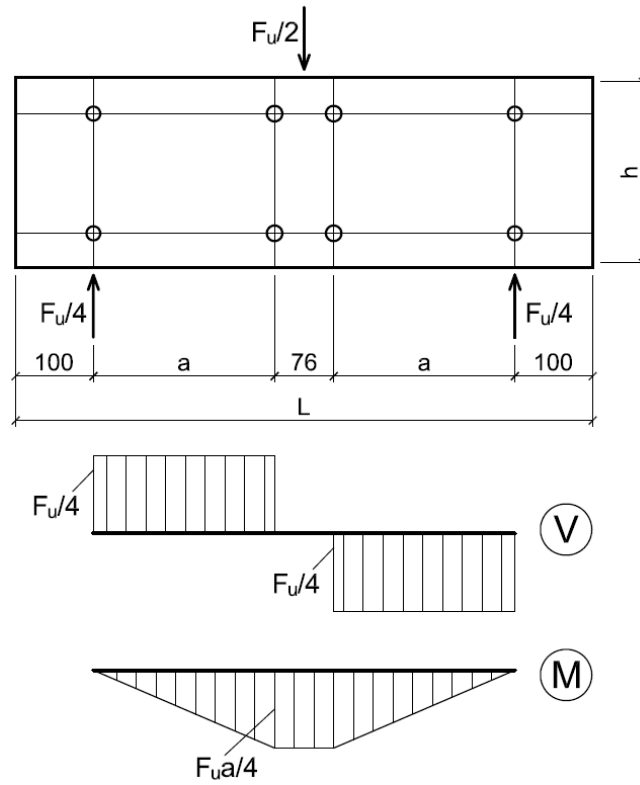
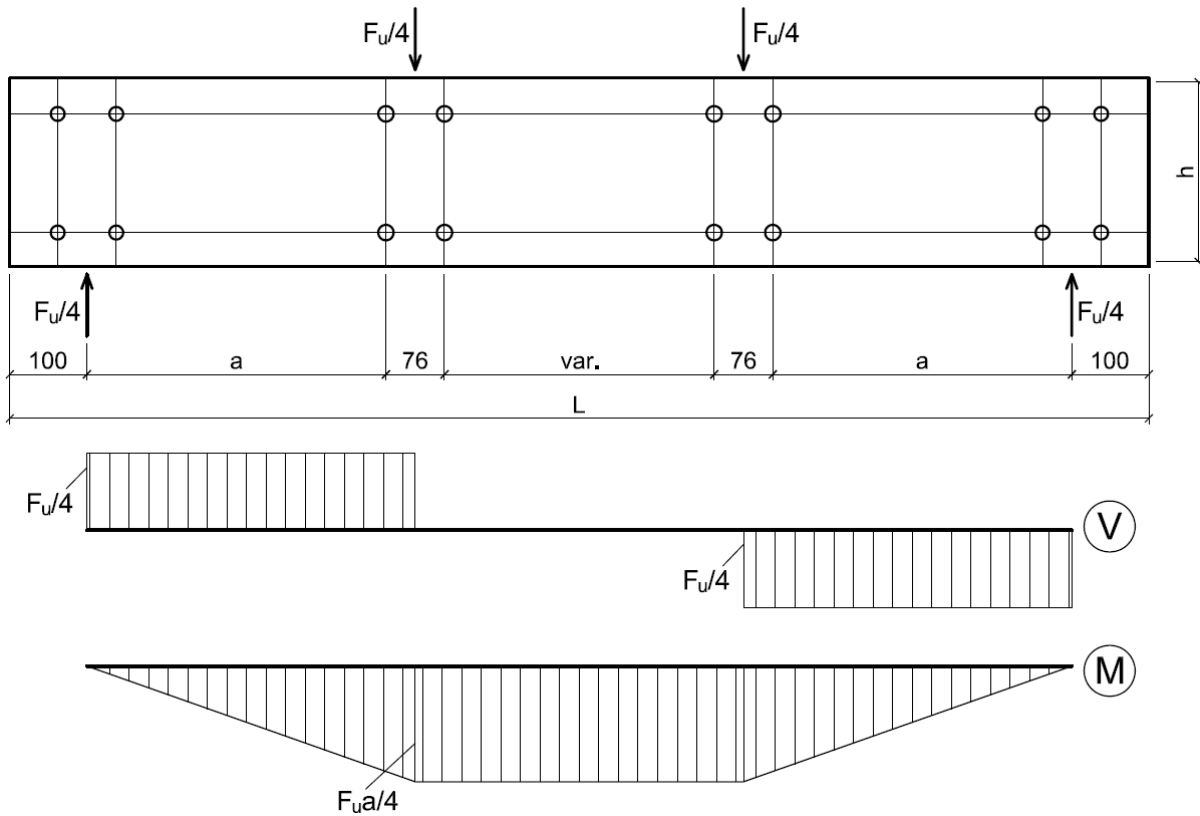


Figura 4.2 – Esquema estático para uma terça nos ensaios de momento fletor



4.2 PROTÓTIPOS

As terças ensaiadas neste trabalho apresentam seções transversais com alma enrijecida (ZAE) ou alma plana (Z). Ambas as seções possuem enrijecedores de borda a 90° e mesas de larguras ligeiramente distintas, para possibilitar o encaixe de barras posicionadas inversamente, combinando mesa maior com mesa menor. As seções ZAE possuem, ainda, dois enrijecedores intermediários longitudinais na alma, sendo as dimensões destes elementos compatíveis com a sobreposição de perfis.

Na análise experimental, foram adotadas seções transversais de duas alturas diferentes. As seções ZAE foram ensaiadas nas alturas 245 e 340 mm, enquanto que as seções Z foram ensaiadas apenas na altura de 245 mm. As espessuras utilizadas foram de 1,25 mm para a altura de 245 mm, e 1,75 mm para a altura de 340 mm.

Para assegurar a estabilidade lateral, as terças foram ensaiadas aos pares. Consequentemente, cada protótipo foi composto por duas terças colocadas lado a lado, com um afastamento entre elas para permitir a montagem experimental. As terças foram posicionadas simetricamente na direção transversal, de modo que as mesas inferiores ficaram mais próximas do que as mesas superiores.

Reproduzindo a condição usualmente observada em sistemas de cobertura, o carregamento foi introduzido diretamente na alma dos perfis ensaiados. Para tanto, os protótipos contaram com conjuntos formados por perfis laminados e suportes, que foram colocados nos apoios e nos pontos de aplicação do carregamento, como mostram a Figura 4.3 e a Figura 4.4. Os suportes foram conectados às mesas dos perfis laminados e à alma das terças por meio de parafusos de alta resistência.

Figura 4.3 – Ligação entre as terças e os suportes nos apoios

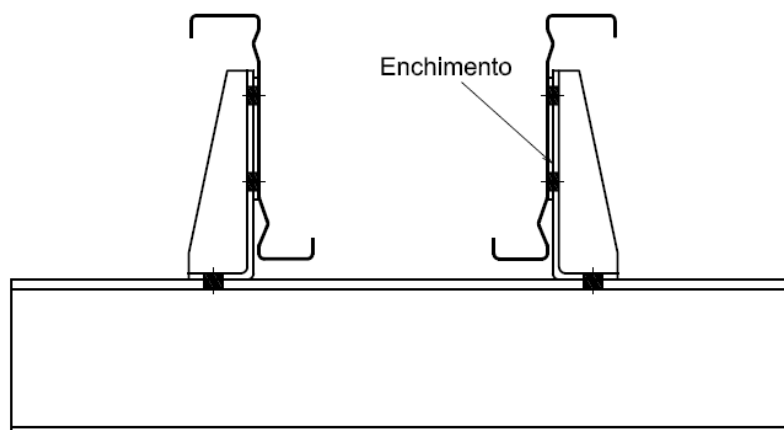
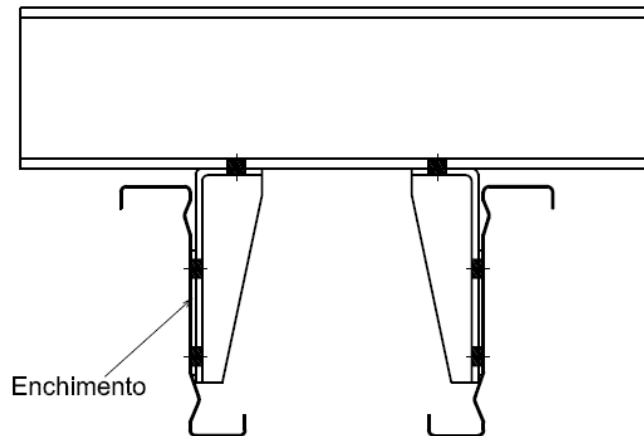


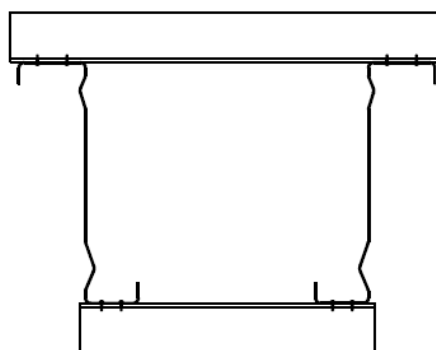
Figura 4.4 – Ligação entre as terças e os suportes nos pontos de aplicação do carregamento



As ligações entre as terças e os suportes foram realizadas por meio de quatro parafusos, dispostos em duas colunas, conforme padrão da empresa fabricante do sistema. A exceção corresponde aos apoios nos ensaios de predomínio de força cortante e combinação de momento fletor e força cortante, nos quais as ligações são constituídas por apenas dois parafusos dispostos em uma única coluna, de modo a definir melhor as condições de vínculo. Além disso, foram previstas chapas de enchimento entre as faces da aba vertical dos suportes e a alma das terças, também com o propósito de assegurar uma vinculação mais bem definida.

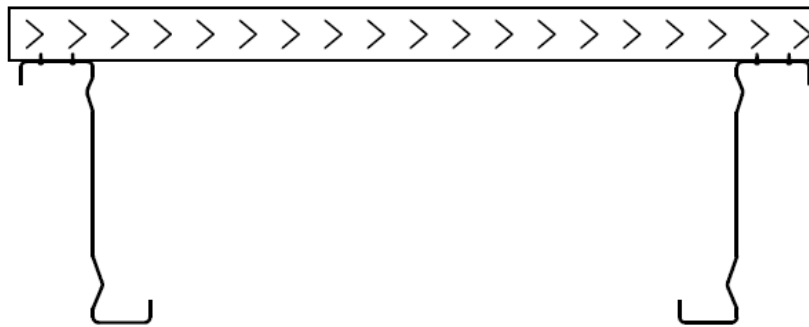
Conforme relatado por Pham e Hancock (2009a, 2009b), nos ensaios pode ocorrer distorção nas mesas superiores comprimidas pelo momento fletor, como consequência de um fluxo de cisalhamento desbalanceado ou de instabilidade distorcional. Dessa maneira, foram previstos ensaios com e sem restrição à distorção. Nos ensaios com restrição, a distorção foi impedida para que o modo local pudesse se manifestar. Já nos ensaios sem restrição, o intuito foi observar a ocorrência do primeiro modo de instabilidade, que pode ser o distorcional. A restrição foi imposta através de cantoneiras unindo as mesas superiores e inferiores das terças, às quais foram conectadas por meio de parafusos autobrocantes, como ilustra a Figura 4.5.

Figura 4.5 – Ligação entre as terças e as cantoneiras para restrição à distorção



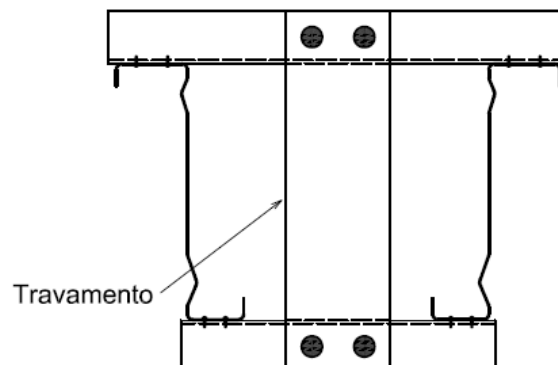
O número de cantoneiras utilizadas para restrição à distorção foi variável e dependente do comprimento dos protótipos. Nos ensaios de força cortante e combinação de esforços, as cantoneiras foram instaladas entre os apoios e o ponto de aplicação da força. Já nos ensaios de predomínio de momento fletor, as cantoneiras foram colocadas apenas no trecho central, sendo que nos trechos de extremidade o travamento foi feito com painéis metálicos (*steel decks*), que foram conectados às mesas superiores das terças utilizando parafusos autobrocantes, conforme mostrado na Figura 4.6. Nesta figura, também é possível perceber que o afastamento entre as terças nos protótipos foi maior para os ensaios de momento fletor do que para os outros ensaios.

Figura 4.6 – Ligação entre as terças e os painéis metálicos



Tomando como base o trabalho de Pham, Zelenkin e Hancock (2017), nos ensaios de predominância de força cortante e de combinação de momento fletor e força cortante foram previstas barras de travamento nas regiões dos apoios, interligando as cantoneiras parafusadas às mesas. O propósito dessas barras, mostradas na Figura 4.7, foi impedir deslocamentos laterais resultantes da torção dos perfis, que pode ocorrer principalmente nas mesas superiores nas regiões dos apoios, provocando uma redução da força experimental.

Figura 4.7 – Ligação das cantoneiras com as barras de travamento



Quanto à nomenclatura, os protótipos foram identificados com o tipo de seção transversal, altura total da seção, valor da relação a/h e classificação com relação à restrição à distorção. Por exemplo: ZAE 245-1.S

- ZAE: seção de alma enrijecida (alternativamente, Z indica seção de alma plana);
- 245: altura total da seção transversal;
- 1: valor da relação a/h ;
- S: distorção restringida (alternativamente, N indica ausência de restrição).

Todos os protótipos foram fabricados pela empresa *Modular Sistema Construtivo* e estão detalhados no Apêndice B deste trabalho. A Tabela 4.1 apresenta uma descrição dos protótipos ensaiados, com um resumo de suas principais características.

Tabela 4.1 – Descrição dos protótipos

Protótipo	Identificação	Seção	Relação a/h	Restrição à distorção
1	ZAE 245-1.S		1	Sim
2	ZAE 245-2.S		2	Sim
3	ZAE 245-3.S		3	Sim
4	ZAE 245-1.N	ZAE 245x1,25 (h = 233 mm)	1	Não
5	ZAE 245-2.N		2	Não
6	ZAE 245-3.N		3	Não
7 (*)	ZAE 245-M.S		-	Sim
8 (*)	ZAE 245-M.N		-	Não
9	ZAE 340-1.S		1	Sim
10	ZAE 340-2.S		2	Sim
11	ZAE 340-3.S		3	Sim
12	ZAE 340-1.N	ZAE 340x1,75 (h = 327 mm)	1	Não
13	ZAE 340-2.N		2	Não
14	ZAE 340-3.N		3	Não
15 (*)	ZAE 340-M.S		-	Sim
16 (*)	ZAE 340-M.N		-	Não
17	Z 245-1.S		1	Sim
18	Z 245-2.S		2	Sim
19	Z 245-3.S	Z 245x1,25 (h = 233 mm)	3	Sim
20	Z 245-1.N		1	Não
21	Z 245-2.N		2	Não
22	Z 245-3.N		3	Não

(*) M: Ensaio de predomínio de momento fletor

Os ensaios foram realizados em duas fases. Na primeira delas, foram realizados todos os ensaios de momento fletor e os ensaios de força cortante e de combinação de esforços sem restrição à distorção. Já na segunda fase, foram realizados os demais ensaios de predomínio de força cortante e de combinação de esforços, com restrição à distorção.

4.3 MATERIAIS

Os perfis foram fabricados a partir de chapas de aço estrutural zincado grau ZAR-450, cuja resistência mínima ao escoamento é de 450 MPa. O uso do aço ZAR-450 para produção de perfis formados a frio é recente no Brasil, não sendo previsto pela norma brasileira de chapas e bobinas de aços revestidas com zinco, a NBR 7008-3 (ABNT, 2012).

O revestimento de zinco utilizado nas chapas de aço foi o Z275, com massa mínima total em ambas as superfícies revestidas igual a 275 g/m² e valor típico de 0,02 mm a 0,025 mm de espessura por superfície. Como a camada de revestimento não contribui para o desempenho estrutural dos perfis, deve ser descontada de suas espessuras nominais para a avaliação da resistência. Consequentemente, a espessura real dos perfis considerada nos cálculos foi 0,05 mm menor do que a espessura nominal, a favor da segurança.

Para a caracterização do aço das chapas utilizadas na produção dos perfis, foram realizados ensaios de tração direta em corpos de prova, seguindo as diretrizes da norma americana ASTM A370-17a (AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – ASTM, 2017). Os procedimentos empregados e os resultados obtidos durante a caracterização do material são apresentados no Apêndice C.

As cantoneiras para restrição à distorção foram produzidas com chapas de aço zincado ZAR-345/Z275. Os perfis laminados empregados para transferência do carregamento são de aço ASTM A572-grau 50 e os painéis metálicos (*decks*) utilizados para o travamento das terças nos ensaios de predomínio de momento fletor, de aço zincado ZAR-280/Z275. Já os suportes, as barras de travamento e as chapas de enchimento foram fabricados em aço ASTM A36.

Para as ligações, foram utilizados parafusos sextavados de alta resistência em aço ASTM A325 na conexão entre as terças e os suportes e entre os suportes e os perfis laminados. As ligações das barras de travamento com as cantoneiras foram realizadas com parafusos ASTM A307. As cantoneiras e os painéis *steel decks*, por sua vez, foram fixados às mesas das terças com parafusos autobrocantes.

4.4 INSTRUMENTAÇÃO

A instrumentação dos ensaios consistiu em transdutores de deslocamentos, extensômetros uniaxiais e triaxiais (rosetas). Os transdutores de deslocamento foram colocados nos apoios e nos pontos de aplicação do carregamento em ambas as terças de cada protótipo ensaiado, sendo, portanto, um total de seis para os ensaios de força cortante e combinação de esforços, e oito para os ensaios de momento fletor. A Figura 4.8 e a Figura 4.9 mostram o posicionamento e a numeração dos transdutores de deslocamentos nos ensaios realizados.

Figura 4.8 – Posicionamento e numeração dos transdutores de deslocamentos nos ensaios de força cortante e combinação de momento fletor e força cortante

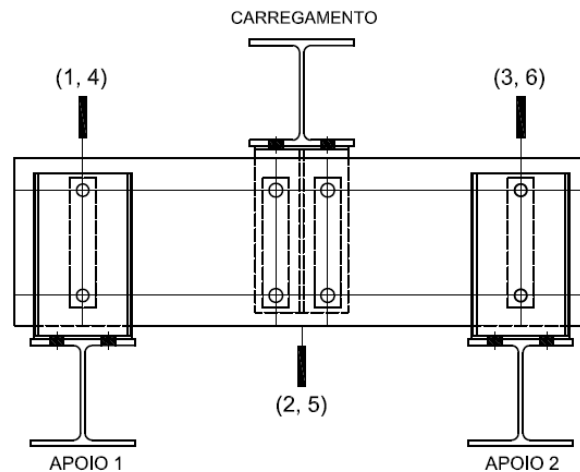
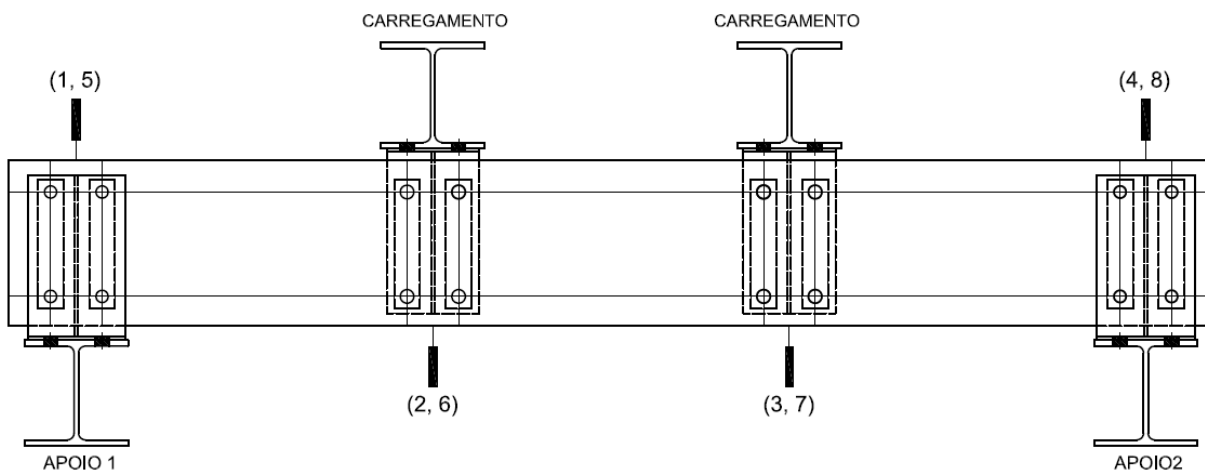
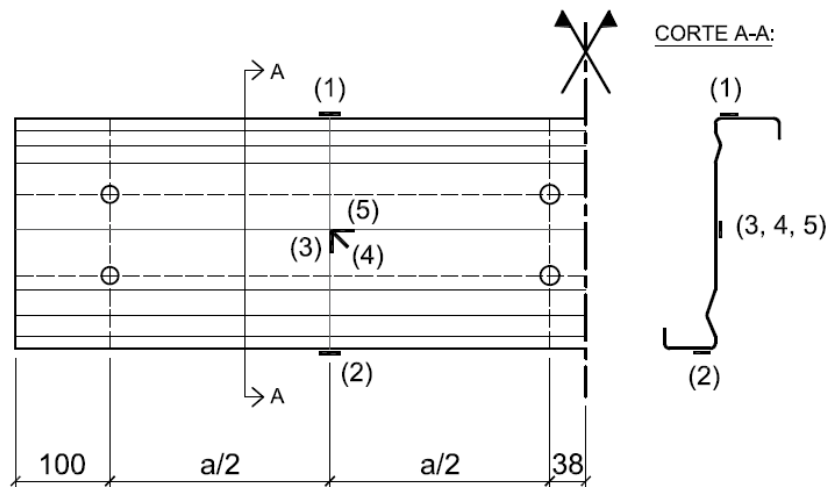


Figura 4.9 – Posicionamento e numeração dos transdutores de deslocamentos nos ensaios de momento fletor



Os extensômetros foram colocados apenas nos protótipos de relação a/h igual a dois e somente em uma das terças de cada protótipo. Os extensômetros uniaxiais foram colados nas mesas, próximos à alma. Já os extensômetros triaxiais foram colados no meio da alma, na posição prevista teoricamente para a linha neutra, com o intuito de determinar o estado de deformação/tensão e verificar a ocorrência do campo de tração. A Figura 4.10 apresenta o posicionamento e numeração dos extensômetros.

Figura 4.10 – Posicionamento e numeração dos extensômetros

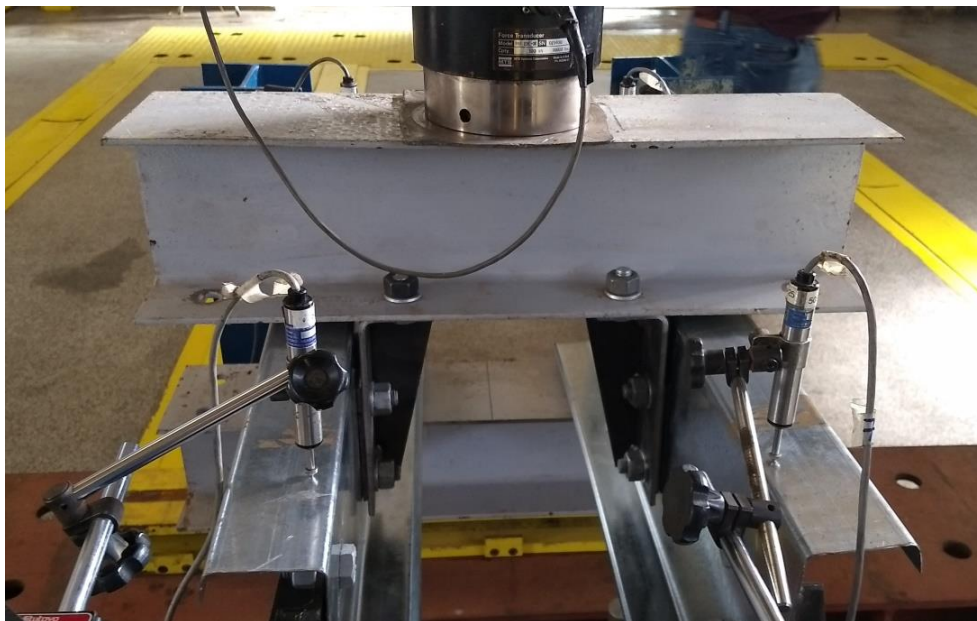


4.5 MONTAGEM E PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Os protótipos foram fornecidos pela empresa com as cantoneiras e painéis metálicos já parafusados às mesas. Assim, o primeiro passo da montagem experimental consistiu em parafusar os protótipos aos suportes e estes aos perfis laminados. Esta etapa foi realizada com controle de torque, para garantia da uniformidade da força aplicada entre os parafusos.

Após a ligação com os suportes e perfis laminados, os protótipos foram apoiados em aparelhos de apoio do tipo rolete (fixo e móvel), posicionados sobre bases metálicas. Durante esta etapa, os protótipos foram nivelados e centralizados em relação ao pórtico de reação, com o objetivo de assegurar a distribuição uniforme da força aplicada pelo pistão entre as duas terças de cada protótipo.

A aplicação do carregamento monotônico foi feita a partir de um atuador servo-hidráulico com capacidade nominal de 500 kN e curso do pistão igual a 150 mm. O carregamento foi introduzido diretamente na alma dos perfis, como mostrado na Figura 4.11. O sistema System 5000 foi utilizado para a aquisição de dados no decorrer dos ensaios.

Figura 4.11 – Aplicação do carregamento

A Figura 4.12 apresenta a vista geral de um ensaio de predomínio de força cortante e a Figura 4.13, a vista geral de um ensaio de combinação de momento fletor e força cortante. Nas figuras, é possível observar os conjuntos de suportes e perfis laminados nos apoios e no meio do vão que, além de servirem para a transferência do carregamento, também funcionam como travamentos laterais para as terças. Na Figura 4.13 nota-se, ainda, a presença dos extensômetros nas mesas e na alma de uma das terças do protótipo ensaiado.

Figura 4.12 – Vista geral de um ensaio de predomínio de força cortante (protótipo Z 245-1.N)

Figura 4.13 – Vista geral de um ensaio de combinação de momento fletor e força cortante (protótipo ZAE 245-2.N)



Na Figura 4.14 é mostrado um exemplo de protótipo com restrição à distorção, com as cantoneiras parafusadas às mesas superiores e inferiores das terças, e com as barras de travamento conectadas às cantoneiras para impedir a rotação das mesas nas regiões dos apoios. A Figura 4.15 traz o detalhe da barra de travamento no apoio.

Figura 4.14 – Exemplo de protótipo com restrição à distorção (protótipo ZAE 245-3.S)



Figura 4.15 – Detalhe da barra de travamento para impedir a rotação no apoio



Como os ensaios de predomínio de momento fletor foram realizados em um esquema de flexão a quatro pontos, foi utilizado um perfil laminado simplesmente apoiado para divisão do carregamento em dois pontos, conforme mostrado na Figura 4.16, que apresenta a vista geral de um destes ensaios. Além disso, observa-se na figura a presença dos painéis *steel decks* parafusados às mesas superiores nos trechos de extremidade, para travamento lateral das terças do protótipo.

Figura 4.16 – Vista geral de um ensaio de predomínio momento fletor (protótipo ZAE 340-M.N)



Inicialmente foi aplicada cerca de 15% da força última prevista a partir das análises teóricas, visando à eliminação de folgas e verificação da instrumentação. Em seguida, os protótipos foram completamente descarregados e carregados até o esgotamento de sua capacidade resistente (estado limite último).

Os ensaios foram realizados com controle de deslocamento do pistão do atuador servo-hidráulico. No início, foi utilizada uma velocidade de 0,01 mm/s, que foi aumentada conforme a necessidade, isto é, quando acréscimos de deslocamento não provocavam aumento da força aplicada. A velocidade utilizada nos ensaios não superou 0,05 mm/s. Os registros de força, deslocamentos e deformações foram feitos a cada segundo.

5 RESULTADOS DAS ANÁLISES TEÓRICA E EXPERIMENTAL

Este capítulo apresenta os resultados obtidos a partir das análises teórica e experimental desenvolvidas neste trabalho. Os resultados teóricos se referem à resistência das seções nos casos de solicitações por momento fletor e por força cortante isoladamente. Já os resultados experimentais correspondem à capacidade resistente determinada nos ensaios e os modos de falha observados.

5.1 RESULTADOS TEÓRICOS

5.1.1 Momento fletor

Os resultados das análises de estabilidade elástica realizadas no programa CUFSM, considerando solicitação por momento fletor, são mostrados na Tabela 5.1 para as seções de alma plana Z e na Tabela 5.2 para as seções de alma enrijecida ZAE. Destaca-se que nas tabelas aparecem os resultados para mesa maior comprimida e também para mesa menor comprimida, pois nos sistemas com continuidade nos apoios por meio de transpasse ou luva, as terças são empregadas em ambas as posições.

A análise dos resultados mostrados nas tabelas indica que os enrijecedores longitudinais da seção ZAE possuem grande influência no modo de instabilidade local, promovendo um aumento considerável das tensões críticas associadas a ele, quando comparadas às tensões críticas das seções de alma plana equivalentes.

Tomando como exemplo as seções de 245 mm de altura e 1,25 mm de espessura, as tensões críticas do modo local com compressão na mesa maior foram 150,94 MPa para a seção Z e 392,19 MPa para a seção ZAE, o que corresponde a um aumento de mais de 150%. Para o modo de instabilidade distorcional não foram observadas diferenças significativas, e as tensões críticas obtidas considerando mesa maior comprimida foram 239,59 MPa e 250,85 MPa para as seções Z e ZAE, respectivamente. Considerando compressão na mesa menor, as tensões críticas do modo local resultaram 136,54 MPa para a seção Z e 553,87 MPa para a seção ZAE, sendo o aumento superior a 300%, valor ainda maior do que no caso anterior. Para o modo distorcional e mesa menor comprimida, foram obtidos valores próximos de tensão crítica para as seções Z e ZAE, iguais a 246,24 MPa e 259,56 MPa, respectivamente.

Tabela 5.1 – Tensões críticas elásticas (em MPa) nos perfis de alma plana Z submetidos à flexão

Perfil	Mesa maior comprimida		Mesa menor comprimida	
	Local	Distorcional	Local	Distorcional
Z 220x1,25	185,82	268,45	168,93	278,67
Z 220x1,55	289,64	343,78	263,53	357,40
Z 220x1,75	371,81	396,09	338,35	412,11
Z 220x1,95	464,35	449,94	422,55	468,42
Z 220x2,30	645,40	561,25	595,27	600,15
Z 220x2,70	895,12	681,88	825,49	729,78
Z 220x3,00	1108,16	777,47	1021,88	831,33
Z 245x1,25	150,94	239,59	136,54	246,24
Z 245x1,55	235,46	306,74	213,11	315,69
Z 245x1,75	302,35	353,19	273,67	363,77
Z 245x1,95	377,70	401,12	341,83	413,47
Z 245x2,30	525,49	499,75	481,51	529,01
Z 245x2,70	729,12	606,70	667,88	642,62
Z 245x3,00	903,13	690,86	826,33	732,01
Z 280x1,55	178,07	232,74	162,88	250,79
Z 280x1,75	228,50	268,09	208,92	288,95
Z 280x1,95	285,58	304,74	261,27	328,71
Z 280x2,30	400,47	383,82	366,52	412,32
Z 280x2,70	555,17	466,62	508,05	501,61
Z 280x3,00	687,10	531,93	628,25	572,18
Z 315x1,55	141,18	208,41	128,76	212,96
Z 315x1,75	181,35	239,91	165,37	245,41
Z 315x1,95	226,55	272,38	206,56	278,88
Z 315x2,30	317,77	341,52	289,78	349,61
Z 315x2,70	440,73	414,48	401,66	425,10
Z 315x3,00	545,75	471,80	497,11	484,71
Z 340x1,75	150,97	184,99	140,58	201,35
Z 340x1,95	188,56	209,98	175,58	228,69
Z 340x2,30	264,46	264,55	246,30	287,24
Z 340x2,70	366,63	321,03	341,35	348,82
Z 340x3,00	453,80	365,36	422,44	397,23
Z 400x1,95	141,18	169,81	125,25	175,60
Z 400x2,30	197,81	216,07	181,10	223,15
Z 400x2,70	273,54	264,08	250,38	273,45
Z 400x3,00	337,76	302,27	309,14	313,57

NOTA: A tensão crítica corresponde ao máximo valor de tensão na seção transversal.

Tabela 5.2 – Tensões críticas elásticas (em MPa) nos perfis de alma enrijecida ZAE submetidos à flexão

Perfil	Mesa maior comprimida		Mesa menor comprimida	
	Local	Distorcional	Local	Distorcional
ZAE 210x1,25	433,56	286,92	559,65	308,28
ZAE 210x1,55	630,97	365,96	818,74	398,51
ZAE 210x1,75	773,08	420,62	1020,98	459,54
ZAE 210x1,95	860,92	476,50	1247,00	521,52
ZAE 210x2,30	1050,91	551,01	1676,38	624,64
ZAE 210x2,70	1278,44	672,53	-	752,83
ZAE 210x3,00	1057,56	763,16	-	857,16
ZAE 245x1,25	392,19	250,85	553,87	259,56
ZAE 245x1,55	482,32	320,05	811,38	332,26
ZAE 245x1,75	544,78	368,06	1010,94	383,79
ZAE 245x1,95	610,75	417,45	1230,42	435,60
ZAE 245x2,30	760,37	488,96	-	521,78
ZAE 245x2,70	942,47	597,89	-	631,53
ZAE 245x3,00	1118,30	679,56	-	720,90
ZAE 280x1,55	515,43	272,53	600,06	286,54
ZAE 280x1,75	644,87	312,82	-	328,18
ZAE 280x1,95	788,24	354,07	-	370,74
ZAE 280x2,30	953,88	413,44	-	442,10
ZAE 280x2,70	1298,80	499,62	-	533,02
ZAE 280x3,00	1597,31	567,20	-	603,55
ZAE 315x1,55	383,31	216,45	401,41	231,97
ZAE 315x1,75	481,26	248,26	-	265,69
ZAE 315x1,95	591,04	281,03	-	300,12
ZAE 315x2,30	728,92	327,65	-	358,45
ZAE 315x2,70	996,86	395,83	-	431,88
ZAE 315x3,00	1227,00	449,16	-	488,99
ZAE 340x1,75	373,12	205,57	474,85	223,34
ZAE 340x1,95	459,66	232,54	-	252,59
ZAE 340x2,30	574,86	270,53	-	302,46
ZAE 340x2,70	788,42	326,86	-	364,60
ZAE 340x3,00	971,23	370,62	-	412,91
ZAE 400x1,95	488,07	190,16	-	214,44
ZAE 400x2,30	629,03	246,89	-	247,48
ZAE 400x2,70	859,73	298,52	-	298,17
ZAE 400x3,00	1070,46	339,19	-	337,23

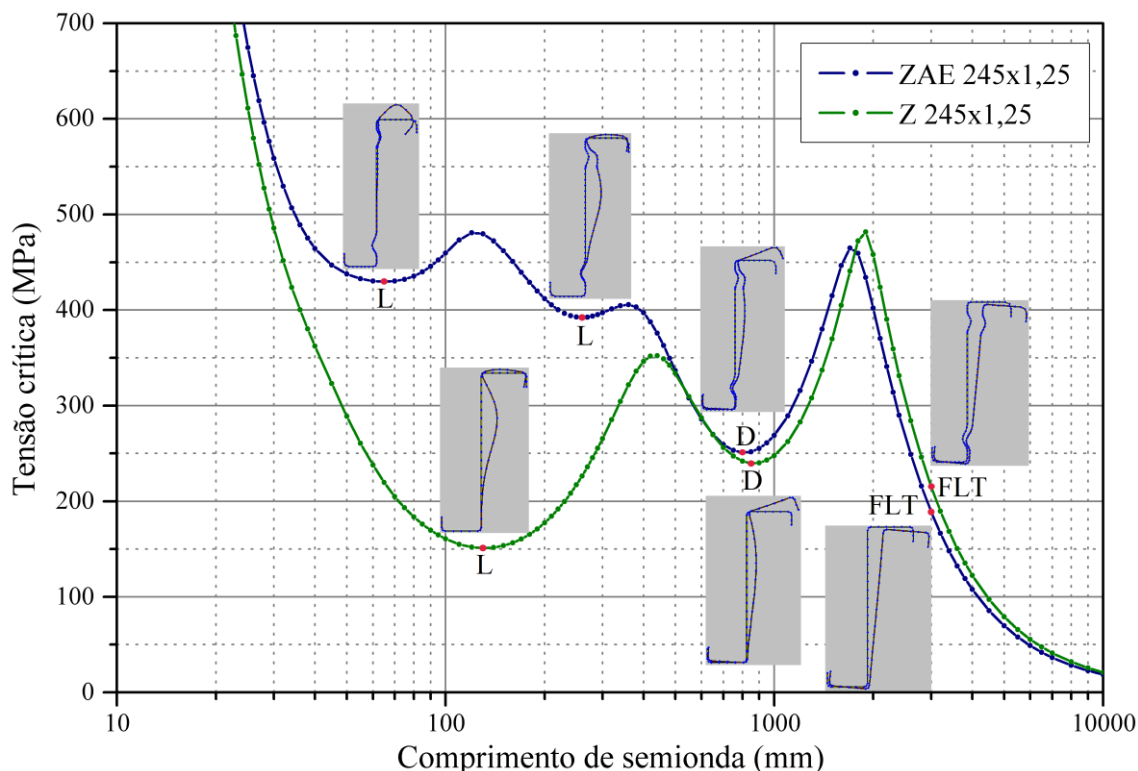
NOTAS: 1) A tensão crítica corresponde ao máximo valor de tensão na seção transversal.

2) O traço indica que o ponto de mínimo não ficou caracterizado na análise

A Figura 5.1 apresenta um comparativo entre as tensões críticas elásticas para seções de alma plana e alma enrijecida, considerando solicitação por tensões de flexão com compressão na mesa maior. Já a Figura 5.2 traz este comparativo para o caso de mesa menor comprimida. As curvas que relacionam tensão crítica e comprimento de semionda foram obtidas no programa CUFSM e correspondem a uma envoltória de mínimos. Em ambas as figuras, a tensão crítica corresponde à máxima tensão na seção transversal.

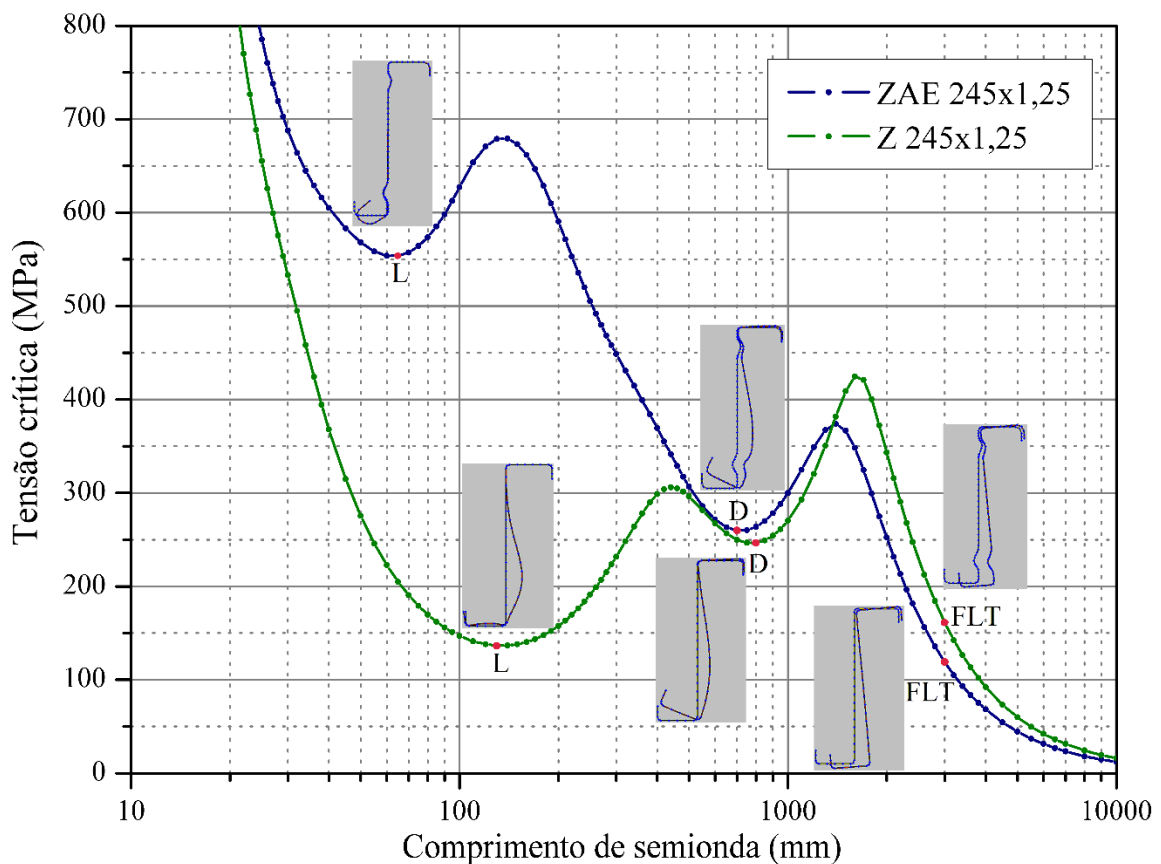
Na Figura 5.1 é possível perceber que o enrijecimento da alma de fato promove um aumento significativo das tensões críticas do modo de instabilidade local, cujo mínimo supera o do modo distorcional no caso da seção ZAE, o que não é observado na seção Z. Para os modos distorcional e global, o efeito dos enrijecedores não é relevante e as tensões críticas para as seções Z e ZAE são muito próximas, de modo que a não coincidência das curvas deve-se a diferenças nas larguras das mesas e enrijecedores de borda. Além disso, na curva da seção com alma enrijecida nota-se a ocorrência de dois pontos de mínimo para o modo local, correspondentes à instabilidade da alma e da mesa maior comprimida pelo momento fletor. A instabilidade da alma ocorre para um valor menor de tensão crítica, com comprimento de semionda maior. Já a instabilidade da mesa ocorre para uma tensão crítica maior, com comprimento de semionda menor.

Figura 5.1 – Tensões críticas elásticas para seção de alma plana (Z 245x1,25) e alma enrijecida (ZAE 245x1,25): flexão em torno do eixo perpendicular à alma e mesa maior comprimida



A Figura 5.2 mostra que a influência dos enrijecedores intermediários no modo de instabilidade local também é grande no caso de solicitação por flexão com compressão na mesa menor, notando-se um aumento da tensão crítica da seção ZAE em relação à seção Z, que passa a superar a tensão do modo distorcional. Novamente, o efeito do enrijecimento nos modos de instabilidade distorcional e global mostrou-se pequeno, sendo que as tensões críticas associadas a estes modos resultaram muito próximas para as seções Z e ZAE.

Figura 5.2 – Tensões críticas elásticas para seção de alma plana (Z 245x1,25) e alma enrijecida (ZAE 245x1,25): flexão em torno do eixo perpendicular à alma e mesa menor comprimida



Os maiores valores de tensões críticas para o modo de instabilidade local representam uma grande vantagem das terças com alma enrijecida em relação às terças de alma plana, uma vez que a interação momento fletor - força cortante, que em geral é a condição que comanda o dimensionamento, é verificada considerando apenas este modo no cálculo do momento fletor resistente. Assim, com a mesma altura da seção transversal e praticamente o mesmo consumo de material, é possível aumentar a capacidade resistente ao momento fletor em combinação com a força cortante apenas alterando a geometria da alma através da inserção de enrijecedores longitudinais.

5.1.2 Força cortante

A avaliação teórica da instabilidade provocada por força cortante foi realizada via elementos finitos e também a partir do procedimento clássico de cálculo, que considera a alma como uma chapa isolada, apoiada nas quatro bordas e submetida a cisalhamento puro.

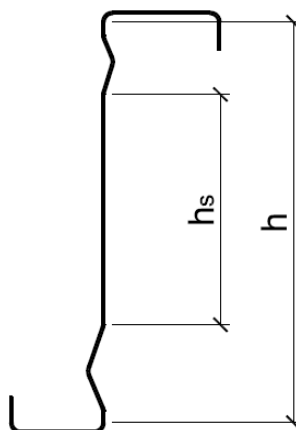
Inicialmente, as tensões críticas de instabilidade por cisalhamento foram calculadas manualmente utilizando o procedimento clássico, conforme Equação [2.5]. O coeficiente de flambagem local por cisalhamento k_v foi determinado com a Equação [2.8] considerando a/h igual a cinco. Os valores utilizados para o módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson foram $E = 200.000 \text{ MPa}$ e $\nu = 0,30$.

Para as seções de alma plana, o cálculo das tensões críticas utilizando a Equação [2.5] é simples e direto. Para as seções com alma enrijecida, todavia, há dificuldade sobre a definição da altura a ser considerada para a determinação da esbeltez local, devido à presença dos enrijecedores intermediários na alma. Dessa maneira, foram adotadas duas estratégias:

- (i) τ_{cr} calculado com a altura da parte plana da alma h ;
- (ii) τ_{cr} calculado com a altura da alma entre enrijecedores longitudinais h_s .

As alturas h e h_s são definidas na Figura 5.3. A consideração da altura h para avaliação da instabilidade local por cisalhamento em seções com alma enrijecida implica em desconsiderar totalmente a influência dos enrijecedores longitudinais e proceder a análise como se a seção fosse de alma plana. Já a utilização da altura entre enrijecedores h_s significa considerar para a análise de estabilidade apenas a parcela da alma situada entre os enrijecedores, como se eles funcionassem como apoios indeslocáveis para uma chapa mais estreita.

Figura 5.3 – Alturas h e h_s para cálculo manual das tensões críticas em seções com alma enrijecida



Utilizando o modelo desenvolvido neste trabalho e descrito no item 3.2, foram obtidos valores numéricos para as tensões críticas de instabilidade elástica por cisalhamento. Com isso, foi possível comparar os valores teóricos determinados para as tensões críticas através do procedimento de cálculo clássico e a partir do modelo numérico. Tais resultados são mostrados na Tabela 5.3 para seções de alma plana Z e na Tabela 5.4 para seções com alma enrijecida ZAE. Os valores de tensão crítica presentes nas tabelas são:

- (i) τ_{cr} : tensão crítica calculada via procedimento clássico para seções Z;
- (ii) τ_{cr_h} : tensão crítica calculada via procedimento clássico com a altura h da alma como se fosse plana para seções ZAE, conforme Figura 5.3;
- (iii) $\tau_{cr_{hs}}$: tensão crítica calculada via procedimento clássico com a altura h_s entre enrijecedores longitudinais para seções ZAE, conforme Figura 5.3;
- (iv) $\tau_{cr_{MEF}}$: tensão crítica obtida via modelo numérico em elementos finitos para seções Z e ZAE.

No caso do procedimento de cálculo manual, o coeficiente k_v foi determinado considerando relação a/h igual a cinco, segundo a Equação [5.1].

$$k_v = 5,34 + \frac{4,00}{5,00^2} = 5,50 \quad [5.1]$$

A análise comparativa dos resultados apresentados na Tabela 5.3 indica que, para as seções de alma plana Z, os valores de tensão crítica obtidos pelo modelo numérico e calculados manualmente, em geral, foram próximos. Além disso, é possível perceber que, para uma mesma altura da seção transversal, esses valores se aproximam à medida que a espessura aumenta. Para a seção de 245 mm de altura e 1,25 mm de espessura, por exemplo, o valor numérico da tensão crítica foi 30,93 MPa, enquanto que o valor determinado pelo procedimento clássico foi 26,48 MPa, o que representa uma diferença de 17%. No caso da seção de mesma altura e espessura de 3,00 mm, tais valores se alteraram para 178,68 MPa e 164,98 MPa, respectivamente, e a diferença entre eles caiu para 8%.

A proximidade em relação aos resultados numéricos significa que o procedimento clássico, que considera a alma como uma chapa isolada apoiada nas quatro bordas e submetida a cisalhamento puro, leva a boas estimativas para as tensões críticas em seções de alma plana. Assim, conclui-se que, neste caso, a influência das mesas e dos enrijecedores de borda no comportamento global da seção transversal é, de fato, pequena.

Tabela 5.3 – Tensões críticas elásticas de instabilidade por cisalhamento para seções com alma plana

Z

Perfil	h	t	h/t	$\tau_{cr,h}$ (MPa)	$\tau_{cr,MEF}$ (MPa)	Diferença
Z 220x1,25	207,5	1,20	172,92	33,25	39,28	18%
Z 220x1,55	206,9	1,50	137,93	52,26	61,35	17%
Z 220x1,75	206,5	1,70	121,47	67,38	78,72	17%
Z 220x1,95	206,1	1,90	108,47	84,49	98,12	16%
Z 220x2,30	205,4	2,25	91,29	119,30	137,13	15%
Z 220x2,70	204,6	2,65	77,21	166,78	188,23	13%
Z 220x3,00	204,0	2,95	69,15	207,90	227,14	9%
Z 245x1,25	232,5	1,20	193,75	26,48	30,93	17%
Z 245x1,55	231,9	1,50	154,60	41,60	48,29	16%
Z 245x1,75	231,5	1,70	136,18	53,61	61,93	16%
Z 245x1,95	231,1	1,90	121,63	67,20	77,17	15%
Z 245x2,30	230,4	2,25	102,40	94,81	107,81	14%
Z 245x2,70	229,6	2,65	86,64	132,44	147,79	12%
Z 245x3,00	229,0	2,95	77,63	164,98	178,68	8%
Z 280x1,55	266,9	1,50	177,93	31,40	37,08	18%
Z 280x1,75	266,5	1,70	156,76	40,46	47,54	18%
Z 280x1,95	266,1	1,90	140,05	50,69	59,25	17%
Z 280x2,30	265,4	2,25	117,96	71,46	82,75	16%
Z 280x2,70	264,6	2,65	99,85	99,72	113,40	14%
Z 280x3,00	264,0	2,95	89,49	124,14	137,90	11%
Z 315x1,55	301,9	1,50	201,27	24,54	29,11	19%
Z 315x1,75	301,5	1,70	177,35	31,61	37,32	18%
Z 315x1,95	301,1	1,90	158,47	39,59	46,52	18%
Z 315x2,30	300,4	2,25	133,51	55,77	65,01	17%
Z 315x2,70	299,6	2,65	113,06	77,78	89,18	15%
Z 315x3,00	299,0	2,95	101,36	96,78	108,91	13%
Z 340x1,75	326,5	1,70	192,06	26,95	31,89	18%
Z 340x1,95	326,1	1,90	171,63	33,75	39,76	18%
Z 340x2,30	325,4	2,25	144,62	47,53	55,63	17%
Z 340x2,70	324,6	2,65	122,49	66,26	76,60	16%
Z 340x3,00	324,0	2,95	109,83	82,42	94,15	14%
Z 400x1,95	386,1	1,90	203,21	24,08	28,06	17%
Z 400x2,30	385,4	2,25	171,29	33,89	38,91	15%
Z 400x2,70	384,6	2,65	145,13	47,20	52,61	11%
Z 400x3,00	384,0	2,95	130,17	58,67	63,61	8%

Tabela 5.4 – Tensões críticas elásticas de instabilidade por cisalhamento para seções com alma enrijecida ZAE

Perfil	h	h _s	t	h/t	h _s /t	τ_{cr_h} (MPa)	τ_{cr_hs} (MPa)	τ_{cr_MEF} (MPa)
ZAE 210x1,25	197,5	105	1,20	164,58	87,50	36,70	129,85	64,96
ZAE 210x1,55	196,9	108	1,50	131,27	72,00	57,70	191,78	90,10
ZAE 210x1,75	196,5	109	1,70	115,59	64,12	74,41	241,83	108,68
ZAE 210x1,95	196,1	110	1,90	103,21	57,89	93,33	296,61	128,53
ZAE 210x2,30	195,4	112	2,25	86,84	49,78	131,82	401,23	167,89
ZAE 210x2,70	194,6	114	2,65	73,43	43,02	184,36	537,22	216,20
ZAE 210x3,00	194,0	114	2,95	65,76	38,64	229,88	665,74	253,59
ZAE 245x1,25	232,5	138	1,20	193,75	115,00	26,48	75,18	45,69
ZAE 245x1,55	231,9	139	1,50	154,60	92,67	41,60	115,78	63,16
ZAE 245x1,75	231,5	140	1,70	136,18	82,35	53,61	146,59	73,48
ZAE 245x1,95	231,1	141	1,90	121,63	74,21	67,20	180,53	89,82
ZAE 245x2,30	230,4	143	2,25	102,40	63,56	94,81	246,13	116,99
ZAE 245x2,70	229,6	149	2,65	86,64	56,23	132,44	314,48	149,96
ZAE 245x3,00	229,0	149	2,95	77,63	50,51	164,98	389,71	174,78
ZAE 280x1,55	266,9	164	1,50	177,93	109,33	31,40	83,17	54,19
ZAE 280x1,75	266,5	165	1,70	156,76	97,06	40,46	105,54	63,70
ZAE 280x1,95	266,1	165	1,90	140,05	86,84	50,69	131,83	74,06
ZAE 280x2,30	265,4	167	2,25	117,96	74,22	71,46	180,47	94,32
ZAE 280x2,70	264,6	168	2,65	99,85	63,40	99,72	247,37	117,99
ZAE 280x3,00	264,0	170	2,95	89,49	57,63	124,14	299,38	136,45
ZAE 315x1,55	301,9	199	1,50	201,27	132,67	24,54	56,49	42,86
ZAE 315x1,75	301,5	200	1,70	177,35	117,65	31,61	71,83	50,71
ZAE 315x1,95	301,1	200	1,90	158,47	105,26	39,59	89,73	59,40
ZAE 315x2,30	300,4	202	2,25	133,51	89,78	55,77	123,35	76,14
ZAE 315x2,70	299,6	203	2,65	113,06	76,60	77,78	169,42	96,32
ZAE 315x3,00	299,0	205	2,95	101,36	69,49	96,78	205,88	112,24
ZAE 340x1,75	326,5	225	1,70	192,06	132,35	26,95	56,75	43,68
ZAE 340x1,95	326,1	225	1,90	171,63	118,42	33,75	70,89	51,49
ZAE 340x2,30	325,4	227	2,25	144,62	100,89	47,53	97,67	66,40
ZAE 340x2,70	324,6	228	2,65	122,49	86,04	66,26	134,30	84,83
ZAE 340x3,00	324,0	230	2,95	109,83	77,97	82,42	163,55	99,55
ZAE 400x1,95	386,1	285	1,90	203,21	150,00	24,08	44,19	33,67
ZAE 400x2,30	385,4	287	2,25	171,29	127,56	33,89	61,10	45,51
ZAE 400x2,70	384,6	288	2,65	145,13	108,68	47,20	84,17	55,51
ZAE 400x3,00	384,0	290	2,95	130,17	98,31	58,67	102,88	65,03

Para as seções com alma enrijecida ZAE, a Tabela 5.4 mostra que as tensões críticas calculadas com a altura h_s entre enrijecedores foram bem superiores àquelas calculadas com a altura h da alma como se fosse plana. Os resultados numéricos, por sua vez, ficaram em uma região intermediária entre os valores determinados pelo procedimento clássico. Como exemplo, pode-se tomar a seção ZAE 245x1,25, para a qual os valores de tensão crítica determinados via cálculo manual com h e h_s foram respectivamente 26,48 MPa e 75,18 MPa, e o valor numérico foi 45,69 MPa. Para a seção ZAE 245x3,00, foram obtidos os valores 164,98 MPa, 389,71 MPa e 174,78 MPa.

Considerando uma mesma altura da seção transversal, observa-se na Tabela 5.4 que, conforme a espessura torna-se maior, os valores de tensão crítica obtidos numericamente e calculados pelo procedimento clássico com a altura h se aproximam. Isso equivale a dizer que os resultados para as seções com alma enrijecida se tornam mais próximos aos das seções de alma plana e, portanto, o efeito do enrijecimento longitudinal deixa de ser significativo, o que corresponde ao esperado.

A comparação dos resultados das seções de alma plana e alma enrijecida mostra que os enrijecedores intermediários podem promover um aumento considerável das tensões críticas de instabilidade por cisalhamento. Tomando novamente o exemplo da seção de 245 mm de altura e analisando apenas os resultados do modelo de elementos finitos, nota-se que, para a espessura de 1,25 mm, a tensão crítica da seção com alma enrijecida é cerca de 50% maior do que a tensão da seção de alma plana. Porém, para a espessura de 3,00 mm, os valores de tensão crítica para seções de alma plana e alma enrijecida praticamente coincidem.

Em virtude das considerações feitas para criação do modelo em elementos finitos, os resultados numéricos podem ser entendidos como mais próximos à realidade. Assim, como na maioria dos casos o cálculo das tensões críticas pelo procedimento clássico com a altura h da alma como se fosse plana leva a resultados conservadores para as seções com alma enrijecida, foi feita uma calibração dos valores de k_v para estas seções. Para as seções de alma plana os valores numéricos de k_v também foram determinados, apenas para comparação com o valor tradicionalmente considerado em projeto no caso de barras longas (5,34) e com o valor obtido pela formulação clássica para a/h igual a cinco (5,50, conforme Equação [5.1]). Os valores de k_v foram calculados com as tensões críticas numéricas utilizando a Equação [5.2] e são apresentados na Tabela 5.5.

$$k_{v_MEF} = \frac{12(1-\nu^2)(h/t)^2}{\pi^2 E} \tau_{cr_MEF} \quad [5.2]$$

Tabela 5.5 – Valores numéricos para as tensões críticas e os correspondentes coeficientes k_v

Altura (mm)	Espessura (mm)	Alma plana		Alma enrijecida	
		τ_{cr_MEF} (MPa)	k_{v_MEF}	τ_{cr_MEF} (MPa)	k_{v_MEF}
210 (ZAE) ou 220 (Z)	1,25	39,28	6,53	64,96	9,73
	1,55	61,35	6,48	90,10	8,59
	1,75	78,72	6,45	108,68	8,03
	1,95	98,12	6,41	128,53	7,57
	2,30	137,13	6,35	167,89	7,00
	2,70	188,23	6,23	216,20	6,45
	3,00	227,14	6,03	253,59	6,07
245	1,25	30,93	6,45	45,69	9,49
	1,55	48,29	6,41	63,16	8,35
	1,75	61,93	6,38	73,48	7,54
	1,95	77,17	6,34	89,82	7,35
	2,30	107,81	6,28	116,99	6,79
	2,70	147,79	6,16	149,96	6,23
	3,00	178,68	5,98	174,78	5,83
280	1,55	37,08	6,52	54,19	9,49
	1,75	47,54	6,48	63,70	8,66
	1,95	59,25	6,45	74,06	8,04
	2,30	82,75	6,39	94,32	7,26
	2,70	113,40	6,28	117,99	6,51
	3,00	137,90	6,13	136,45	6,05
315	1,55	29,11	6,54	42,86	9,60
	1,75	37,32	6,51	50,71	8,82
	1,95	46,52	6,48	59,40	8,25
	2,30	65,01	6,43	76,14	7,51
	2,70	89,18	6,32	96,32	6,81
	3,00	108,91	6,21	112,24	6,38
340	1,75	31,89	6,52	43,68	8,91
	1,95	39,76	6,50	51,49	8,39
	2,30	55,63	6,45	66,40	7,68
	2,70	76,60	6,38	84,83	7,04
	3,00	94,15	6,30	99,55	6,64
400	1,95	28,06	6,42	33,67	7,69
	2,30	38,91	6,33	45,51	7,39
	2,70	52,61	6,14	55,51	6,47
	3,00	63,61	5,98	65,03	6,10

Na Tabela 5.5 percebe-se que, para as seções de alma plana Z, os valores do coeficiente de flambagem local por cisalhamento k_v , determinados numericamente são próximos entre si, independentemente da altura e espessura da seção transversal. Para as seções com alma enrijecida ZAE, contudo, há variação entre os valores do coeficiente, que são maiores para espessuras reduzidas e menores para as seções mais espessas, sendo que, neste caso, eles se aproximam daqueles obtidos para a alma plana.

O dimensionamento de barras de seção transversal com alma enrijecida ZAE pode ser facilmente realizado com os valores de k_v da Tabela 5.5. Para tanto, basta empregar estes valores para obter as tensões críticas pela Equação [2.5], que, por sua vez, são utilizadas no Método da Resistência Direta para determinação da força cortante resistente.

É importante destacar que os valores de k_v apresentados na Tabela 5.5 referem-se apenas às seções analisadas e ao caso de barras longas, isto é, relação a/h maior ou igual a cinco. Tal observação é fundamental no caso das seções com alma enrijecida, cujo dimensionamento não possui respaldo nos procedimentos simples de cálculo manual. Para estas seções, uma modificação no padrão de enrijecimento da alma pode provocar alterações significativas nas tensões críticas e, portanto, no coeficiente k_v . O correto nesta situação é utilizar novamente o modelo numérico para refazer a análise de estabilidade elástica, possibilitando a determinação de valores de k_v adequados.

Nas análises numéricas realizadas no ANSYS, também foram obtidos os modos de instabilidade para as barras analisadas. A Figura 5.4 ilustra os modos de instabilidade típicos para seções esbeltas, no caso a seção de alma plana Z 245x1,25 e a seção com alma enrijecida ZAE 245x1,25. Já a Figura 5.5 mostra os modos de instabilidade para seções de esbeltez menor, no caso as seções de alma plana Z 245x3,00 e com alma enrijecida ZAE 245x3,00.

Figura 5.4 – Modos de instabilidade para seções Z 245x1,25 (à esquerda) e ZAE 245x1,25 (à direita)

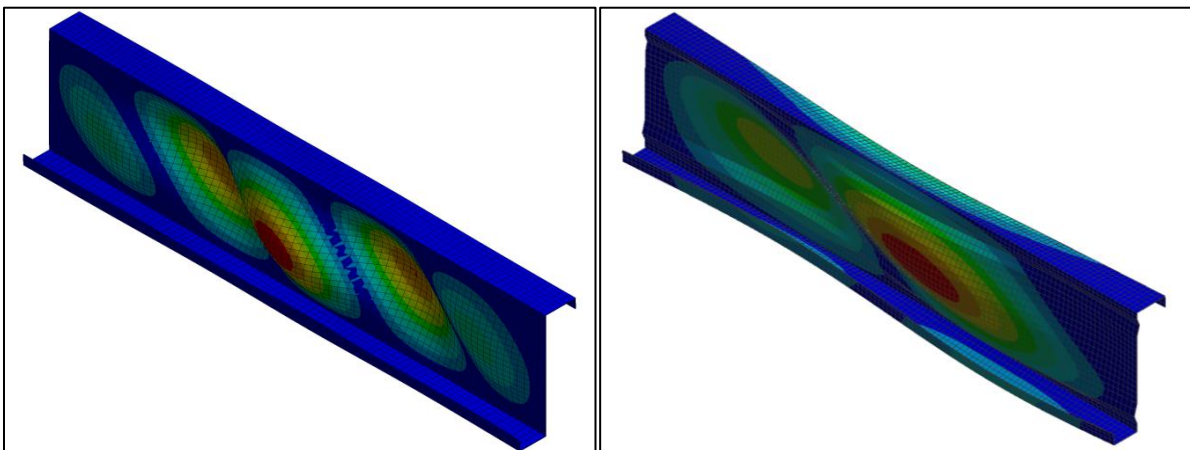
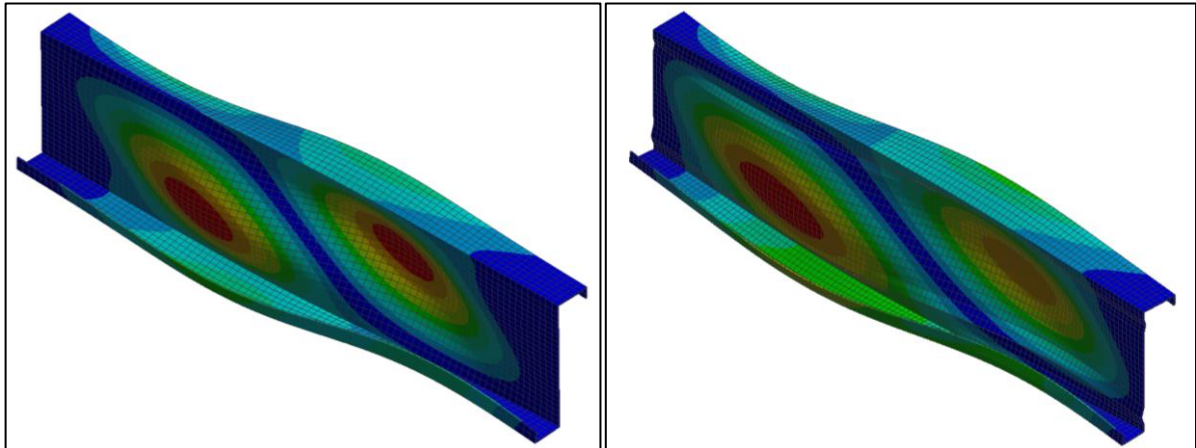


Figura 5.5 – Modos de instabilidade para seções Z 245x3,00 (à esquerda) e ZAE 245x3,00 (à direita)

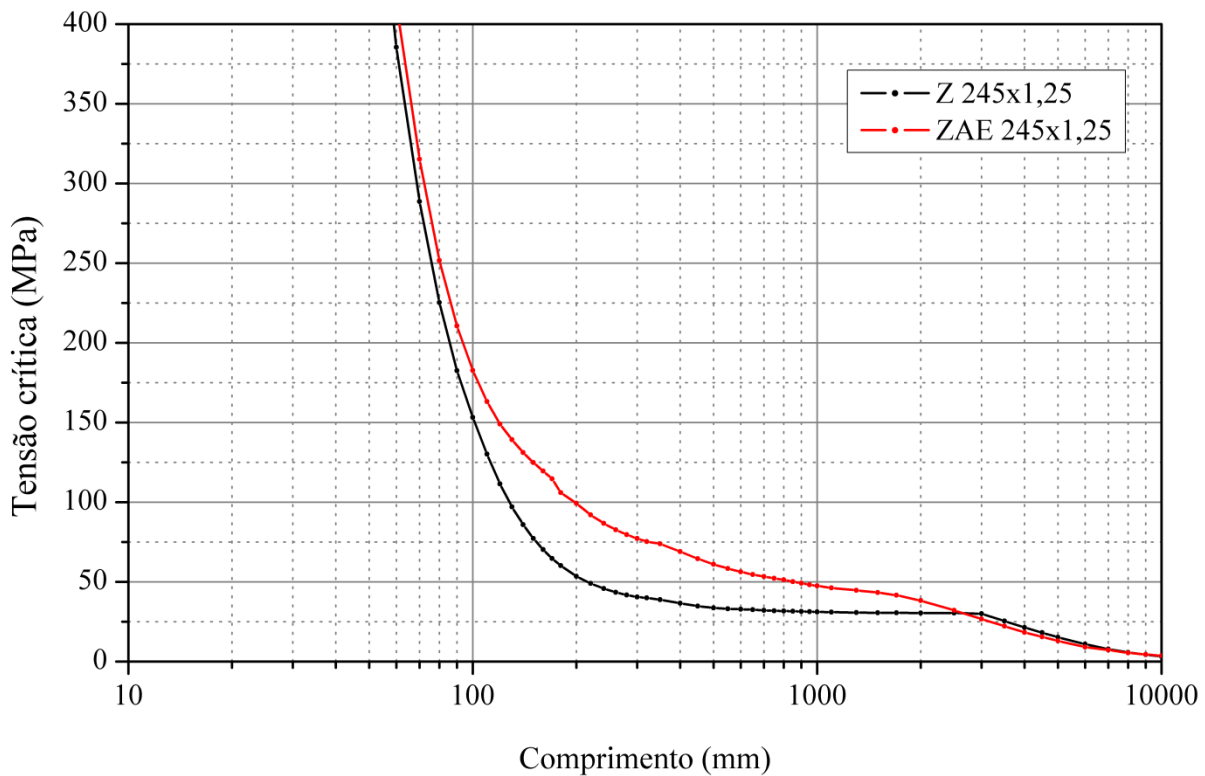


A partir da Figura 5.4, é possível perceber que, para seções esbeltas, o fenômeno observado é essencialmente a instabilidade local da alma no caso de alma plana. Na seção com alma enrijecida, por outro lado, observa-se um modo combinado de instabilidade local e distorcional. Já a Figura 5.5, mostra que, para seções de esbeltez menor, não há diferença notável entre os modos desenvolvidos para alma plana e alma enrijecida. Em ambos os casos, ocorre uma combinação entre os modos local e distorcional, sendo que a instabilidade distorcional torna-se ainda mais evidente. Além disso, deve-se destacar que a ausência de simetria observada nos modos de instabilidade ilustrados nas figuras pode ser justificada pela assimetria das seções transversais, que apresentam mesas e enrijecedores de dimensões distintas.

Com o objetivo de avaliar a variação das tensões críticas e modos de instabilidade em função do comprimento da barra no caso de solicitação por força cortante isolada, foi realizada uma análise paramétrica utilizando o modelo criado neste trabalho, que permitiu a determinação de curvas de tensão crítica versus comprimento. A Figura 5.6 ilustra duas dessas curvas, obtidas para as seções de alma plana Z 245x1,25 e de alma enrijecida ZAE 245x1,25. As curvas para as duas seções foram plotadas em um mesmo gráfico visando comparar o efeito do enrijecimento da alma nas tensões críticas elásticas.

A Figura 5.6 mostra que os valores de tensão crítica de instabilidade por cisalhamento para seções de alma plana e alma enrijecida são muito próximos no caso de barras de comprimento até 100 mm. Para a faixa de comprimentos que vai de 100 a 2000 mm, no entanto, observa-se uma diferença significativa entre as tensões críticas, cujo valor máximo é atingido para uma barra de comprimento de aproximadamente 200 mm. Além disso, nota-se que as curvas são praticamente coincidentes para comprimentos superiores a 2500 mm.

Figura 5.6 – Tensão crítica de instabilidade por cisalhamento em função do comprimento das barras para seções Z 245x1,25 e ZAE 245x1,25



Sobre os modos de instabilidade desenvolvidos, observa-se que, para barras de seção de alma plana, o modo de instabilidade local da alma ocorre para comprimentos de até 2500 mm. A partir deste valor de comprimento, verifica-se a ocorrência de um modo de instabilidade de flexo-torção, o que também foi reportado por Pham e Hancock (2011) para seções U com enrijecedores de borda submetidas apenas a tensões cisalhantes. Contudo, segundo estes autores, o modo de flexo-torção devido ao cisalhamento, apesar de possível, é improvável, uma vez que para barras muito longas não há predomínio de solicitação por força cortante.

Em barras de seção com alma enrijecida, a instabilidade local da alma se manifesta apenas em comprimentos reduzidos, de até 500 mm. Para comprimentos intermediários, da ordem de 500 a 1500 mm, o modo local se manifesta em conjunto com o modo distorcional e, à medida que o comprimento aumenta, a instabilidade distorcional torna-se cada vez mais significativa. No caso de barras de comprimentos elevados, superiores a 3000 mm, há o desenvolvimento de um modo de flexo-torção, de maneira análoga ao que acontece para as seções de alma plana.

As Figuras 5.7 a 5.11 trazem uma comparação entre os modos de instabilidade para seções de alma plana Z 245x1,25 e alma enrijecida ZAE 245x1,25, considerando barras de comprimentos iguais a 100, 500, 1000, 2500 e 5000 mm, respectivamente. Nas Figuras 5.7 e 5.8, nota-se a ocorrência de instabilidade local da alma para ambas as seções. A Figura 5.9 mostra que, enquanto a seção Z ainda apresenta um modo puramente local, a seção ZAE se instabiliza por uma combinação dos modos local e distorcional. Na Figura 5.10 é possível perceber novamente o modo local na seção Z e a ocorrência de flexo-torção na seção ZAE. Já a Figura 5.11 indica que o modo de flexo-torção se manifesta para ambas as seções em barras de comprimentos elevados.

Figura 5.7 – Modos de instabilidade para seções Z 245x1,25 (à esquerda) e ZAE 245x1,25 (à direita) para barras de comprimento de 100 mm

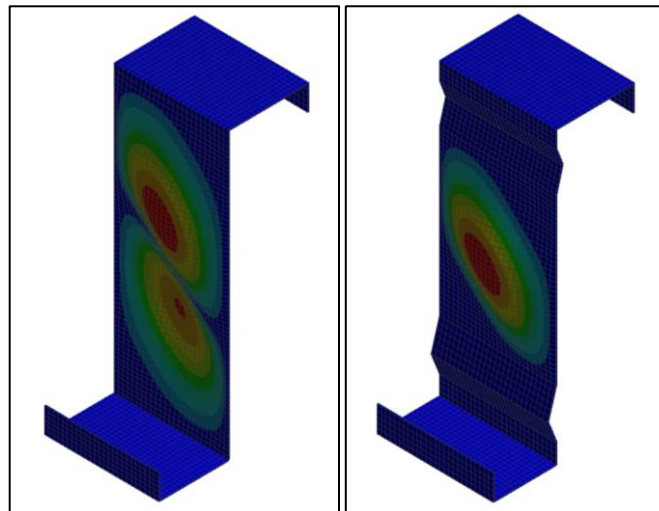


Figura 5.8 – Modos de instabilidade para seções Z 245x1,25 (à esquerda) e ZAE 245x1,25 (à direita) para barras de comprimento de 500 mm

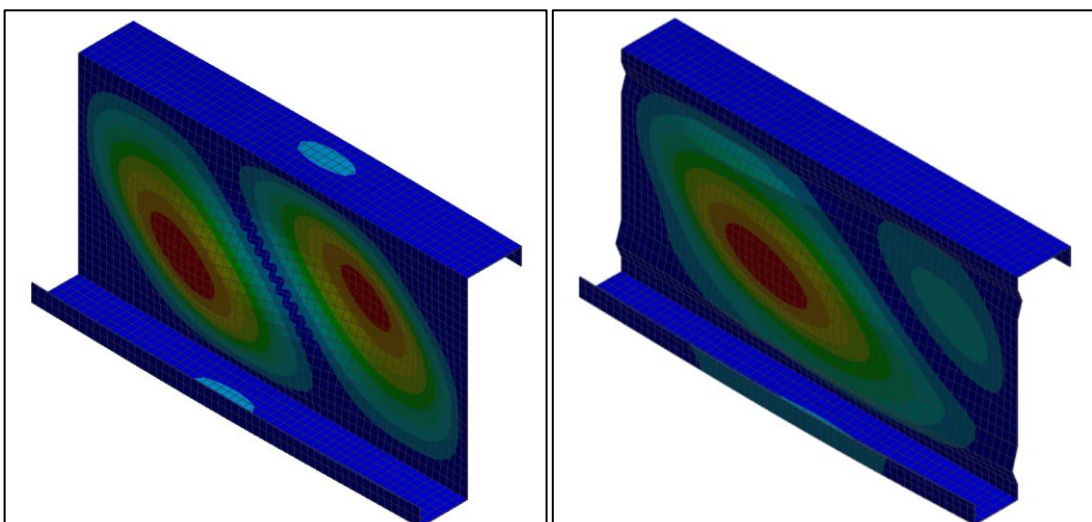


Figura 5.9 – Modos de instabilidade para seções Z 245x1,25 (à esquerda) e ZAE 245x1,25 (à direita) para barras de comprimento de 1000 mm

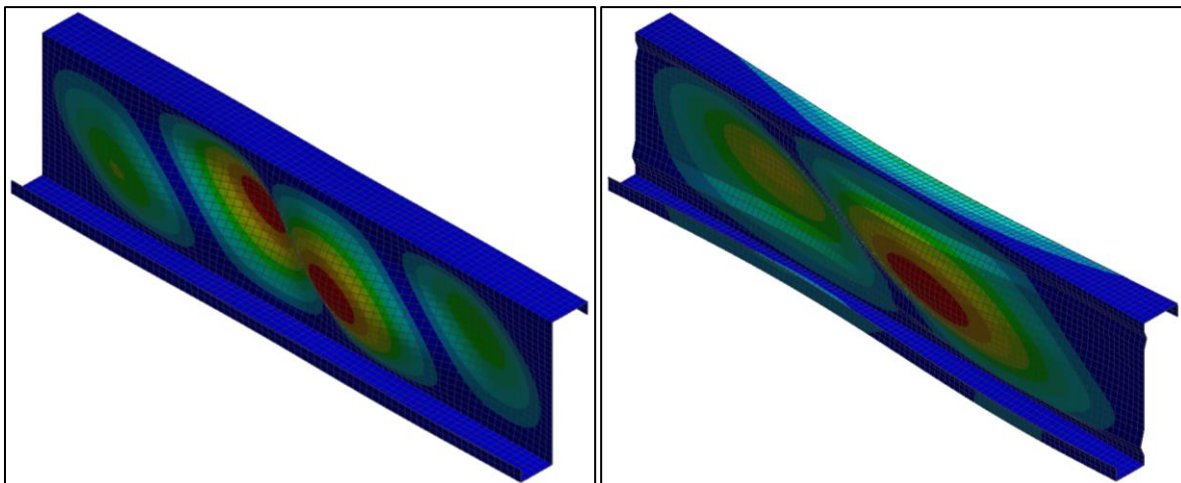


Figura 5.10 – Modos de instabilidade para seções Z 245x1,25 (à esquerda) e ZAE 245x1,25 (à direita) para barras de comprimento de 2500 mm

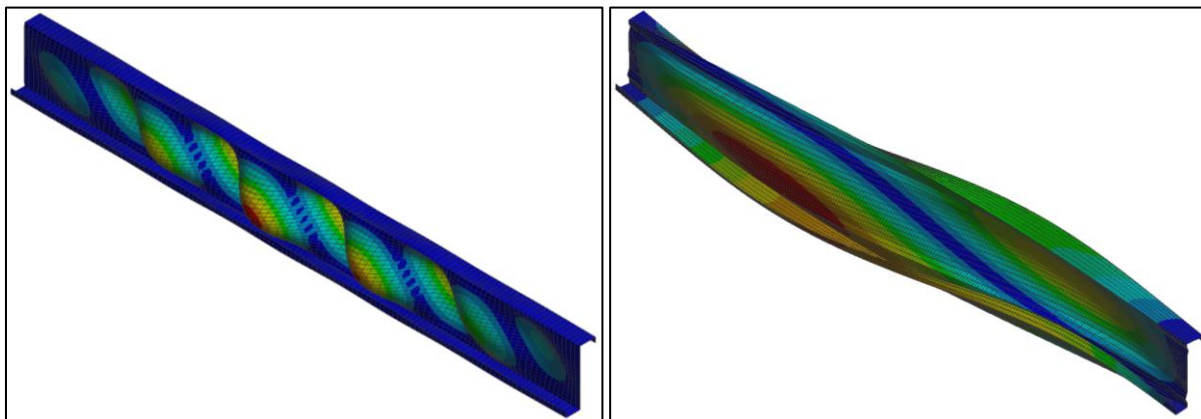
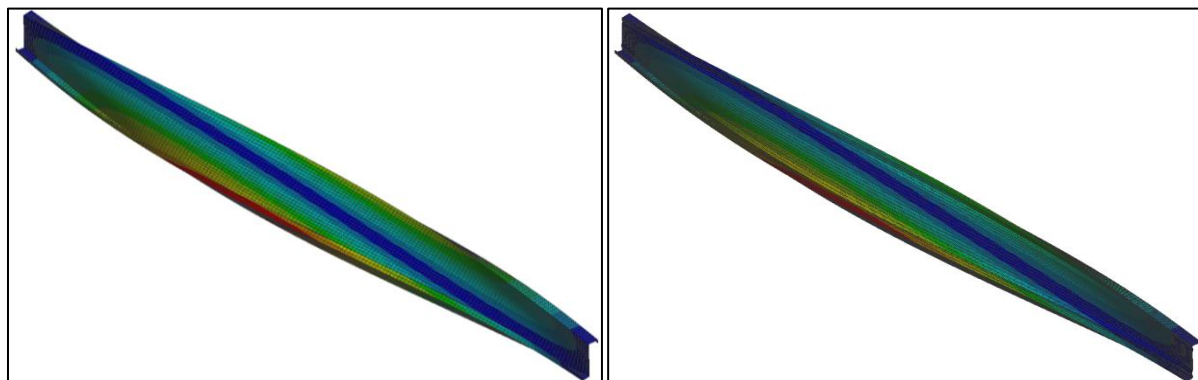


Figura 5.11 – Modos de instabilidade para seções Z 245x1,25 (à esquerda) e ZAE 245x1,25 (à direita) para barras de comprimento de 5000 mm



5.2 RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Os resultados da análise experimental foram a capacidade resistente dos protótipos ensaiados e os modos de falha observados. Na Tabela 5.6 são mostrados os valores de força última F_u obtidos experimentalmente para todos os ensaios. É importante destacar que, como um protótipo é formado por duas terças, o carregamento em cada uma delas corresponde à metade da força experimental.

Tabela 5.6 – Resultados dos ensaios

Ensaio	Protótipo	F_u (kN)
1	ZAE 245-1.S	95,76
2	ZAE 245-2.S	76,70
3	ZAE 245-3.S	61,88
4	ZAE 245-1.N	67,74
5	ZAE 245-2.N	51,27
6	ZAE 245-3.N	38,26
7	ZAE 245-M.S	33,03
8	ZAE 245-M.N	34,57
9	ZAE 340-1.S	185,70
10	ZAE 340-2.S	143,72
11	ZAE 340-3.S	120,02
12	ZAE 340-1.N	150,74
13	ZAE 340-2.N	79,20
14	ZAE 340-3.N	54,01
15	ZAE 340-M.S	63,85
16	ZAE 340-M.N	61,56
17	Z 245-1.S	125,83
18	Z 245-2.S	86,79
19	Z 245-3.S	56,70
20	Z 245-1.N	99,64
21	Z 245-2.N	54,27
22	Z 245-3.N	42,30

Analisando os resultados apresentados na Tabela 5.6, percebe-se que nos ensaios sem restrição à distorção foram obtidas forças experimentais inferiores àquelas obtidas nos ensaios com tal restrição. Nos ensaios de predomínio de força cortante e de combinação momento fletor e força cortante, a menor capacidade resistente verificada no caso de ausência de restrição à distorção deve-se à rotação das mesas superiores na região dos apoios, ilustrada na

Figura 5.12. A rotação da mesa superior nas regiões dos apoios interfere nos resultados experimentais, pois ocorre claramente uma distorção.

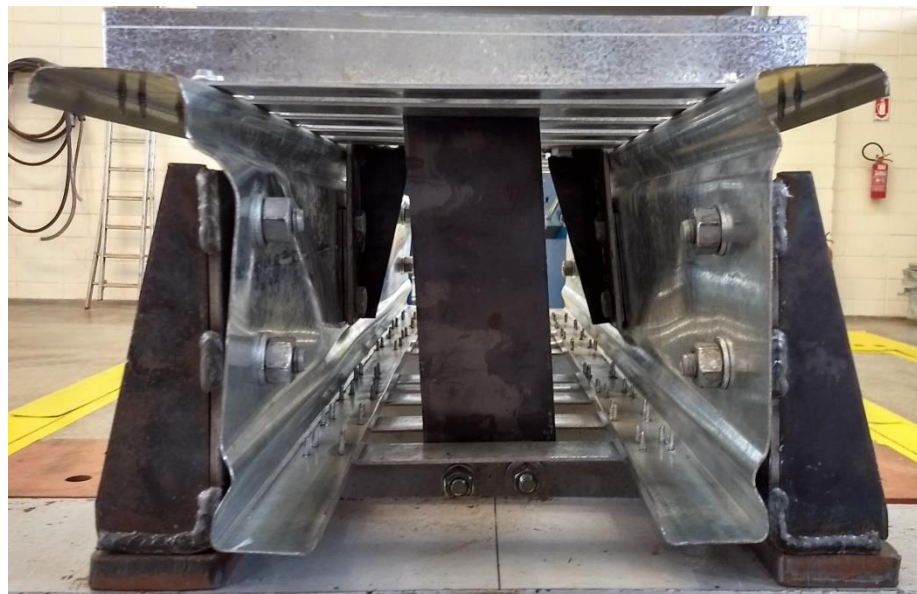
Figura 5.12 – Rotação da mesa superior nas regiões dos apoios (protótipo ZAE 340-2.N)



A rotação da mesa superior nos apoios se manifestou apenas nas seções com alma enrijecida e em protótipos de relações a/h iguais a um, dois e três (barras curtas). O fato deste fenômeno ser observado somente nas seções com alma enrijecida deve-se à configuração das ligações que, em virtude da presença dos enrijecedores longitudinais, possuem parafusos mais próximos entre si e concentrados na região central da alma, sendo portanto menos eficiente na restrição rotacional. As seções de alma plana, por sua vez, foram ensaiadas com ligações nas quais os parafusos são mais afastados entre si e mais próximos às mesas, o que promove maior restrição lateral e dificulta a rotação. Nesse sentido, destaca-se que os protótipos foram ensaiados com dois padrões de ligações distintos para reproduzir as condições em que são utilizadas na prática.

Nos ensaios de força cortante e combinação de esforços, em protótipos com alma enrijecida e com restrição à distorção, as barras de travamento impediram a rotação nos apoios. Em alguns casos, entretanto, tais barras não foram capazes de impedir completamente o deslocamento lateral das mesas e acabaram girando em relação às cantoneiras às quais foram parafusadas, o que levou a uma mudança de forma da seção transversal na região dos apoios, como mostra a Figura 5.13.

Figura 5.13 – Giro da barra de travamento e deslocamento lateral da mesa superior no apoio (protótipo ZAE 245-2.S)



De acordo com o apresentado na Tabela 5.6, as forças últimas dos protótipos de seção transversal de alma plana superaram as dos protótipos de seção com alma enrijecida na maioria dos casos. Em um primeiro momento, esse fato pareceu incoerente, pois, conforme evidenciado nas análises teóricas, os enrijecedores longitudinais promovem um aumento significativo das tensões críticas elásticas associadas ao modo de instabilidade local, o que conduziria ao aumento da força resistente. Assim, suspeitou-se que a diferença na configuração das ligações pudesse ter influência nos resultados, uma vez que nas seções de alma plana os parafusos são mais afastados e nas seções de alma enrijecida, mais próximos. Para comprovação, foram realizados ensaios complementares visando avaliar a influência da configuração da ligação na força última.

Os ensaios complementares foram realizados considerando apenas terças de alma plana e de relação a/h igual a um, caso em que a distorção nos apoios foi mais pronunciada. A configuração das ligações foi idêntica a das seções equivalentes com alma enrijecida, isto é, parafusos mais próximos entre si e concentrados na região central da alma. Nesta etapa, foram realizados somente dois ensaios, um com restrição à distorção e o outro sem.

Os resultados dos ensaios complementares são mostrados na Tabela 5.7. Comparando estes resultados com aqueles apresentados na Tabela 5.6, percebe-se que a modificação nas ligações provocou uma redução da força experimental, e os valores obtidos para a capacidade resistente dos protótipos de alma plana nos ensaios complementares se aproximaram dos resultados obtidos anteriormente para seções com alma enrijecida.

Tabela 5.7 – Resultados dos ensaios complementares

Ensaio	Protótipo	F_u (kN)
1	Z 245-1.S_comp	98,47
2	Z 245-1.N_comp	64,09

Nos ensaios complementares, como os parafusos foram dispostos mais próximos entre si e, portanto, mais distantes das mesas, houve prejuízo em termos de restrição lateral nos apoios. Assim, no ensaio do protótipo sem restrição à distorção, notou-se a ocorrência de rotação da mesa superior na região dos apoios, mostrada na Figura 5.14, o que havia sido observado anteriormente apenas para seções com alma enrijecida. No protótipo com restrição à distorção, essa rotação não foi verificada.

Figura 5.14 – Rotação da mesa no apoio durante ensaio complementar (protótipo Z 245-1.N_comp)

Outra observação importante sobre a influência da ligação na capacidade resistente está relacionada à mobilização do campo de tração. Conforme apresentado por Pham e Hancock (2012b, 2017), as ligações têm um efeito considerável no desenvolvimento do campo de tração, de modo que remover parafusos de regiões nas quais ele atua provoca uma tendência de diminuição da força experimental. Assim, como o campo de tração se ancora próximo às mesas, é interessante que os parafusos estejam presentes nessas regiões, com o objetivo de criar restrição lateral. Dentre os ensaios realizados, isso ocorreu apenas para os protótipos de seções de alma plana, o que contribuiu para o desenvolvimento do campo de tração nestes casos e, conseqüentemente, para o aumento da capacidade resistente.

É sabido que o desenvolvimento do campo de tração tem relação direta com a esbeltez da alma. Nos protótipos ensaiados, devido à presença dos enrijecedores na alma das seções ZAE, a maior esbeltez é observada na seção de alma plana Z 245x1,25. Isso justifica os maiores valores de força última nos protótipos de seções de alma plana em relação aos protótipos de seções com alma enrijecida, já que nestes não houve mobilização significativa do campo de tração e naqueles sim.

Sobre os ensaios de predomínio de força cortante (relação $a/h = 1$), destaca-se que, devido à proximidade entre os pontos de apoio e de aplicação do carregamento, resultante do vão reduzido, há grande influência de forças localizadas introduzidas pelos parafusos na alma. Nos protótipos com restrição à distorção e alma enrijecida, foi observado que a falha se deu por instabilidade local, com a formação de diagonais nos painéis de alma, como ilustrado na Figura 5.15. Para os protótipos de alma plana, a falha se deu por uma combinação de instabilidade e enrugamento da alma, o que é mostrado na Figura 5.16.

Figura 5.15 – Formação de diagonais em ensaio de relação $a/h = 1$ (protótipo ZAE 245-1.S)



Figura 5.16 – Enrugamento da alma em ensaio de relação $a/h = 1$ (protótipo Z 245-1.S)



A falha por combinação de instabilidade e enrugamento da alma em protótipos de alma plana e com restrição à distorção também foi identificada nos ensaios conduzidos por Pham e Hancock (2012b). Tal mecanismo deve-se à configuração de ligações utilizada no presente trabalho, com apenas dois parafusos, a qual não é capaz de criar restrição lateral suficiente a ponto de permitir a total mobilização do campo de tração (como se fosse um enrijecedor transversal).

Nos ensaios de combinação de momento fletor e força cortante ($a/h = 2$ e $a/h = 3$) em protótipos com restrição à distorção, foi possível observar a falha por instabilidade local no caso de alma enrijecida. Dessa maneira, houve o aparecimento de diagonais na alma, conforme mostrado na Figura 5.17 para relação a/h igual a dois e na Figura 5.18 para relação a/h igual a três. Nos protótipos instrumentados, os extensômetros indicaram deformações de tração na direção das diagonais, comprovando a observação experimental.

Figura 5.17 – Modo de falha para alma enrijecida e relação $a/h = 2$ (protótipo ZAE 245-2.S)



Figura 5.18 – Modo de falha para alma enrijecida e relação $a/h = 3$ (protótipo ZAE 245-3.S)



Nos ensaios em protótipos de alma plana, com restrição à distorção e relações a/h iguais a dois e três, verificou-se o aparecimento de diagonais na alma devido à manifestação do modo de instabilidade local. Em ambos os protótipos ensaiados, a falha ocorreu com deformação da alma próxima à região de aplicação do carregamento. A Figura 5.19 apresenta o modo de falha observado para relação a/h igual a dois e a Figura 5.20, para relação a/h igual a três.

Figura 5.19 – Modo de falha para alma plana e relação $a/h = 2$ (protótipo Z 245-2.S)

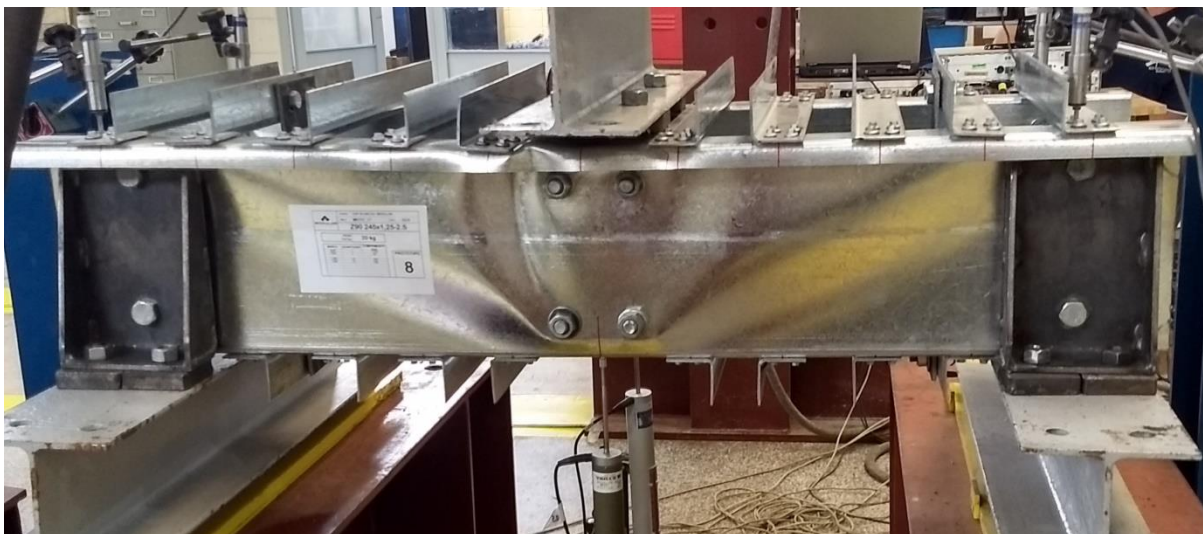


Figura 5.20 – Modo de falha para alma plana e relação $a/h = 3$ (protótipo Z 245-3.S)



Quanto aos ensaios de predomínio de solicitação por momento fletor, a Tabela 5.6 mostra que os resultados experimentais obtidos para protótipos com e sem restrição à distorção foram muito próximos, o que significa que as cantoneiras de travamento não foram capazes de restringir adequadamente a distorção.

A análise de estabilidade elástica dos perfis com alma enrijecida ZAE submetidos à flexão indica que o modo distorcional é dominante, de forma que a restrição à distorção por

meio das cantoneiras representou uma tentativa de impedir este modo e forçar a ocorrência da instabilidade local da alma. Contudo, isso não foi possível e em todos os ensaios de flexão a quatro pontos, a falha ocorreu por instabilidade distorcional, com deformação na mesa superior de uma das terças no meio do vão do protótipo, conforme mostrado na Figura 5.21.

Figura 5.21 – Falha por instabilidade distorcional em ensaio de predomínio de momento fletor (protótipo Z 245-M.N)



5.3 RESULTADOS PARA A INTERAÇÃO MOMENTO FLETOR - FORÇA CORTANTE

A interação momento fletor - força cortante foi avaliada considerando os resultados teóricos para os esforços resistentes obtidos via análises numéricas. Os resultados experimentais foram adotados como esforços solicitantes e foram avaliadas as expressões de interação circular e trilinear, dadas pelas Equações [2.26] e [2.27], respectivamente.

Na Tabela 5.8 são mostrados os valores dos esforços solicitantes força cortante V_u e momento fletor M_u , calculados a partir da força última F_u pelas Equações [5.3] e [5.4], respectivamente. Conforme já mencionado neste trabalho, a parcela da força correspondente a cada terça é metade da força experimental, uma vez que um protótipo é formado por duas terças.

$$V_u = \frac{F_u}{4} \quad [5.3]$$

$$M_u = \frac{F_u a}{4} \quad [5.4]$$

Onde:

F_u : força última obtida experimentalmente para o protótipo (par de terças);

V_u : força cortante experimental (por terça);

M_u : momento fletor experimental (por terça);

a : distância entre os pontos de apoio e de aplicação do carregamento.

Tabela 5.8 – Esforços solicitantes para os protótipos

Ensaio	Protótipo	a (mm)	F_u (kN)	V_u (kN)	M_u (kN.cm)
1	ZAE 245-1.S	233	95,76	23,94	557,77
2	ZAE 245-2.S	466	76,70	19,18	893,58
3	ZAE 245-3.S	699	61,88	15,47	1081,35
4	ZAE 245-1.N	233	67,74	16,94	394,59
5	ZAE 245-2.N	466	51,27	12,82	597,25
6	ZAE 245-3.N	699	38,26	9,56	668,56
7	ZAE 245-M.S	1200	33,03	8,26	991,02
8	ZAE 245-M.N	1200	34,57	8,64	1036,98
9	ZAE 340-1.S	327	185,70	46,43	1518,10
10	ZAE 340-2.S	654	143,72	35,93	2349,76
11	ZAE 340-3.S	981	120,02	30,00	2943,47
12	ZAE 340-1.N	327	150,74	37,69	1232,30
13	ZAE 340-2.N	654	79,20	19,80	1294,89
14	ZAE 340-3.N	981	54,01	13,50	1324,57
15	ZAE 340-M.S	1650	63,85	15,96	2633,65
16	ZAE 340-M.N	1650	61,56	15,39	2539,47
17	Z 245-1.S	233	125,83	31,46	732,95
18	Z 245-2.S	466	86,79	21,70	1011,08
19	Z 245-3.S	699	56,70	14,17	990,82
20	Z 245-1.N	233	99,64	24,91	580,40
21	Z 245-2.N	466	54,27	13,57	632,23
22	Z 245-3.N	699	42,30	10,58	739,24

A Tabela 5.9 apresenta o cálculo do momento fletor resistente para as terças ensaiadas e a Tabela 5.10, a avaliação da força cortante resistente. Os valores característicos dos esforços resistentes foram calculados utilizando o Método da Resistência Direta, com as

tensões críticas determinadas a partir das análises numéricas. Para o momento fletor, foram considerados os modos de instabilidade local e distorcional, apesar de a interação ser tradicionalmente avaliada considerando apenas o modo local. Além disso, como nos ensaios em seções de alma plana foi observada a mobilização do campo de tração, o esforço cortante resistente dos protótipos com estas seções também foi calculado considerando o acréscimo de resistência provocado por efeito deste fenômeno, o que é apresentado na Tabela 5.11.

No cálculo dos esforços resistentes, os valores das resistências ao escoamento f_y considerados foram 486,26 MPa para os perfis de espessura de 1,25 mm (seções de 245 mm de altura) e 510,44 MPa para os perfis de espessura de 1,75 mm (seções de 340 mm de altura). Estes valores foram determinados com base em ensaios de tração. A caracterização do material está descrita no Apêndice C.

Tabela 5.9 – Momento fletor resistente para os protótipos

Protótipo	W (cm ³)	Inst. global	Inst. Local			Inst. Distorcional		
		M _{Re} (kN.cm)	σ_l (MPa)	λ_l	M _{RI} (kN.cm)	σ_{dist} (MPa)	λ_{dist}	M _{Rdist} (kN.cm)
ZAE 245-1.S	33,76	1641,56	382,38	1,13	1287,94	232,39	1,45	962,24
ZAE 245-2.S	33,76	1641,56	382,38	1,13	1287,94	232,39	1,45	962,24
ZAE 245-3.S	33,76	1641,56	382,38	1,13	1287,94	232,39	1,45	962,24
ZAE 245-1.N	34,22	1664,11	418,53	1,08	1345,81	252,02	1,39	1008,28
ZAE 245-2.N	34,22	1664,11	418,53	1,08	1345,81	252,02	1,39	1008,28
ZAE 245-3.N	34,22	1664,11	418,53	1,08	1345,81	252,02	1,39	1008,28
ZAE 245-M.S	34,22	1664,11	418,53	1,08	1345,81	252,02	1,39	1008,28
ZAE 245-M.N	34,22	1664,11	418,53	1,08	1345,81	252,02	1,39	1008,28
ZAE 340-1.S	93,70	4782,75	338,06	1,23	3540,03	169,28	1,74	2405,32
ZAE 340-2.S	93,70	4782,75	338,06	1,23	3540,03	169,28	1,74	2405,32
ZAE 340-3.S	93,70	4782,75	338,06	1,23	3540,03	169,28	1,74	2405,32
ZAE 340-1.N	92,18	4705,13	365,62	1,18	3576,81	213,34	1,55	2609,19
ZAE 340-2.N	92,18	4705,13	365,62	1,18	3576,81	213,34	1,55	2609,19
ZAE 340-3.N	92,18	4705,13	365,62	1,18	3576,81	213,34	1,55	2609,19
ZAE 340-M.S	92,18	4705,13	365,62	1,18	3576,81	213,34	1,55	2609,19
ZAE 340-M.N	92,18	4705,13	365,62	1,18	3576,81	213,34	1,55	2609,19
Z 245-1.S	34,50	1677,80	151,84	1,79	954,10	262,50	1,36	1033,47
Z 245-2.S	34,50	1677,80	151,84	1,79	954,10	262,50	1,36	1033,47
Z 245-3.S	34,50	1677,80	151,84	1,79	954,10	262,50	1,36	1033,47
Z 245-1.N	33,19	1613,90	170,43	1,69	956,44	282,09	1,31	1023,26
Z 245-2.N	33,19	1613,90	170,43	1,69	956,44	282,09	1,31	1023,26
Z 245-3.N	33,19	1613,90	170,43	1,69	956,44	282,09	1,31	1023,26

Tabela 5.10 – Força cortante resistente para os protótipos

Protótipo	V_y (kN)	τ_{cr} (MPa)	V_{cr} (kN)	λ_v	V_{Rk} (kN)
ZAE 245-1.S	82,10	91,95	25,87	1,92	25,87
ZAE 245-2.S	82,10	68,35	19,23	2,00	19,23
ZAE 245-3.S	82,10	55,60	15,64	1,99	15,64
ZAE 245-1.N	81,92	93,07	26,13	1,61	26,13
ZAE 245-2.N	81,92	68,97	19,37	1,63	19,37
ZAE 245-3.N	81,92	57,08	16,03	1,55	16,03
ZAE 245-M.S	81,92	53,06	14,90	1,49	14,90
ZAE 245-M.N	81,92	53,06	14,90	1,52	14,90
ZAE 340-1.S	171,03	77,99	43,55	2,06	43,55
ZAE 340-2.S	171,03	57,98	32,38	2,11	32,38
ZAE 340-3.S	171,03	50,55	28,23	2,06	28,23
ZAE 340-1.N	171,03	76,85	42,91	1,87	42,91
ZAE 340-2.N	171,03	55,72	31,11	1,60	31,11
ZAE 340-3.N	171,03	48,86	27,29	1,41	27,29
ZAE 340-M.S	171,03	46,86	26,17	1,56	26,17
ZAE 340-M.N	171,03	46,86	26,17	1,53	26,17
Z 245-1.S	82,10	46,12	12,98	3,11	12,98
Z 245-2.S	82,10	33,83	9,52	3,02	9,52
Z 245-3.S	82,10	31,66	8,91	2,52	8,91
Z 245-1.N	81,92	46,24	12,98	2,77	12,98
Z 245-2.N	81,92	33,81	9,49	2,39	9,49
Z 245-3.N	81,92	31,71	8,90	2,18	8,90

Tabela 5.11 – Força cortante resistente para os protótipos de alma plana considerando o efeito do campo de tração

Protótipo	V_y (kN)	V_{cr} (kN)	λ_v	V_{Rk_ct} (kN)
Z 245-1.S	82,10	12,98	3,11	36,44
Z 245-2.S	82,10	9,52	3,02	32,48
Z 245-3.S	82,10	8,91	2,52	31,69
Z 245-1.N	81,92	12,98	2,77	36,40
Z 245-2.N	81,92	9,49	2,39	32,40
Z 245-3.N	81,92	8,90	2,18	31,64

Na Tabela 5.11, o parâmetro V_{Rk_ct} refere-se ao valor característico da força cortante resistente considerando o efeito do campo de tração. Os valores de V_{Rk_ct} foram calculados com a Equação [2.25] e resultaram bem maiores do que os valores característicos V_{Rk} do esforço cortante desconsiderando este efeito. Apesar de a norma americana AISI S100-16

(AISI, 2016) indicar o cálculo da força cortante resistente considerando o acréscimo de resistência provocado pela ação do campo de tração, somente no caso de barras com enrijecedores transversais de espaçamento inferior a duas vezes a altura da alma, neste trabalho o efeito do campo de tração foi considerado para todos os protótipos com seção transversal de alma plana.

A avaliação da interação momento fletor - força cortante realizada neste trabalho teve como objetivo comparar os valores de força última determinados nos ensaios (esforços solicitantes) com os resultados obtidos nas análises teóricas (esforços resistentes). Assim, foram calculadas relações entre os valores característicos destes esforços, que foram plotadas juntamente com as curvas de interação circular e trilinear, avaliadas a partir das Equações [2.26] e [2.27].

A Tabela 5.12 apresenta as relações entre esforços solicitantes e resistentes característicos utilizadas para avaliar a interação momento fletor - força cortante em todos os protótipos ensaiados. Os valores utilizados para compor as relações também são resumidos na Tabela 5.12 e possuem seu cálculo detalhado em tabelas apresentadas anteriormente.

A partir das relações mostradas na Tabela 5.12, foi construído o gráfico da Figura 5.22, que ilustra a interação momento fletor - força cortante para todos os protótipos ensaiados, bem como as curvas de interação circular e trilinear. Neste caso, adotaram-se para o momento fletor resistente característico os valores associados ao modo de instabilidade local ($M_{Rk} = M_{Rl}$) e, para a força cortante resistente característica, foram utilizados os valores que não levam em consideração o acréscimo de resistência resultante do efeito do campo de tração.

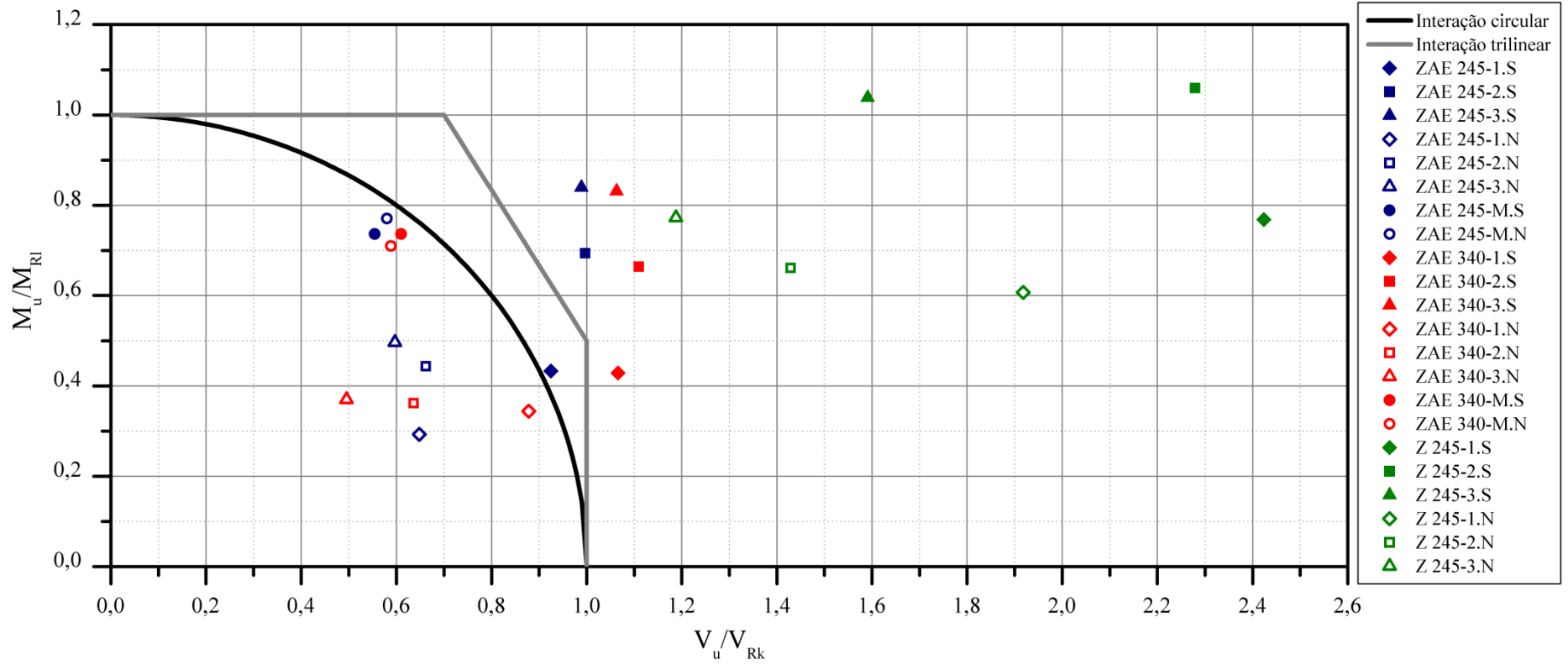
Na Figura 5.22 é possível perceber que os resultados para todos os protótipos com alma enrijecida e sem restrição à distorção ficaram abaixo das curvas de interação circular e trilinear. Isso ocorreu devido à rotação da mesa superior em relação à alma nas regiões dos apoios, que foi observada nos ensaios de relações a/h iguais a um, dois e três, provocando uma redução da força experimental. Nos ensaios de predomínio de momento fletor, os resultados ficaram abaixo das curvas devido à ocorrência de falha por instabilidade distorcional e não local.

No caso dos protótipos de seção transversal de alma plana, a Figura 5.22 mostra que os resultados obtidos para a combinação de esforços foram muito conservadores, mesmo para os protótipos sem restrição à distorção. A justificativa é que a interação neste caso foi avaliada desconsiderando o efeito do campo de tração, que é muito significativo para estas seções.

Tabela 5.12 – Relações entre esforços solicitantes e resistentes para avaliação da interação momento fletor - força cortante

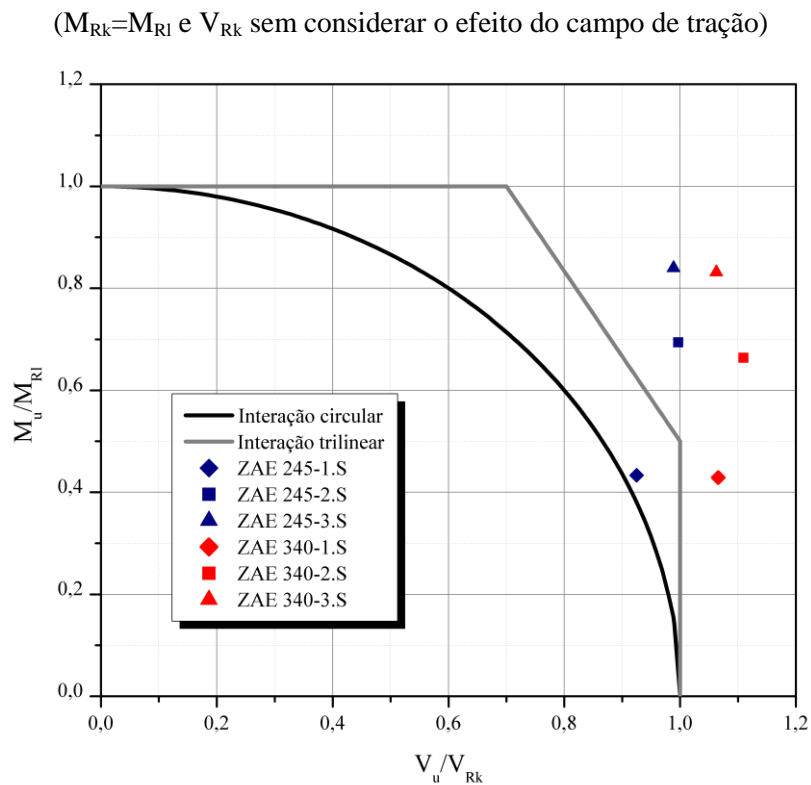
Protótipo	M_u (kN)	M_{Rl} (kN.cm)	M_{Rdist} (kN.cm)	M_u/M_{Rl}	M_u/M_{Rdist}	V_u (kN)	V_{Rk} (kN)	V_{Rk_ct} (kN)	V_u/V_{Rk}	V_u/V_{Rk_ct}
ZAE 245-1.S	557,77	1287,94	962,24	0,43	0,58	23,94	25,87	-	0,93	-
ZAE 245-2.S	893,58	1287,94	962,24	0,69	0,93	19,18	19,23	-	1,00	-
ZAE 245-3.S	1081,35	1287,94	962,24	0,84	1,12	15,47	15,64	-	0,99	-
ZAE 245-1.N	394,59	1345,81	1008,28	0,29	0,39	16,94	26,13	-	0,65	-
ZAE 245-2.N	597,25	1345,81	1008,28	0,44	0,59	12,82	19,37	-	0,66	-
ZAE 245-3.N	668,56	1345,81	1008,28	0,50	0,66	9,56	16,03	-	0,60	-
ZAE 245-M.S	991,02	1345,81	1008,28	0,74	0,98	8,26	14,90	-	0,55	-
ZAE 245-M.N	1036,98	1345,81	1008,28	0,77	1,03	8,64	14,90	-	0,58	-
ZAE 340-1.S	1518,10	3540,03	2405,32	0,43	0,63	46,43	43,55	-	1,07	-
ZAE 340-2.S	2349,76	3540,03	2405,32	0,66	0,98	35,93	32,38	-	1,11	-
ZAE 340-3.S	2943,47	3540,03	2405,32	0,83	1,22	30,00	28,23	-	1,06	-
ZAE 340-1.N	1232,30	3576,81	2609,19	0,34	0,47	37,69	42,91	-	0,88	-
ZAE 340-2.N	1294,89	3576,81	2609,19	0,36	0,50	19,80	31,11	-	0,64	-
ZAE 340-3.N	1324,57	3576,81	2609,19	0,37	0,51	13,50	27,29	-	0,49	-
ZAE 340-M.S	2633,65	3576,81	2609,19	0,74	1,01	15,96	26,17	-	0,61	-
ZAE 340-M.N	2539,47	3576,81	2609,19	0,71	0,97	15,39	26,17	-	0,59	-
Z 245-1.S	732,95	954,10	1033,47	0,77	0,71	31,46	12,98	36,44	2,42	0,86
Z 245-2.S	1011,08	954,10	1033,47	1,06	0,98	21,70	9,52	32,48	2,28	0,67
Z 245-3.S	990,82	954,10	1033,47	1,04	0,96	14,17	8,91	31,69	1,59	0,45
Z 245-1.N	580,40	956,44	1023,26	0,61	0,57	24,91	12,98	36,40	1,92	0,68
Z 245-2.N	632,23	956,44	1023,26	0,66	0,62	13,57	9,49	32,40	1,43	0,42
Z 245-3.N	739,24	956,44	1023,26	0,77	0,72	10,58	8,90	31,64	1,19	0,33

Figura 5.22 – Interação entre momento fletor e força cortante para todos os protótipos ensaiados
($M_{Rk}=M_{Rl}$ e V_{Rk} sem considerar o efeito do campo de tração)



Para a maioria dos protótipos com alma enrijecida e com restrição à distorção, os resultados ficaram acima das curvas de interação circular e trilinear, conforme mostrado na Figura 5.22. As únicas exceções foram o protótipo ZAE 245-1.S, que atendeu à expressão de interação circular, porém não satisfaz à interação trilinear, e os protótipos dos ensaios de predomínio de momento fletor, que ficaram abaixo de ambas as curvas devido à falha ter ocorrido por instabilidade distorcional (não considerada no cálculo do momento fletor resistente). A Figura 5.23 mostra apenas os resultados dos protótipos com alma enrijecida e com restrição à distorção, considerando apenas os ensaios de predomínio de força cortante e de combinação de esforços.

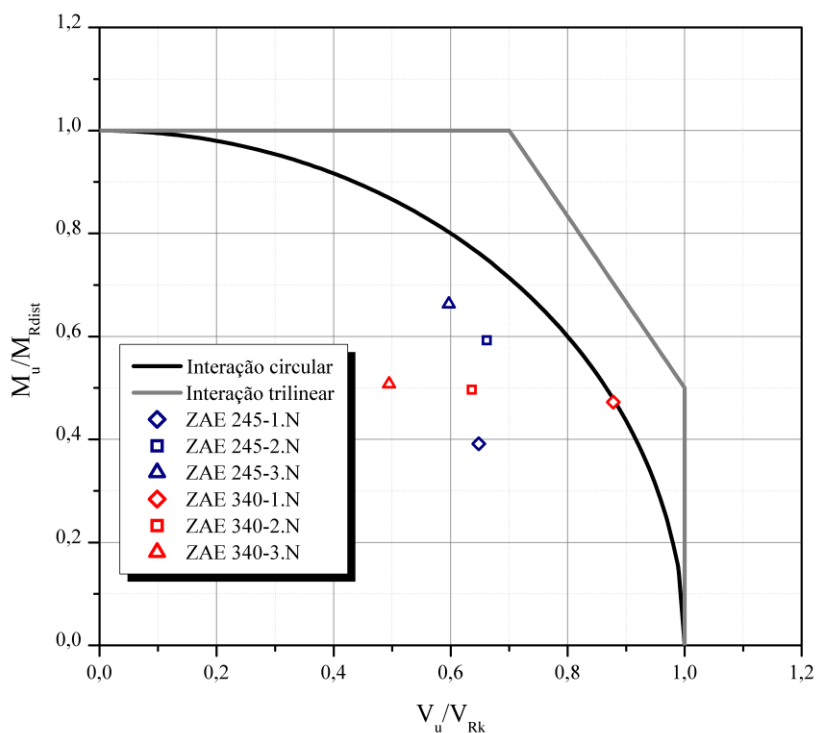
Figura 5.23 – Interação entre momento fletor e força cortante para os protótipos com alma enrijecida e com restrição à distorção nos ensaios de predomínio de força cortante e de combinação de esforços



Conforme constatado nas análises teóricas desenvolvidas neste trabalho, o enrijecimento longitudinal da alma promove um aumento das tensões críticas referentes ao modo de instabilidade local, tornando o modo distorcional dominante na flexão. Assim, sabendo-se que nos ensaios sem restrição à distorção a ocorrência do modo distorcional é possível, a interação para os protótipos com alma enrijecida e sem restrição à distorção nos

casos de relações a/h iguais a um, dois e três, foi avaliada com o momento fletor resistente do modo distorcional, o que é mostrado na Figura 5.24.

Figura 5.24 – Interação entre momento fletor e força cortante para os protótipos com alma enrijecida e sem restrição à distorção nos ensaios de predomínio de força cortante e de combinação de esforços ($M_{Rk}=M_{Rdist}$ e V_{Rk} sem considerar o efeito do campo de tração)

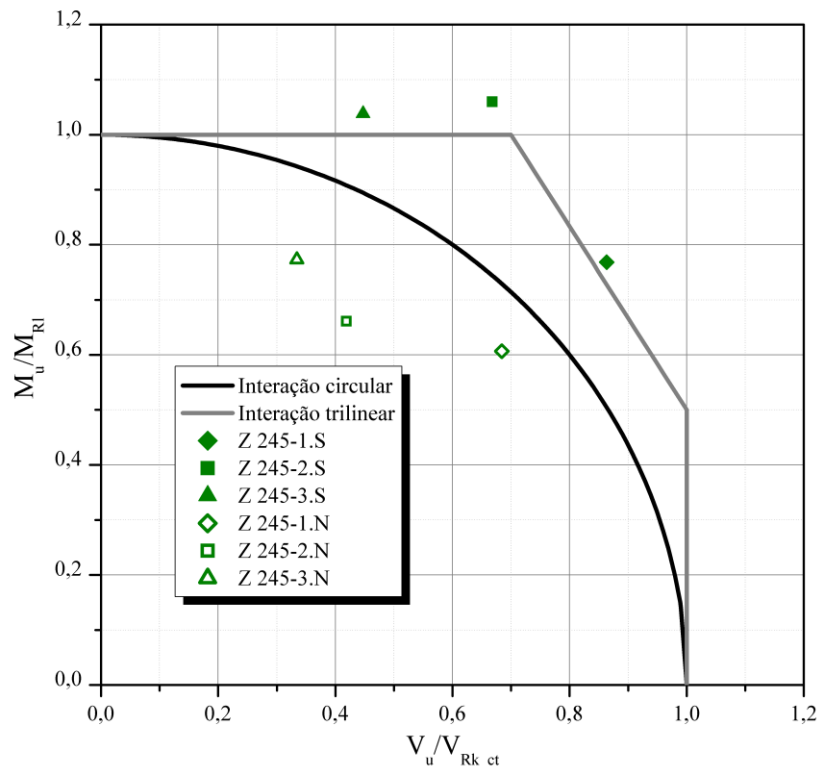


Na Figura 5.24 nota-se que, considerando o momento fletor resistente associado ao modo distorcional, os resultados foram contra a segurança (exceto para o ZAE 340-1.N), isto é, as forças experimentais foram inferiores às previstas teoricamente. A razão é que a rotação das mesas nos apoios observada nos ensaios levou esses protótipos a uma falha prematura, de forma que a força última obtida não está associada nem à instabilidade local e nem à distorcional.

Para os protótipos de alma plana, a avaliação da interação também foi realizada considerando o efeito do campo de tração que, conforme se verificou experimentalmente, foi mobilizado nestas condições. Os resultados para a interação momento fletor - força cortante em protótipos de alma plana levando em consideração o acréscimo da força cortante resistente devido ao campo de tração é mostrado na Figura 5.25. O modo de instabilidade local foi utilizado para o momento fletor resistente, pois, além de ser o valor indicado no cálculo da interação, está associado à menor tensão crítica obtida na análise de estabilidade elástica.

Figura 5.25 – Interação entre momento fletor e força cortante para os protótipos com alma plana

($M_{Rk}=M_{Rl}$ e $V_{Rk}=V_{Rk_ct}$ considerando o efeito do campo de tração)

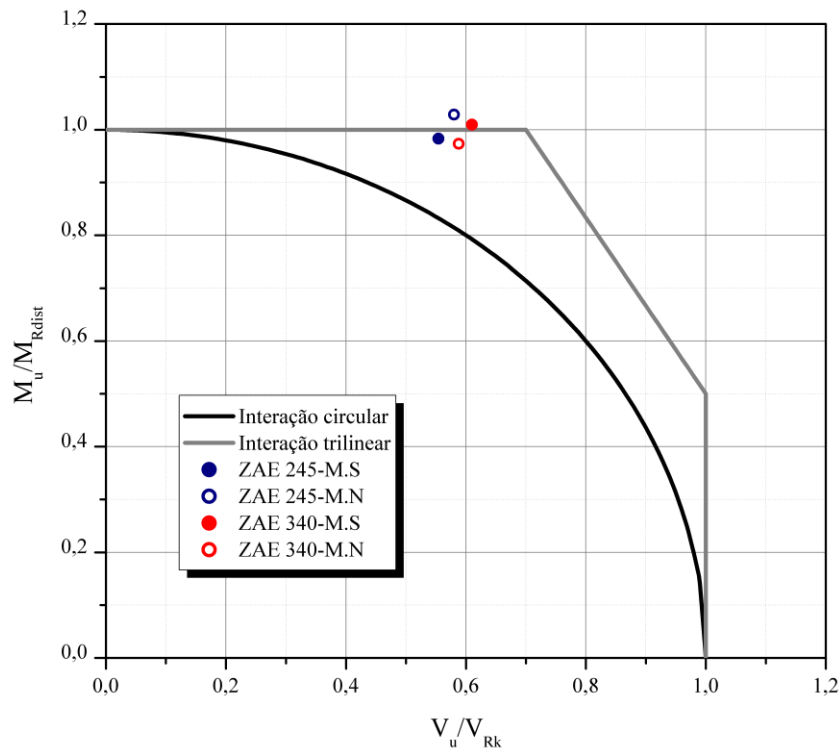


A Figura 5.25 mostra que o cálculo da interação considerando o efeito do campo de tração na força cortante resistente levou a uma diminuição expressiva do conservadorismo nos resultados para as seções de alma plana, que se aproximaram das curvas de interação. Os protótipos com restrição à distorção satisfizeram as expressões de interação circular e trilinear, ficando acima de ambas as curvas. Por outro lado, os protótipos sem restrição à distorção não atenderam a nenhuma das expressões de interação, certamente porque a mobilização do campo de tração nestes casos não foi completa devido à falta de restrição lateral resultante de ligações com poucos parafusos. Nos ensaios com restrição à distorção, apesar de as ligações utilizadas serem as mesmas, as cantoneiras parafusadas às mesas e as barras de travamento unindo-as na região dos apoios contribuíram para o impedimento dos deslocamentos laterais, permitindo o desenvolvimento do campo de tração de forma mais completa.

Nos ensaios de predomínio do momento fletor, a consideração do modo de instabilidade local para o cálculo do esforço resistente característico faz com que as curvas de interação circular e trilinear não sejam satisfeitas, conforme já evidenciado na Figura 5.22. A Figura 5.26 mostra que, ao se considerar o modo de instabilidade distorcional para a

determinação do momento fletor resistente, a curva de interação circular é satisfeita e os resultados são muito próximos à curva de interação trilinear. Além disso, como as cantoneiras não foram capazes de restringir à distorção e o modo de falha observado nos ensaios foi por instabilidade distorcional, nota-se na Figura 5.26 que os resultados foram muito próximos para os protótipos com e sem essa restrição.

Figura 5.26 – Interação entre momento fletor e força cortante nos ensaios de predomínio de momento fletor ($M_{Rk}=M_{Rdist}$ e V_{Rk} sem considerar o efeito do campo de tração)



6 CONCLUSÕES

As análises teórica e experimental desenvolvidas neste trabalho permitiram ampliar o entendimento sobre o comportamento estrutural de terças de aço em perfis formados a frio com alma enrijecida submetidas à ação de momento fletor e força cortante.

As análises teóricas mostraram que o enrijecimento longitudinal da alma promoveu um aumento significativo das tensões críticas elásticas do modo de instabilidade local, em relação às seções de alma plana equivalentes, tanto no caso de solicitação por momento fletor quanto por força cortante.

Para seções com alma enrijecida sujeitas apenas a momento fletor, a análise de estabilidade elástica via faixas finitas indicou que as tensões críticas do modo local superaram as tensões críticas associadas ao modo distorcional. Como consequência, o modo distorcional passou a ser crítico para as seções analisadas, o que não ocorre no caso de alma plana. Além disso, comparando os casos de alma enrijecida com os equivalentes de alma plana, foi constatado que o efeito dos enrijecedores intermediários não é significativo em termos de instabilidade distorcional e global.

Ainda sobre as análises teóricas, o modelo gerado via Método dos Elementos Finitos foi capaz de reproduzir o fluxo de cisalhamento “real” que ocorre em seções com força cortante paralela à alma, considerando a influência das mesas e dos enrijecedores de borda e intermediários. A partir do modelo, foram realizadas análises de estabilidade elástica que permitiram a determinação de tensões críticas e modos de instabilidade associados somente à força cortante. Os resultados numéricos para as seções de alma plana foram próximos àqueles obtidos a partir do procedimento clássico de cálculo manual (solução analítica via Teoria da Estabilidade Elástica), o que indica que as mesas exercem pequena influência no comportamento global da seção quanto à força cortante. Além disso, constatou-se que as tensões críticas obtidas para as seções com alma enrijecida foram superiores àquelas determinadas para as seções equivalentes de alma plana.

Com auxílio do modelo numérico elaborado para avaliação da instabilidade provocada por força cortante, foi possível calibrar os valores do coeficiente de flambagem local por cisalhamento k_v para as seções de alma enrijecida no caso de barras longas ($a/h \geq 5$). Assim, para seções transversais ZAE de variadas dimensões, foram gerados valores de k_v , que podem ser utilizados para o cálculo das tensões críticas e do Método da Resistência Direta. Ressalta-se que os valores de k_v apresentados neste trabalho foram determinados para chapa longa (válidos para a/h igual ou superior a 5) e são específicos para as seções analisadas, de modo

que qualquer mudança na geometria da seção transversal ou do comprimento considerado para as barras implica em necessidade de realizar nova análise de estabilidade elástica.

Na análise experimental, foi possível observar modos de falha relacionados à instabilidade local da alma por cisalhamento nos protótipos com restrição à distorção, caracterizada pelo aparecimento de diagonais tracionadas. Nos protótipos sem restrição à distorção, por outro lado, verificou-se a ocorrência de uma falha precoce, resultante da rotação da mesa superior nas regiões dos apoios. Ao contrário do esperado, notou-se que a força última obtida nos protótipos de alma plana Z foi maior do que nos protótipos equivalentes de alma enrijecida ZAE, devido à maior restrição rotacional da mesa superior imposta pela ligação (parafusos mais afastados e conseqüentemente mais próximos às mesas) e à significativa mobilização do campo de tração, uma vez que os dispositivos de apoio e de aplicação do carregamento atuaram como enrijecedores transversais no caso de alma plana.

A análise da interação momento fletor - força cortante com base nos resultados experimentais e esforços resistentes determinados pelo Método da Resistência Direta, indicou que todos os protótipos com restrição à distorção atenderam à expressão de interação circular e a maior parte atendeu à expressão de interação trilinear. Por outro lado, em vista da falha prematura, os protótipos sem restrição à distorção não atenderam, em sua maioria, às expressões de interação.

Com base nos ensaios dos protótipos com restrição à distorção, observou-se que para alma plana, a consideração da força cortante resistente sem o efeito do campo de tração conduziu a resultados muito conservadores. Considerando o campo de tração, os resultados se aproximaram da curva de interação trilinear. Entretanto, é importante ressaltar que nos casos práticos a relação a/h é elevada e o efeito do campo de tração será minimizado. Para alma enrijecida, o efeito do campo de tração não foi significativo e os resultados da interação momento fletor - força cortante se aproximaram das expressões de interação (a favor da segurança). Considerando os quatro protótipos com predomínio de momento fletor, o estado-limite último foi sempre caracterizado pela instabilidade distorcional, uma vez que os enrijecedores longitudinais de alma elevam consideravelmente a tensão crítica do modo local e os resultados da interação, neste caso, foram muito próximos à curva de interação trilinear.

Diante de tudo o que foi exposto, conclui-se que para o projeto de terças com alma enrijecida, no qual em geral é verificada a condição de barras longas, é aceitável considerar a expressão de interação trilinear, com o momento fletor resistente do modo distorcional. Contudo, é importante que sejam realizados mais estudos para ampliar ainda mais a compreensão sobre o comportamento estrutural destas seções.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE – AISI. **AISI S100-16**: North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members. Washington, 2016.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – ASTM. **ASTM A370-17a**: Standard Test Method and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products. West Conshohocken, 2017.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS – ABNT. **NBR 14762**: Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio. Rio de Janeiro, 2010.

_____. **NBR 7008-3**: Chapas e bobinas de aço revestidas com zinco ou liga zinco-ferro pelo processo contínuo de imersão a quente. Parte 3: Aços estruturais. Rio de Janeiro, 2012.

ASWEGAN, K.; MOEN, C. D. Critical elastic shear buckling stress hand solution for C- and Z-sections including cross-section connectivity. In: INTERNATIONAL SPECIALTY CONFERENCE ON COLD-FORMED STEEL STRUCTURES, 21., 2012, St. Louis. **Proceedings...** St. Louis: 2012. p. 223-231.

BASLER, K. Strength of plate girders in shear. **Transactions of the American Society of Civil Engineers**, New York, vol. 128, part II, p. 683, 1963.

BEDAIR, O. An analytical expression to determine “realistic” shear buckling stress in cold-formed lipped channels. **Steel Construction**, vol. 8, n. 1, p. 53-58. 2015.

BRUNEAU, L. A.; PHAM, C. H.; HANCOCK, G. J. Experimental study of longitudinally stiffened web channels subjected predominantly to shear. In: INTERNATIONAL SPECIALTY CONFERENCE ON COLD-FORMED STEEL STRUCTURES, 22., 2014, St. Louis. **Proceedings...** St. Louis: 2014. p. 329-343

CHERN, C.; OSTAPENKO, A. **Ultimate strength of plate girders under shear**. Fritz Engineering Laboratory Report No. 328.7, Lehigh University. 1969.

FUJII, T. On an improved theory for Dr. Basler’s theory. In: CONGRESS IABSE, 8., 1968, New York. **Proceedings...** New York: 1968. p. 477-487.

GALAMBOS, T. V. **Guide to stability design criteria for metal structures**. 5.ed. New York: John Wiley & Sons, 1998.

HANCOCK, G. J.; PHAM, C. H. **A signature curve for cold-formed channel sections in pure shear**. Research Report No R919, School of Civil Engineering, The University of Sydney. 2011.

KOMATSU, S. Ultimate strength of stiffened plate girders subjected to shear. In: IABSE COLLOQUIUM, 1971, London. **Proceedings...** London: 1971. p. 49-65.

LABOUBE, R. A.; YU, W. W. Cold-formed steel web elements under combined bending and shear. In: INTERNATIONAL SPECIALTY CONFERENCE ON COLD-FORMED STEEL STRUCTURES, 4., 1978, St. Louis. **Proceedings...** St. Louis: 1978. p. 219-251.

LEE, S. C.; DAVIDSON, J. S.; YOO, C. H. Shear buckling coefficients of plate girder web panels. **Computer & Structures**, vol. 59, n. 5, p. 789-795. 1996.

LEE, S. C.; LEE, D. S.; YOO, C. H. Ultimate shear strength of long web panels. **Journal of Constructional Steel Research**, n. 64, p. 1357-1365. 2008.

LEE, S. C.; YOO, C. H. Strength of plate girder web panels under pure shear. **Journal of Structural Engineering**, n. 124, p. 184-194. 1998.

NGUYEN, P.; YU, W. W. Bending strength of cold-formed steel longitudinally reinforced beam webs. In: INTERNATIONAL SPECIALTY CONFERENCE ON COLD-FORMED STEEL STRUCTURES, 5., 1980, St. Louis. **Proceedings...** St Louis: 1980. p. 201-224.

PHAM, C. H.; BRUNEAU, L. A.; HANCOCK, G. J. Experimental study of longitudinally stiffened web channels subjected to combined bending and shear. **Journal of Structural Engineering**, vol. 141, n. 11, p. 1-9. 2015.

PHAM, C. H.; DAVIS, A. F.; EMMETT, B. R. Numerical investigation of cold-formed lapped Z purlins under combined bending and shear. **Journal of Constructional Steel Research**, vol. 95, p. 116-125. 2014.

PHAM, C. H.; HANCOCK, G. J. **Shear buckling of thin-walled channel sections with intermediate web stiffener**. Research Report No R892, School of Civil Engineering, The University of Sydney. 2008.

_____. **Experimental investigation of high strength cold-formed C-section in combined bending and shear**. Research Report No R894, School of Civil Engineering, The University of Sydney. 2009a.

_____. **Experimental investigation of high strength cold-formed SupaCee® section in combined bending and shear**. Research Report No R907, School of Civil Engineering, The University of Sydney. 2009b.

_____. Shear buckling of thin-walled channel sections. **Journal of Constructional Steel Research**, n. 65, p. 578-585. 2009c.

_____. Direct strength design of cold-formed purlins. **Journal of Structural Engineering**, vol. 135, n. 3, p. 229-238. 2009d.

_____. Numerical simulation of high strength cold-formed purlins in combined bending and shear. **Journal of Constructional Steel Research**, n. 66, p. 1205-1217. 2010a.

_____. Direct strength design of cold-formed C-sections in combined bending and shear. In: INTERNATIONAL SPECIALTY CONFERENCE ON COLD-FORMED STEEL STRUCTURES, 20., 2010, St. Louis. **Proceedings...** St. Louis: 2010b. p. 221-236.

PHAM, C. H.; HANCOCK, G. J. Direct strength design of cold-formed sections for shear and combined actions. In: INTERNATIONAL COLLOQUIUM ON STABILITY AND DUCTILITY OF STEEL STRUCTURES, Rio de Janeiro. **Proceedings...** Rio de Janeiro: 2010c. p. 101-114.

_____. Finite element analyses of high strength cold-formed SupaCee® sections in shear. In: INTERNATIONAL COLLOQUIUM ON STABILITY AND DUCTILITY OF STEEL STRUCTURES, Rio de Janeiro. **Proceedings...** Rio de Janeiro: 2010d. p. 1025-1032.

_____. Elastic buckling of cold-formed channel sections in shear. **Thin-Walled Structures**, n. 61, p. 22-26. 2012a.

_____. Tension field action for cold-formed sections in shear. **Journal of Constructional Steel Research**, n. 72, p. 168-178. 2012b.

_____. Numerical investigation of longitudinally stiffened web channels predominantly in shear. **Thin-Walled Structures**, n. 86. p. 47-55. 2015.

PHAM, S. H.; PHAM, C. H.; HANCOCK, G. J. Shear buckling of thin-walled channel sections with complex stiffened webs. In: INTERNATIONAL SPECIALTY CONFERENCE ON COLD-FORMED STEEL STRUCTURES, 21., 2012, St. Louis. **Proceedings...** St. Louis: 2012a. p. 281-296.

_____. **Numerical simulation of cold-formed channel sections with intermediate web stiffeners undergoing pure shear**. Research Report No R930, School of Civil Engineering, The University of Sydney. 2012b.

_____. Direct strength method of design for shear including sections with longitudinal web stiffeners. **Thin-Walled Structures**, n. 81, p. 19-28. 2014.

PHAM, C. H.; ZELENKIN, D.; HANCOCK, G. J. Effect of flange restraints on shear Tension Field Action in cold-formed C-sections. **Journal of Constructional Steel Research**, n. 129, p. 42-53. 2017.

PORTER, D. M.; ROCKEY, K. C.; EVANS, H. R. The collapse behaviour of plate girders in shear. **Journal of Structural Engineering**, vol. 53, p. 313. 1975.

RHODES, J.; ZARAS, J. Development and design analysis of a new purlin system. In: INTERNATIONAL SPECIALTY CONFERENCE ON COLD-FORMED STEEL STRUCTURES, 9., 1988, St. Louis. **Proceedings...** St Louis: 1988. p. 215-228.

SALMON, C. G.; JOHNSON, J. E.; MALHAS, F. A. **Steel structures: design and behavior**. 5.ed. New Jersey: Pearson Prentice Hall, 2009.

SCHAFER, B. W.; ÁDÁNY, S. Buckling analysis of cold-formed steel members using CUFSM: conventional and constrained finite strip methods. In: INTERNATIONAL SPECIALTY CONFERENCE ON COLD-FORMED STEEL STRUCTURES, 18., 2006, Orlando. **Proceedings...** Orlando, 2006. p. 39-54.

SWANSON ANALYSIS SYSTEM INC – SAS. **Ansys Help**. v.17.0. 2016.

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

VON KARMAN, T.; SECHLER, E. E.; DONNELL, L. H. The strength of thin plates in compression. **Transactions of the American Society of Mechanical Engineers**, New York, vol. 54, n. 5, p. 53-57, 1932.

WAGNER, H. **Flat steel metal girder with very thin metal web**. Technical Memorandum Nos. 604, 605 e 606, National Advisory Committee for Aeronautics – NACA, 1931.

WANG, L.; YOUNG, B. Design of cold-formed steel channels with stiffened webs subjected to bending. **Thin-Walled Structures**, n. 85, p. 81-92. 2014.

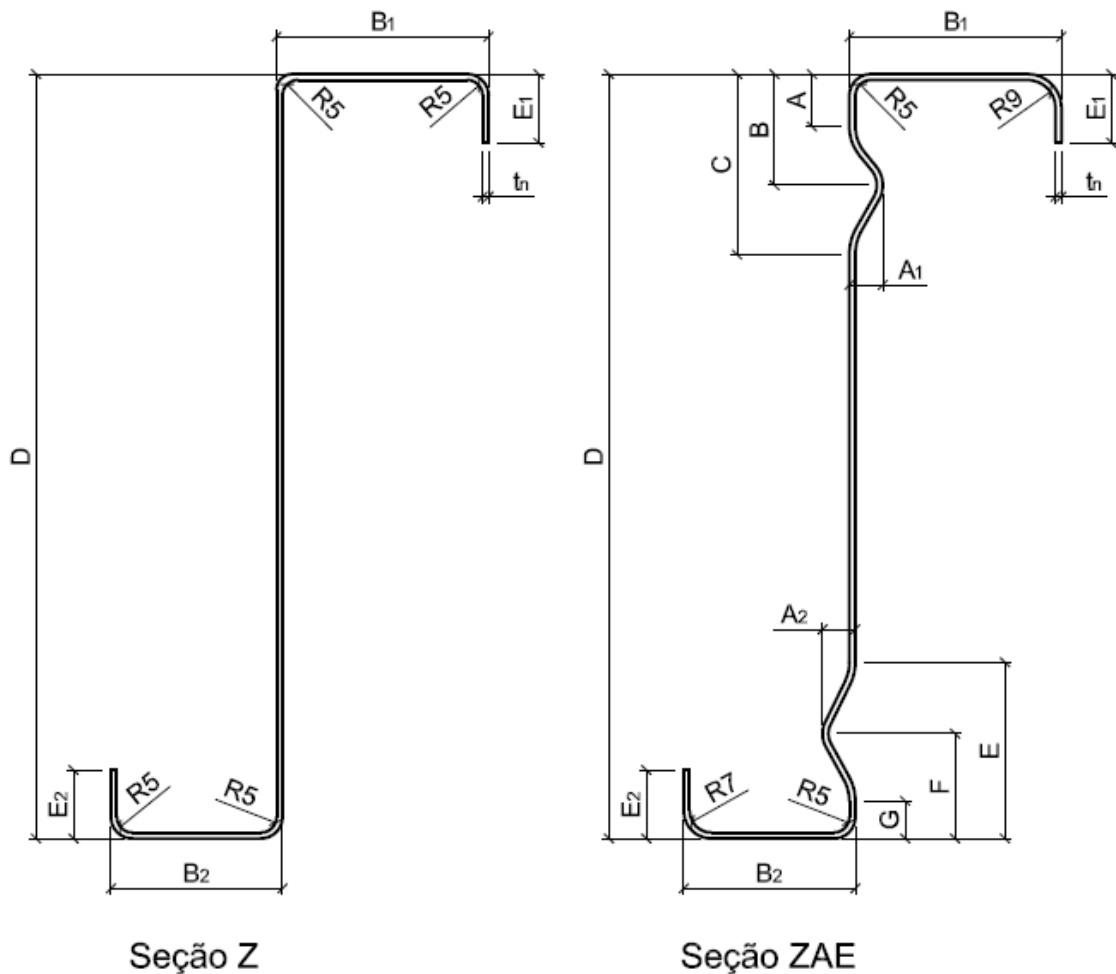
WINTER, G. Strength of thin steel compression flanges. **Transactions of the American Society of Mechanical Engineers**, New York, vol. 112, p. 527-554, 1947.

YU, W. W.; LABOUBE, R. A. **Cold-formed steel design**. 4.ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2010.

APÊNDICE A – DIMENSÕES E DETALHES DAS SEÇÕES Z E ZAE

As seções transversais Z e ZAE analisadas no presente trabalho e detalhadas neste apêndice são produzidas pela empresa *Modular Sistema Construtivo*. Enquanto a seção Z é de alma plana, a seção ZAE apresenta dois enrijecedores intermediários na alma. Ambas as seções possuem enrijecedores de borda a 90° e mesas superior e inferior de larguras levemente distintas. A Figura A.1 ilustra as seções Z e ZAE, com a definição de suas dimensões.

Figura A.1 – Seções transversais Z e ZAE



As dimensões definidas na Figura A.1 são apresentadas na Tabela A.1 para a seção Z e na Tabela A.2 para a seção ZAE. Como as seções são produzidas a partir do fatiamento de bobinas de aço em tamanhos predeterminados de modo a evitar perdas, são necessários ajustes nas dimensões dos elementos para atender ao blank. Como consequência, seções equivalentes de alma plana e alma enrijecida apresentam pequenas diferenças nas larguras das mesas e dos enrijecedores de borda.

Tabela A.1 – Dimensões nominais (em mm) das seções Z

Seção	D	B₁	B₂	E₁	E₂	t_n
Z 220x1,25	220	67	59	21	21	1,25
Z 220x1,55	220	67	59	21	21	1,55
Z 220x1,75	220	67	59	21	21	1,75
Z 220x1,95	220	67	59	21	21	1,95
Z 220x2,30	220	67	59	22	23	2,30
Z 220x2,70	220	67	59	22	23	2,70
Z 220x3,00	220	67	59	22	23	3,00
Z 245x1,25	245	71	62	22	22	1,25
Z 245x1,55	245	71	62	22	22	1,55
Z 245x1,75	245	71	62	22	22	1,75
Z 245x1,95	245	71	62	22	22	1,95
Z 245x2,30	245	71	62	23	24	2,30
Z 245x2,70	245	71	62	23	24	2,70
Z 245x3,00	245	71	62	23	24	3,00
Z 280x1,55	280	80	70	21	22	1,55
Z 280x1,75	280	80	70	21	22	1,75
Z 280x1,95	280	80	70	21	22	1,95
Z 280x2,30	280	80	70	22	23	2,30
Z 280x2,70	280	80	70	22	23	2,70
Z 280x3,00	280	80	70	22	23	3,00
Z 315x1,55	315	86	76	23	23	1,55
Z 315x1,75	315	86	76	23	23	1,75
Z 315x1,95	315	86	76	23	23	1,95
Z 315x2,30	315	86	76	24	24	2,30
Z 315x2,70	315	86	76	24	24	2,70
Z 315x3,00	315	86	76	24	24	3,00
Z 340x1,75	340	99	89	22	23	1,75
Z 340x1,95	340	99	89	22	23	1,95
Z 340x2,30	340	99	89	23	24	2,30
Z 340x2,70	340	99	89	23	24	2,70
Z 340x3,00	340	99	89	23	24	3,00
Z 400x1,95	400	97	85	20	21	1,95
Z 400x2,30	400	97	85	21	22	2,30
Z 400x2,70	400	97	85	21	22	2,70
Z 400x3,00	400	97	85	21	22	3,00

Tabela A.2 – Dimensões nominais (em mm) das seções ZAE

Seção	D	B₁	B₂	E₁	E₂	t_n	A	B	C	E	F	G	A₁	A₂
ZAE 210x1,25	210	68	55	22	22	1,25	49	30	16	56	32	14	6,5	8,5
ZAE 210x1,55	210	68	55	22	22	1,55	47	29	16	55	32	14	6,5	8,5
ZAE 210x1,75	210	68	55	22	22	1,75	47	29	16	54	31	14	6,5	8,5
ZAE 210x1,95	210	68	55	22	22	1,95	46	29	16	54	32	15	6,5	8,5
ZAE 210x2,30	210	73	55	22	22	2,30	45	29	17	53	32	16	6,5	8,5
ZAE 210x2,70	210	73	55	22	22	2,70	44	30	18	52	31	15	6,5	8,5
ZAE 210x3,00	210	73	55	22	22	3,00	44	30	18	52	31	15	6,5	8,5
ZAE 245x1,25	245	68	55	22	22	1,25	48	29	15	59	35	17	6,5	8,5
ZAE 245x1,55	245	68	55	22	22	1,55	47	29	16	59	36	18	6,5	8,5
ZAE 245x1,75	245	68	55	22	22	1,75	47	29	16	58	35	18	6,5	8,5
ZAE 245x1,95	245	68	55	22	22	1,95	46	29	16	58	36	19	6,5	8,5
ZAE 245x2,30	245	73	55	22	22	2,30	45	29	17	57	36	20	6,5	8,5
ZAE 245x2,70	245	73	55	22	22	2,70	44	30	18	52	31	15	6,5	8,5
ZAE 245x3,00	245	73	55	22	22	3,00	44	30	18	52	31	15	6,5	8,5
ZAE 280x1,55	280	75	60	22	22	1,55	59	35	16	57	33	11	10,7	10,5
ZAE 280x1,75	280	75	60	22	22	1,75	58	35	17	57	33	12	10,7	10,5
ZAE 280x1,95	280	75	60	22	22	1,95	58	35	17	57	33	12	10,7	10,5
ZAE 280x2,30	280	80	60	22	22	2,30	57	35	17	56	33	13	10,7	10,5
ZAE 280x2,70	280	80	60	22	22	2,70	57	35	18	55	33	13	10,7	10,5
ZAE 280x3,00	280	80	60	22	22	3,00	56	35	18	54	33	14	10,7	10,5
ZAE 315x1,55	315	85	70	22	22	1,55	59	35	16	57	33	11	10,7	10,5
ZAE 315x1,75	315	85	70	22	22	1,75	58	35	17	57	33	12	10,7	10,5
ZAE 315x1,95	315	85	70	22	22	1,95	58	35	17	57	33	12	10,7	10,5
ZAE 315x2,30	315	90	70	22	22	2,30	57	35	17	56	33	13	10,7	10,5
ZAE 315x2,70	315	90	70	22	22	2,70	57	35	18	55	33	13	10,7	10,5
ZAE 315x3,00	315	90	70	22	22	3,00	56	35	18	54	33	14	10,7	10,5
ZAE 340x1,75	340	95	80	22	22	1,75	58	35	17	57	33	12	10,7	10,5
ZAE 340x1,95	340	95	80	22	22	1,95	58	35	17	57	33	12	10,7	10,5
ZAE 340x2,30	340	100	80	22	22	2,30	57	35	17	56	33	13	10,7	10,5
ZAE 340x2,70	340	100	80	22	22	2,70	57	35	18	55	33	13	10,7	10,5
ZAE 340x3,00	340	100	80	22	22	3,00	56	35	18	54	33	14	10,7	10,5
ZAE 400x1,95	400	90	75	22	22	1,95	58	35	17	57	33	12	10,7	10,5
ZAE 400x2,30	400	95	75	22	22	2,30	57	35	17	56	33	13	10,7	10,5
ZAE 400x2,70	400	95	75	22	22	2,70	57	35	18	55	33	13	10,7	10,5
ZAE 400x3,00	400	95	75	22	22	3,00	56	35	18	54	33	14	10,7	10,5

APÊNDICE B – DETALHAMENTO DOS PROTÓTIPOS

Neste Apêndice são apresentados os detalhes dos protótipos ensaiados durante a análise experimental desenvolvida neste trabalho. Tais detalhes incluem as dimensões das seções transversais, afastamento entre terças, espaçamento das cantoneiras, posicionamento das barras de travamento e dimensões dos suportes, perfis laminados, chapas de enchimento e traves.

Os protótipos foram ensaiados em duas fases. Na primeira fase, foram realizados todos os ensaios em protótipos sem restrição à distorção e os ensaios de predomínio de momento fletor com restrição à distorção. Na segunda fase, foram realizados todos os demais ensaios em protótipos com restrição à distorção. A Tabela B.1 traz a relação dos protótipos que foram ensaiados em cada fase.

Tabela B.1 – Protótipos ensaiados em cada uma das fases da análise experimental

Ensaio - Fase 1	Ensaio - Fase 2
ZAE 245-1.N	ZAE 245-1.S
ZAE 245-2.N	ZAE 245-2.S
ZAE 245-3.N	ZAE 245-3.S
ZAE 245-M.S	-
ZAE 245-M.N	-
ZAE 340-1.N	ZAE 340-1.S
ZAE 340-2.N	ZAE 340-2.S
ZAE 340-3.N	ZAE 340-3.S
ZAE 340-M.S	-
ZAE 340-M.N	-
Z 245-1.N	Z 245-1.S
Z 245-2.N	Z 245-2.S
Z 245-3.N	Z 245-3.S

Devido à grande extensão da campanha experimental realizada, a verificação da conformidade de dimensões foi feita por amostragem. As dimensões das seções transversais consideradas em todas as análises desenvolvidas neste trabalho se referem ao escaneamento das seções feito pela empresa após a fabricação dos perfis. Os valores dessas dimensões são mostrados na Tabela B.2 e foram tomados conforme parâmetros definidos na Figura A.1. Como os ensaios foram realizados em duas fases, percebe-se na Tabela B.1 que há pequenas diferenças entre as seções transversais dos protótipos ensaiados em cada uma dessas fases.

Tabela B.2 – Dimensões das seções transversais ensaiadas obtidas via escaneamento

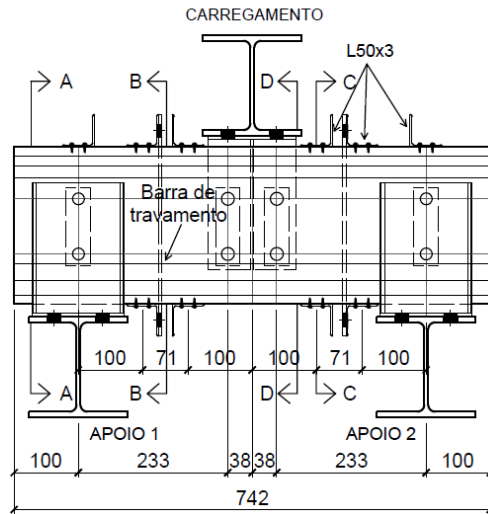
Dimensões (mm)	Ensaio – Fase 1			Ensaio – Fase 2		
	Z 245	ZAE 245	ZAE 340	Z 245	ZAE 245	ZAE 340
D	246,5	246,5	342	247	247	342
B₁	71	69	96	67	69	98
B₂	51	55	81	55	53	82
E₁	26	22	23	25	20	17
E₂	22	21	21	25	21	21
A	-	48	58	-	49	56
B	-	29	36	-	31	35
C	-	14	16	-	13	17
E	-	63	57	-	60	54
F	-	36	33	-	37	30
G	-	13	14	-	15	13
A₁	-	6,7	10,8	-	7,1	11,6
A₂	-	10,1	10,5	-	9,4	14
t_n	1,25	1,25	1,75	1,25	1,25	1,75

O detalhamento de todos os protótipos ensaiados é apresentado nas figuras a seguir.

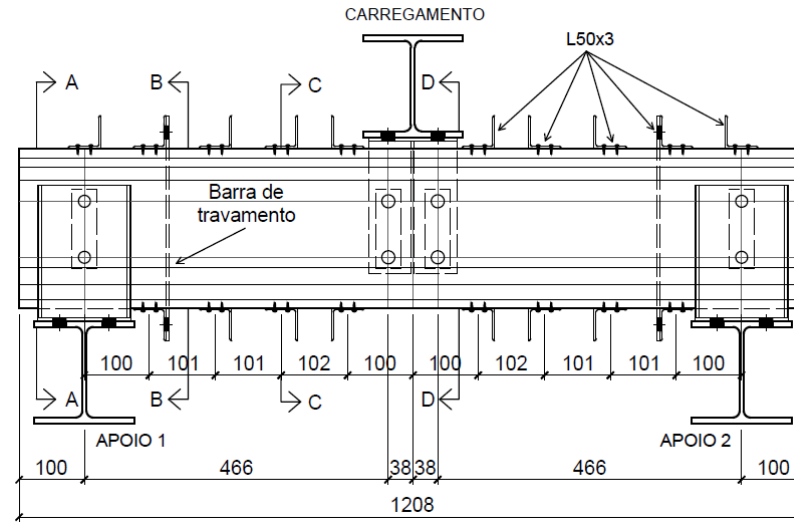
Ressalta-se que nos desenhos todas as dimensões indicadas estão em milímetros.

Figura B.1 – Vista lateral dos protótipos ZAE 245-1.S, ZAE 245-2.S e ZAE 245-3.S

PROTÓTIPO ZAE 245-1.S:



PROTÓTIPO ZAE 245-2.S:



PROTÓTIPO ZAE 245-3.S:

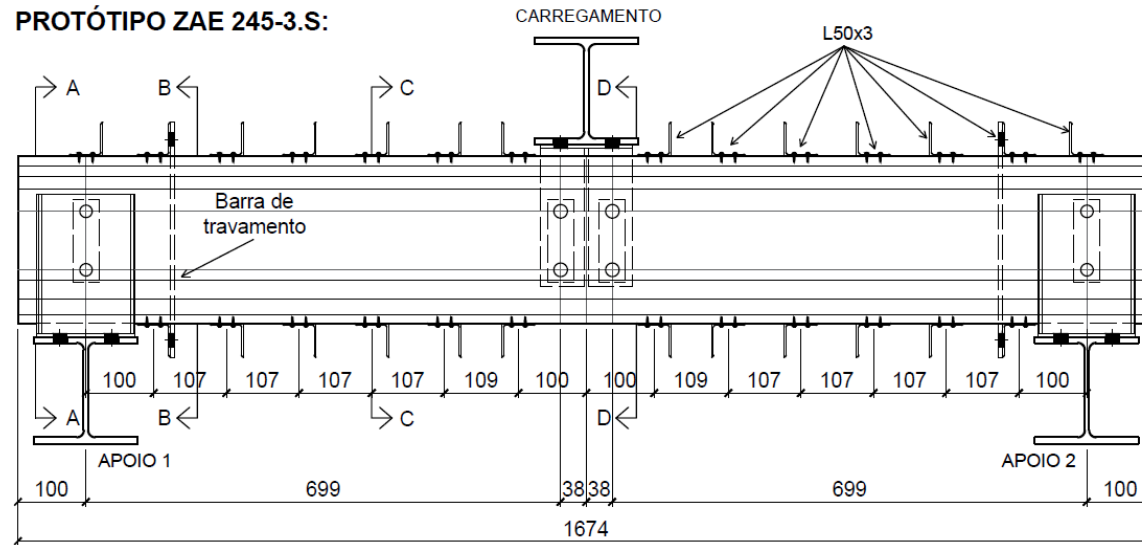
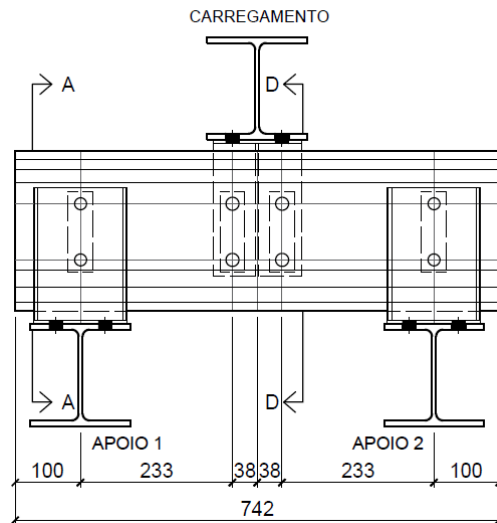
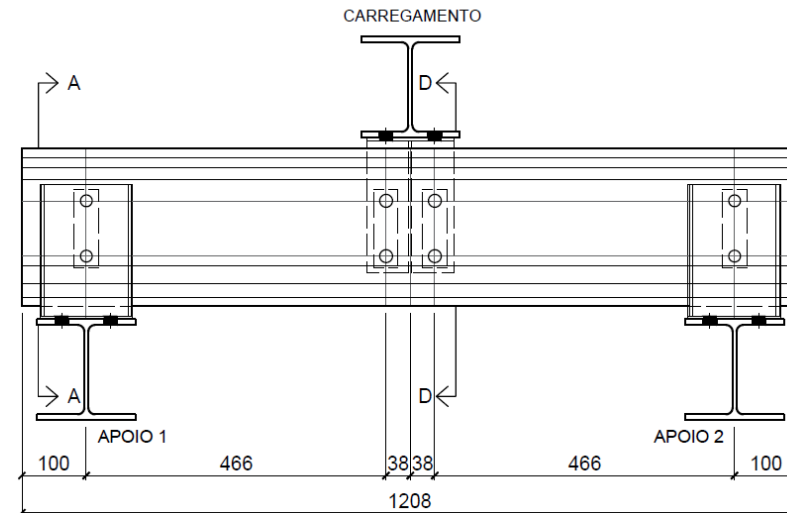


Figura B.2 – Vista lateral dos protótipos ZAE 245-1.N, ZAE 245-2.N e ZAE 245-3.N

PROTÓTIPO ZAE 245-1.N:



PROTÓTIPO ZAE 245-2.N:



PROTÓTIPO ZAE 245-3.N:

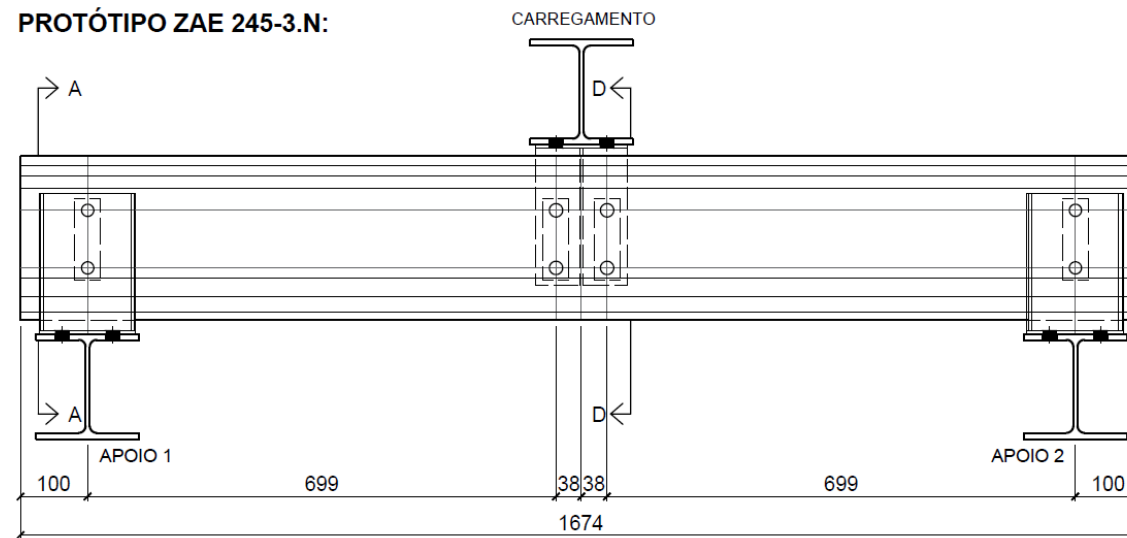
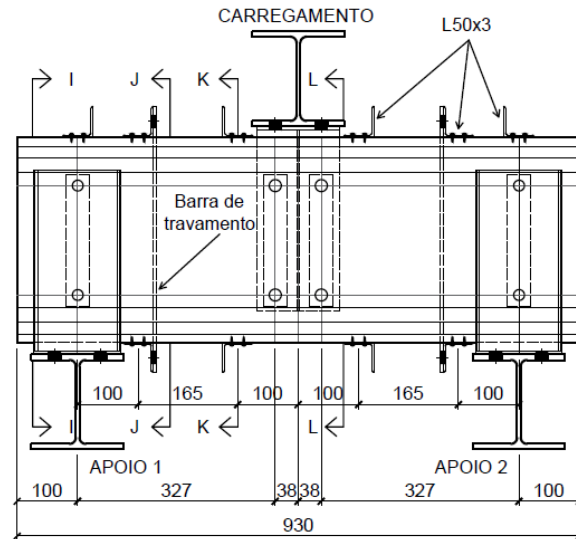
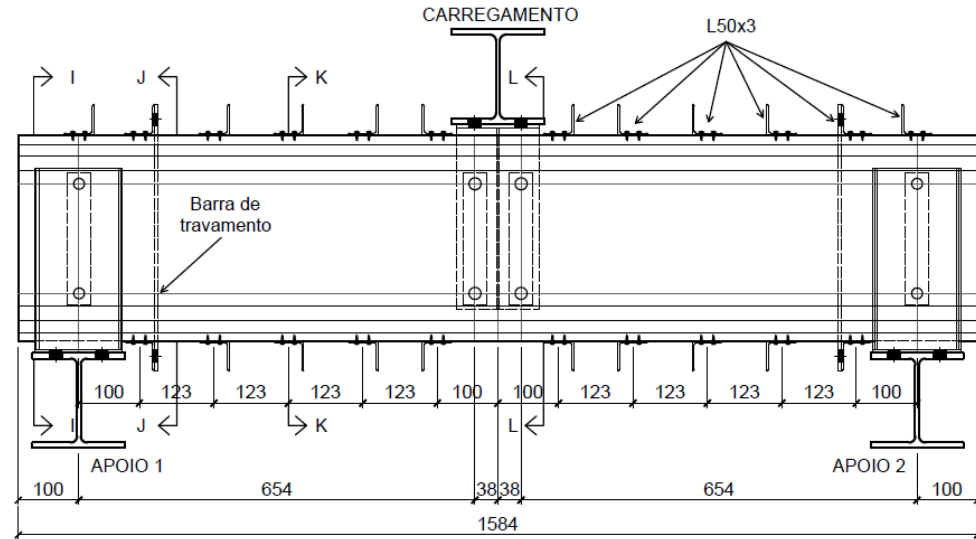


Figura B.4 – Vista lateral dos protótipos ZAE 340-1.S, ZAE 340-2.S e ZAE 340-3.S

PROTÓTIPO ZAE 340-1.S:



PROTÓTIPO ZAE 340-2.S:



PROTÓTIPO ZAE 340-3.S:

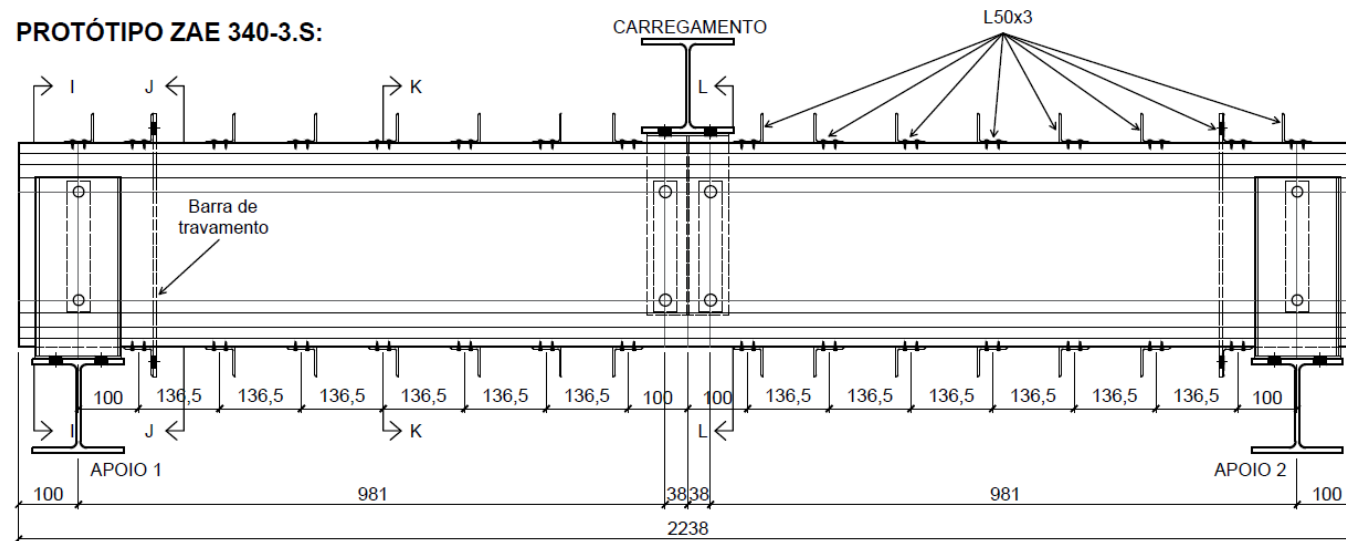
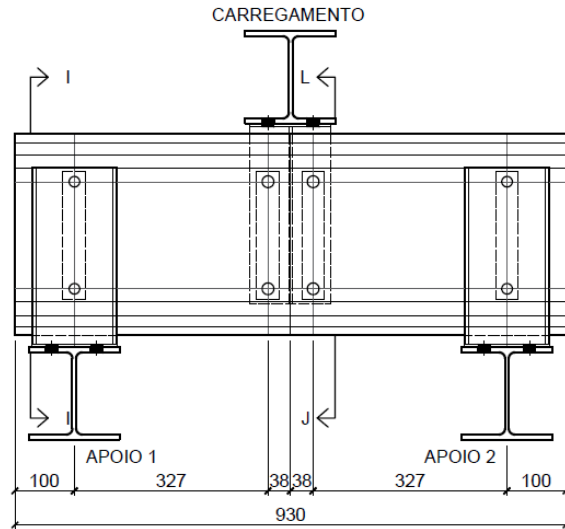
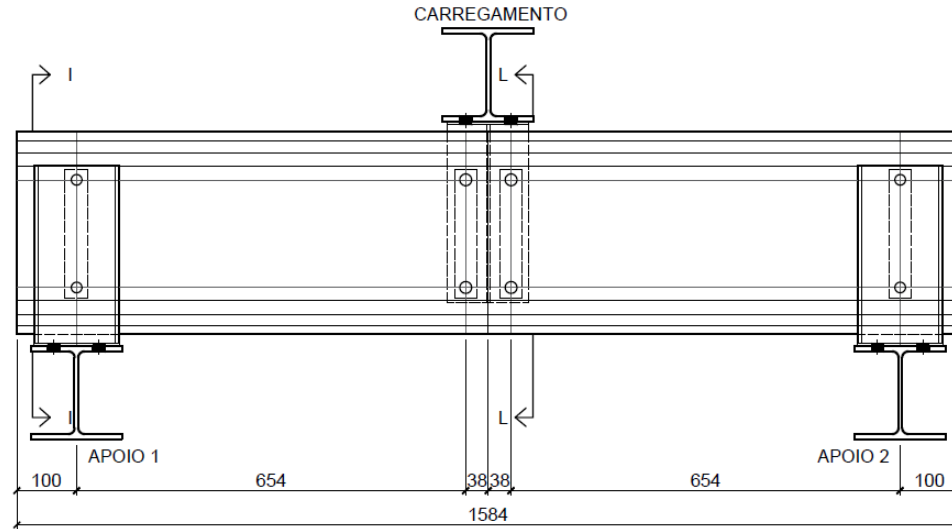


Figura B.5 – Vista lateral dos protótipos ZAE 340-1.N, ZAE 340-2.N e ZAE 340-3.N

PROTÓTIPO ZAE 340-1.N:



PROTÓTIPO ZAE 340-2.N:



PROTÓTIPO ZAE 340-3.N:

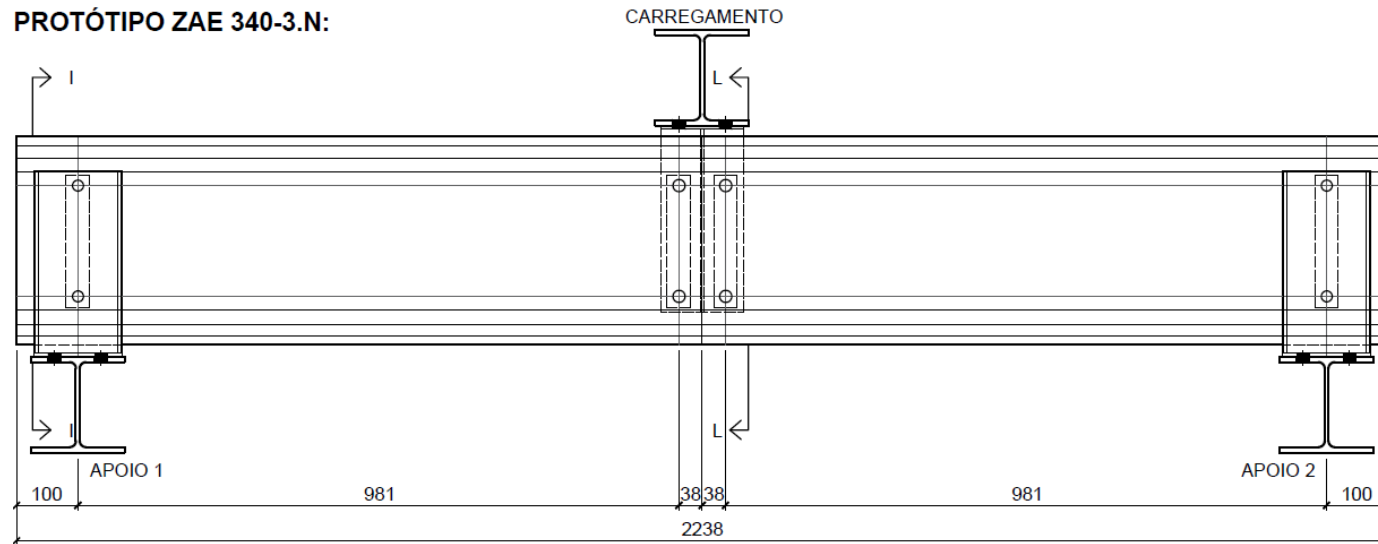
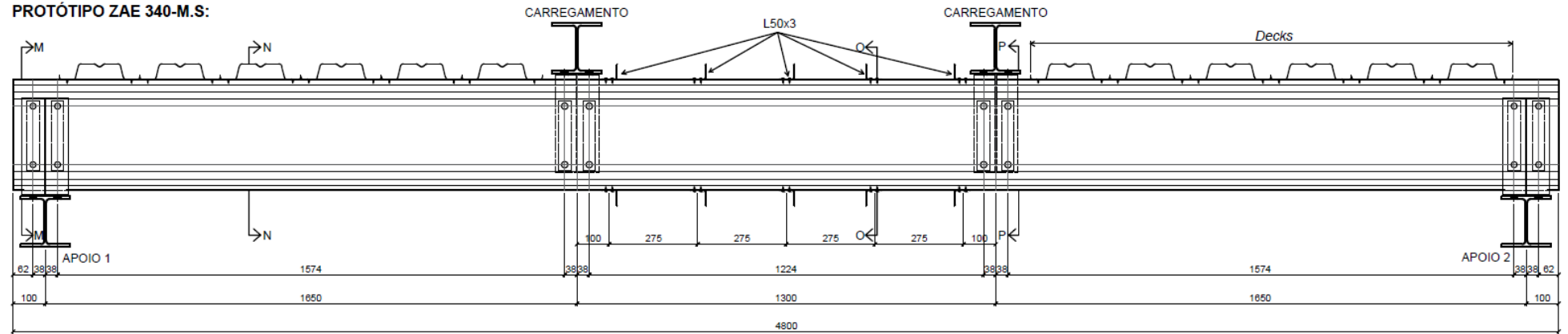


Figura B.6 – Vista lateral dos protótipos ZAE 340-M.S e ZAE 340-M.N

PROTÓTIPO ZAE 340-M.S:



PROTÓTIPO ZAE 340-M.N:

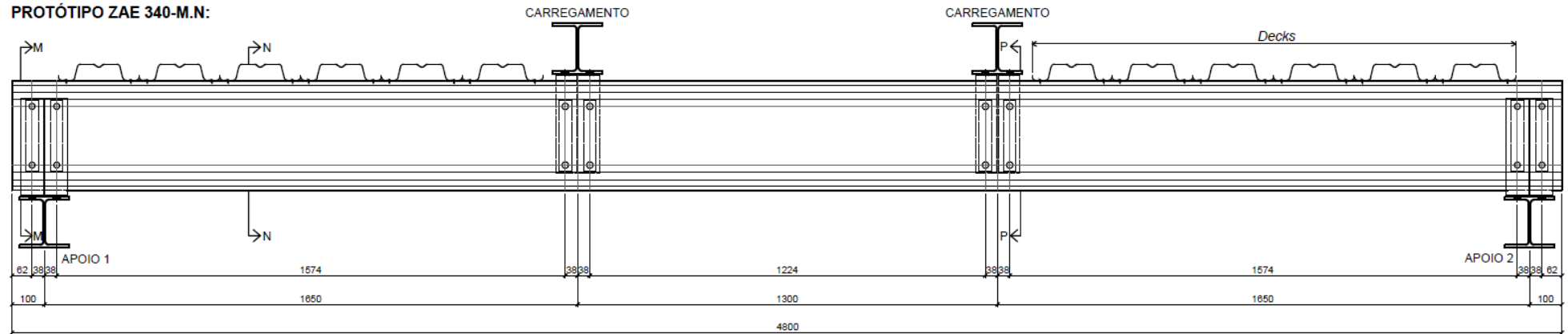
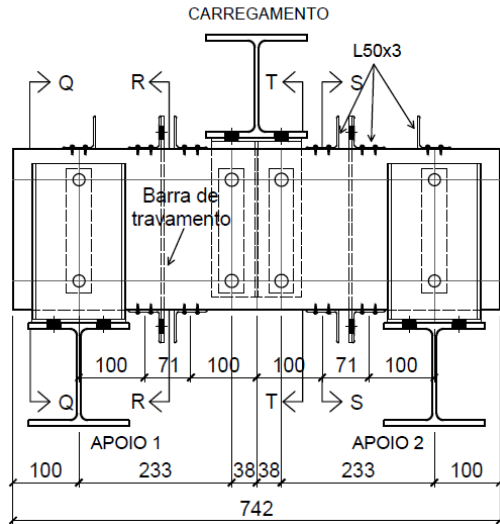
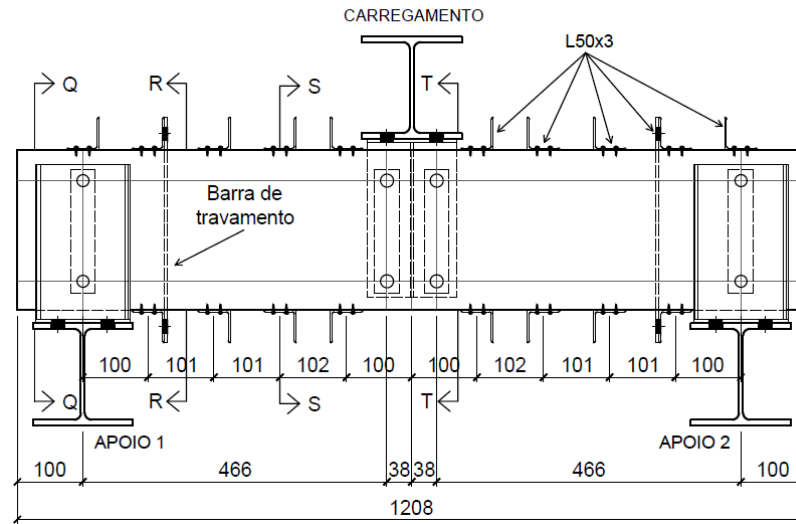


Figura B.7 – Vista lateral dos protótipos Z 245-1.S, Z 245-2.S e Z 245-3.S

PROTÓTIPO Z 245-1.S:



PROTÓTIPO Z 245-2.S:



PROTÓTIPO Z 245-3.S:

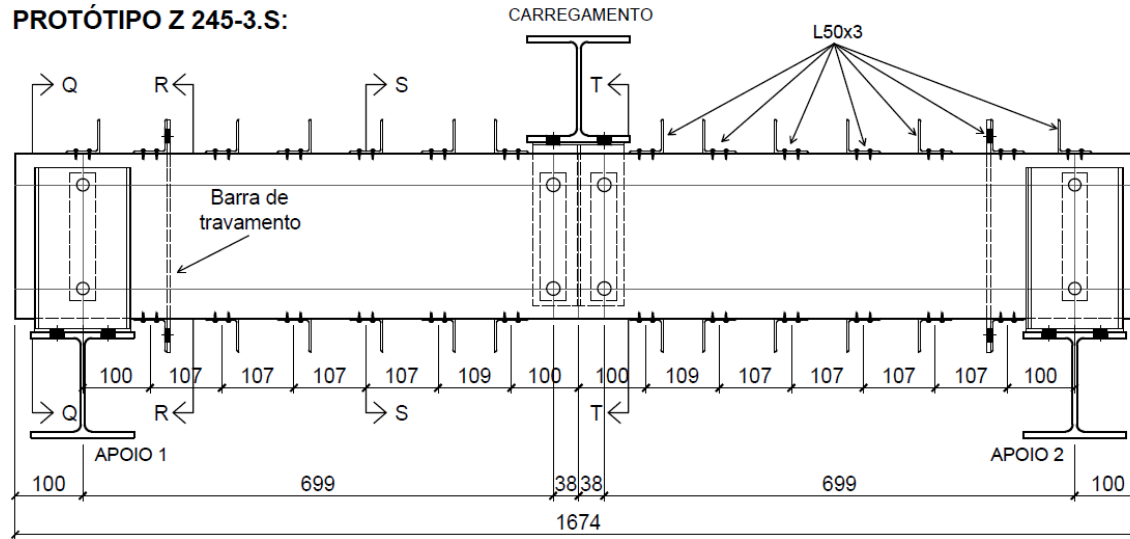
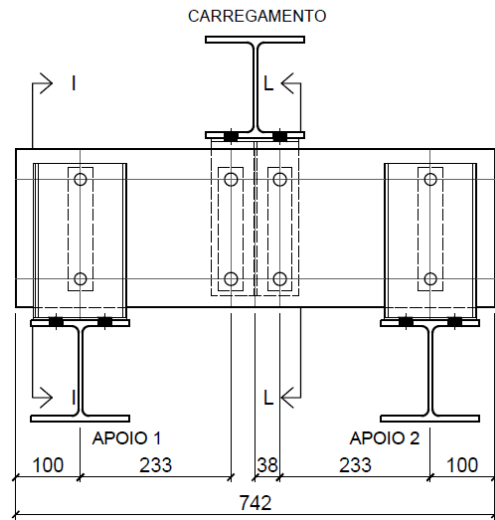
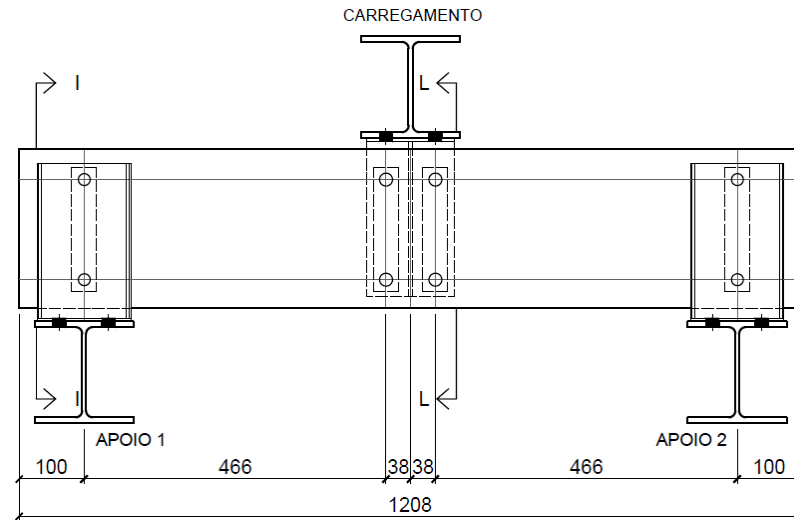


Figura B.8 – Vista lateral dos protótipos Z 245-1.N, Z 245-2.N e Z 245-3.N

PROTÓTIPO Z 245-1.N:



PROTÓTIPO Z 245-2.N:



PROTÓTIPO Z 245-3.N:

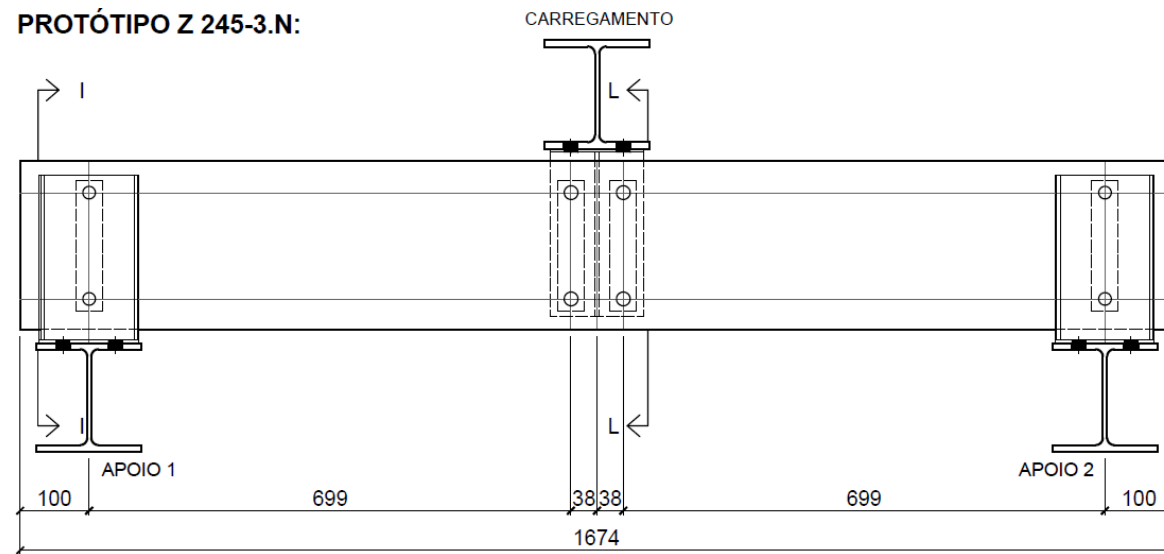
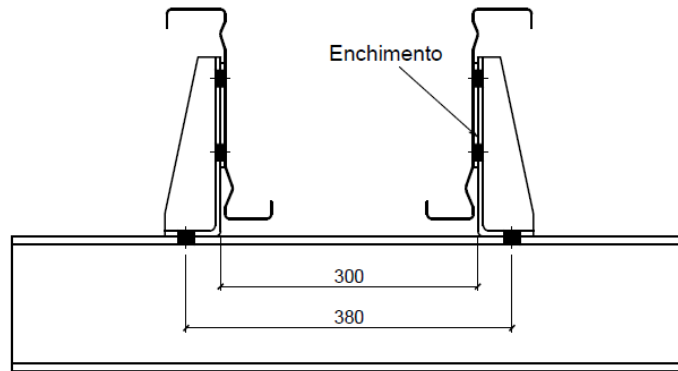
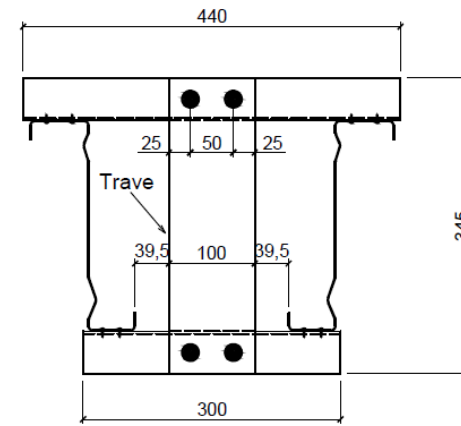


Figura B.9 – Cortes A-A, B-B, C-C e D-D

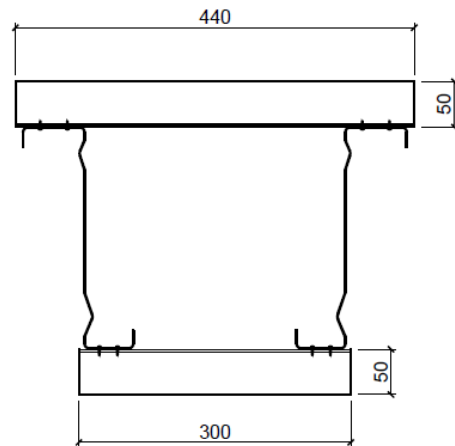
CORTE A-A:



CORTE B-B:



CORTE C-C:



CORTE D-D:

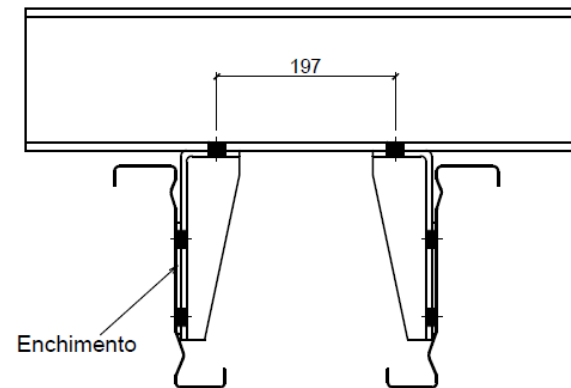


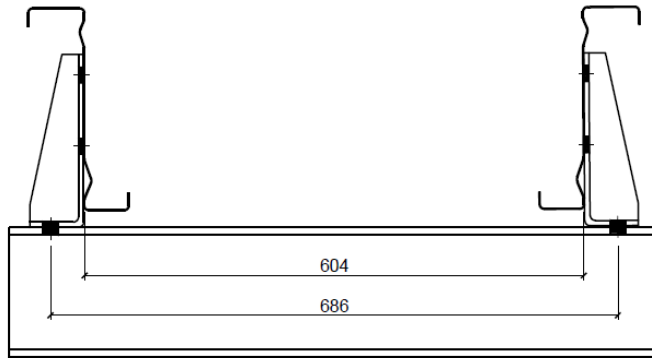
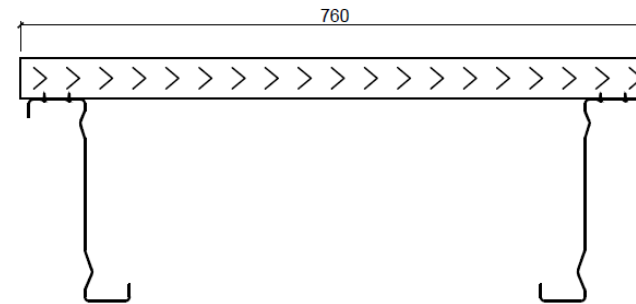
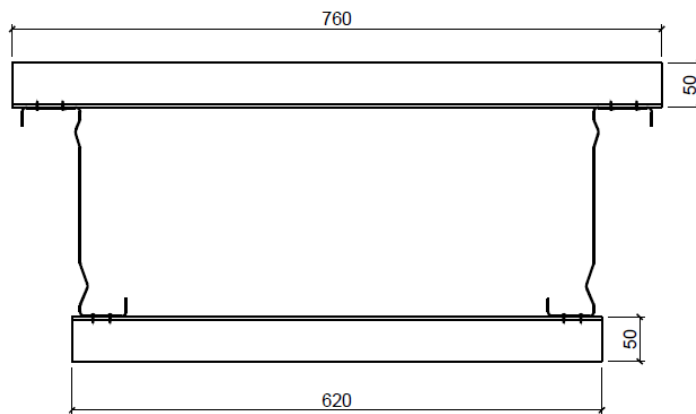
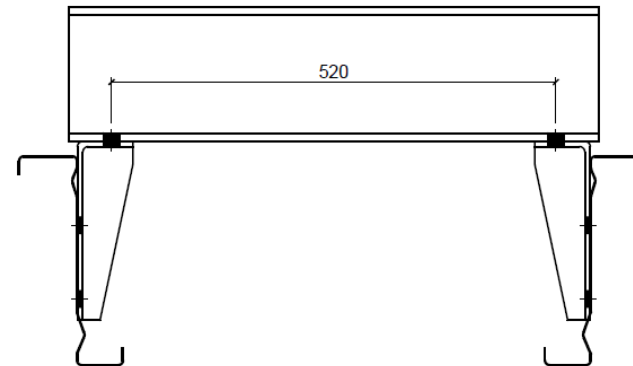
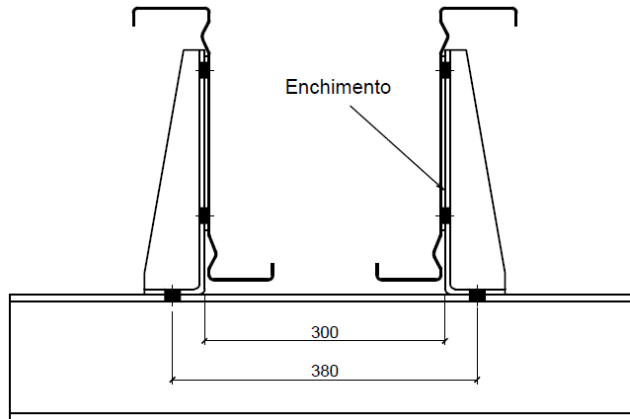
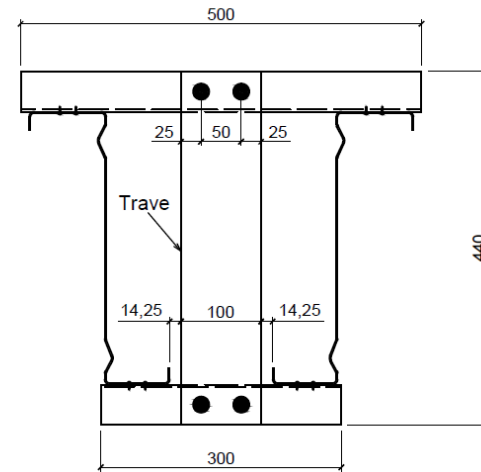
Figura B.10 – Cortes E-E, F-F, G-G e H-H**CORTE E-E:****CORTE F-F:****CORTE G-G:****CORTE H-H:**

Figura B.11 – Cortes I-I, J-J, K-K e L-L

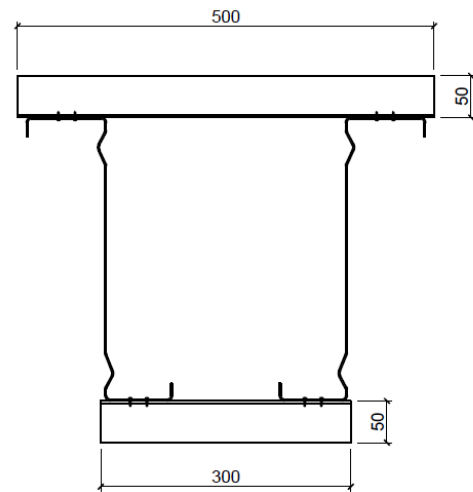
CORTE I-I:



CORTE J-J:



CORTE K-K:



CORTE L-L:

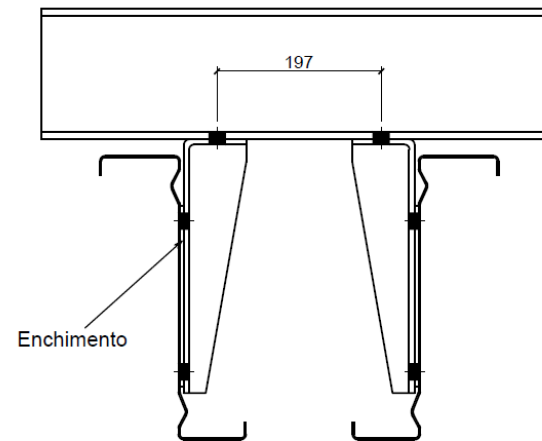


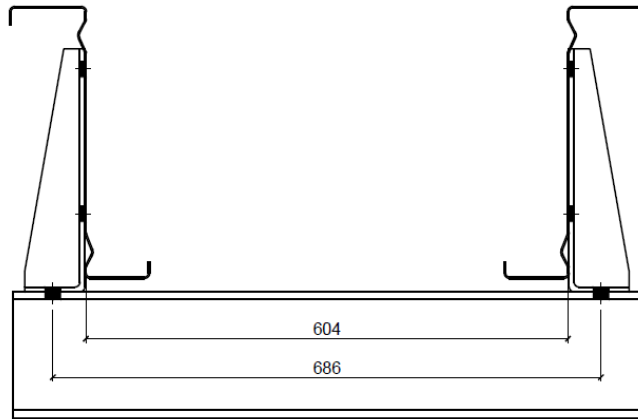
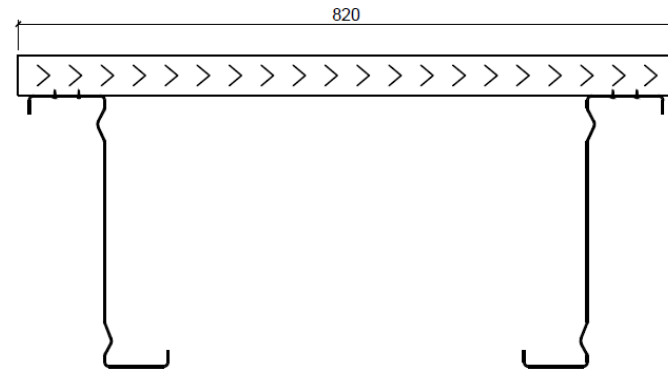
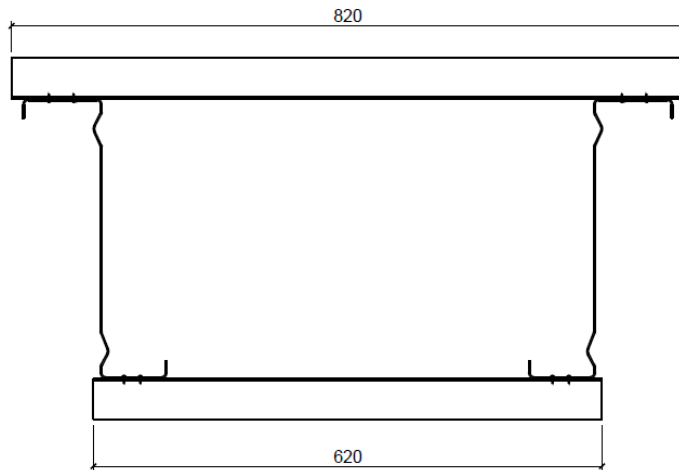
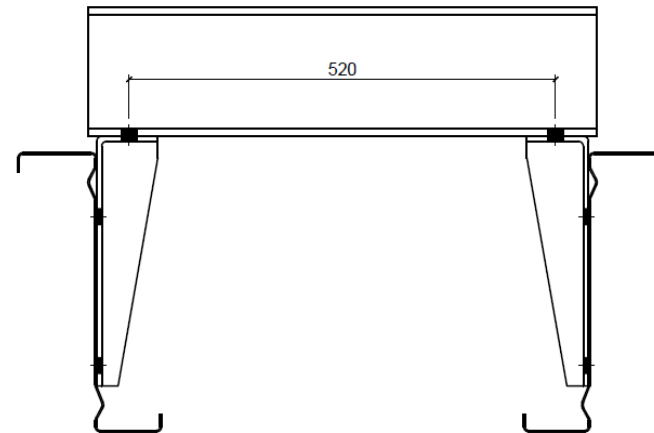
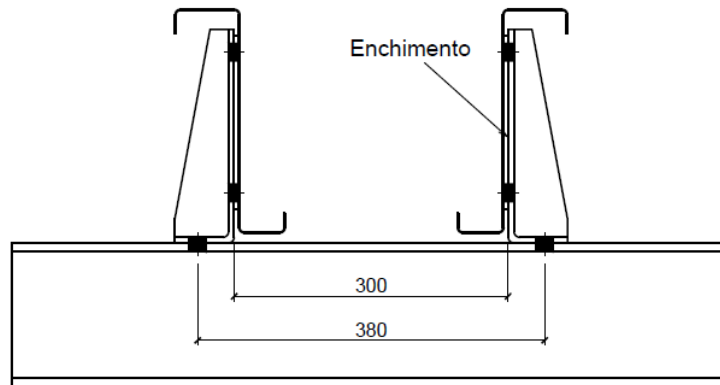
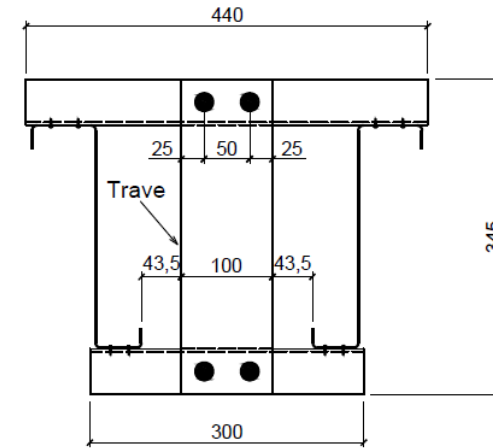
Figura B.12 – Cortes M-M, N-N, O-O e P-P**CORTE M-M:****CORTE N-N:****CORTE O-O:****CORTE P-P:**

Figura B.13 – Cortes Q-Q, R-R, S-S e T-T

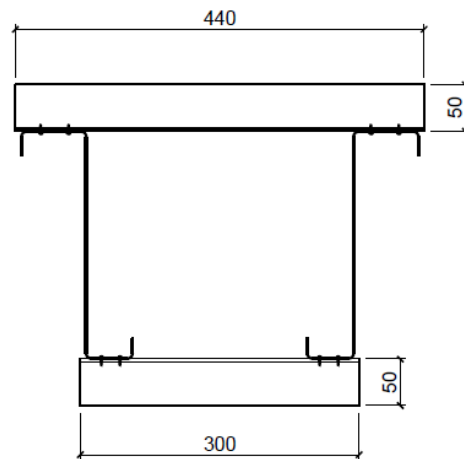
CORTE Q-Q:



CORTE R-R:



CORTE S-S:



CORTE T-T:

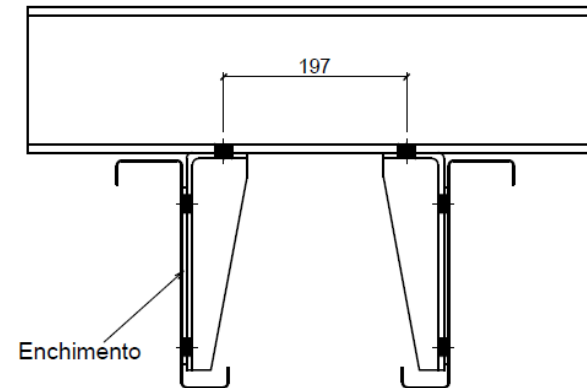
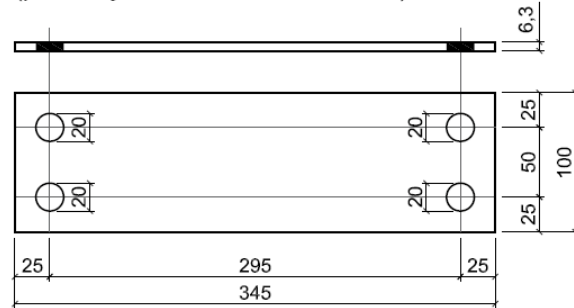


Figura B.14 – Barras de travamento

BARRA DE TRAVAMENTO 1:
(para seções de 245 mm de altura)



BARRA DE TRAVAMENTO 2:
(para seções de 340 mm de altura)

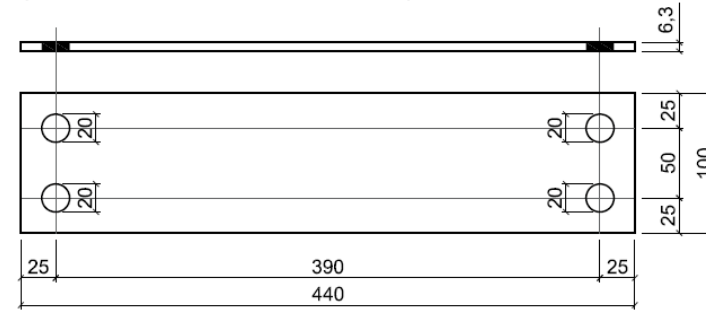
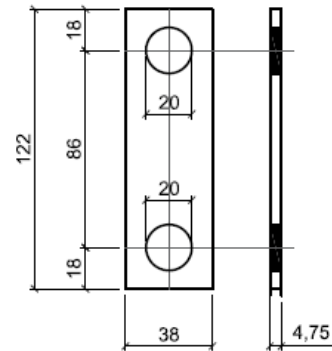
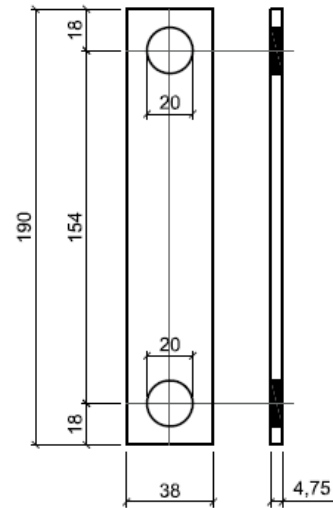


Figura B.15 – Chapas de enchimento

ENCHIMENTO 1:
(para seção ZAE 245x1,25)



ENCHIMENTO 2:
(para seção Z 245x1,25)



ENCHIMENTO 3:
(para seção ZAE 340x1,75)

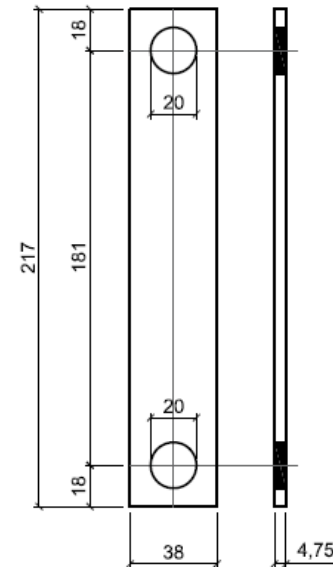
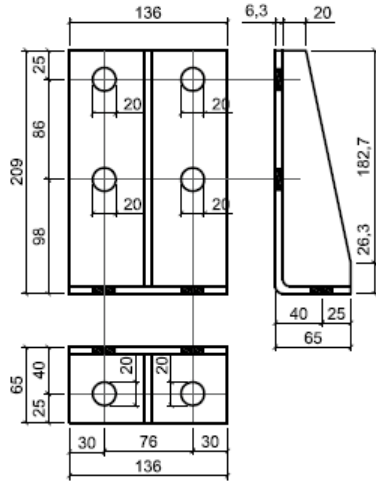
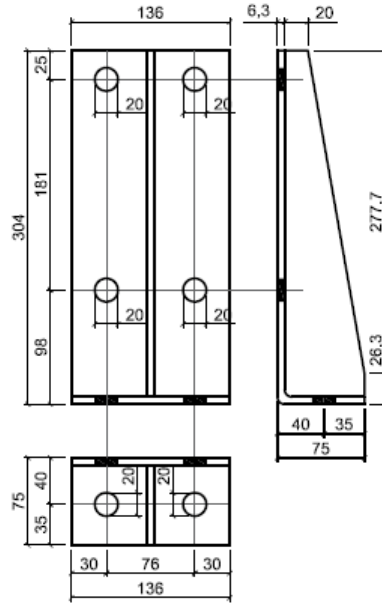


Figura B.16 – Suportes

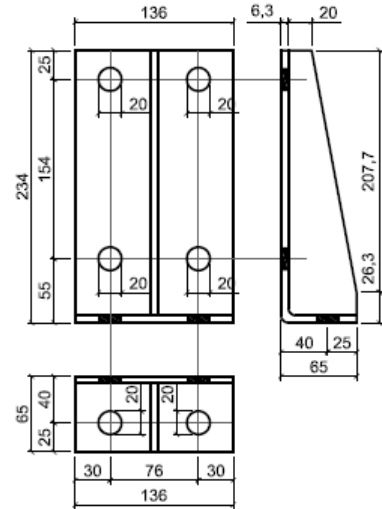
SUPORTE PADRÃO 1:
(para seção ZAE 245x1,25)



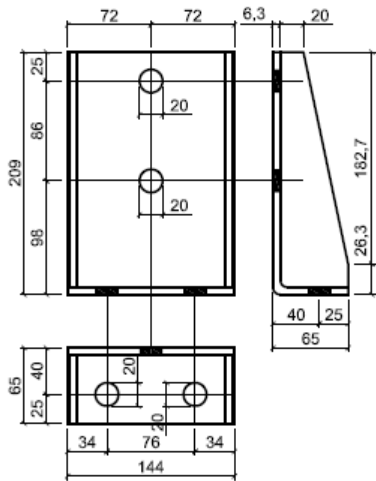
SUPORTE PADRÃO 2:
(para seção ZAE 340x1,75)



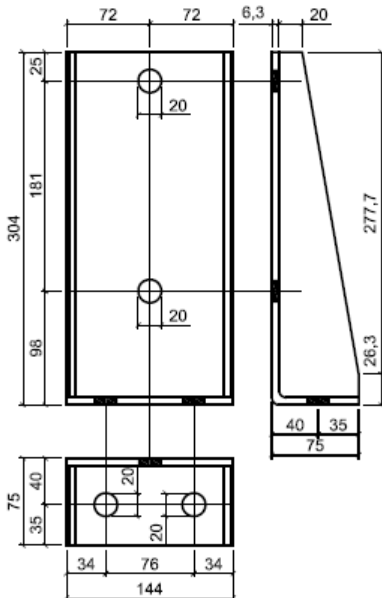
SUPORTE PADRÃO 3:
(para seção Z 245x1,25)



SUPORTE MODIFICADO 1:
(para seção ZAE 245x1,25)



SUPORTE MODIFICADO 2:
(para seção ZAE 340x1,75)



SUPORTE MODIFICADO 3:
(para seção Z 245x1,25)

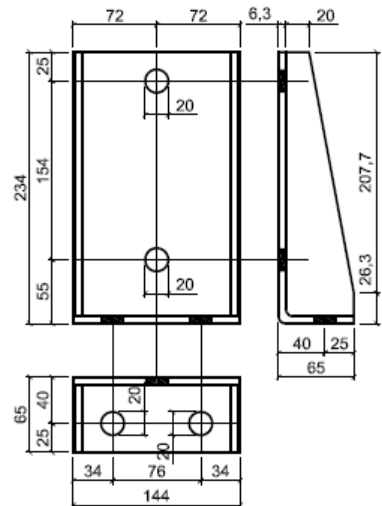
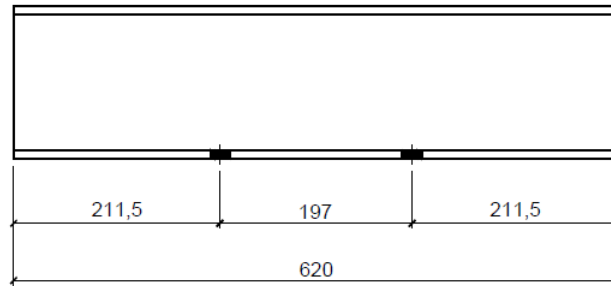


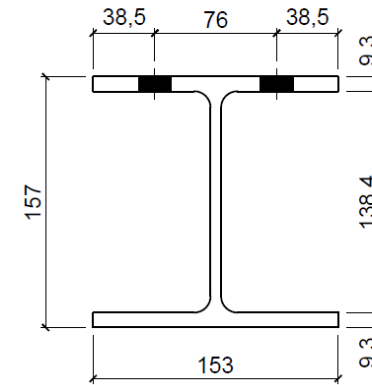
Figura B.17 – Perfis laminados**PERFIL 1:**

W150x29.5

(nos pontos de aplicação do carregamento)

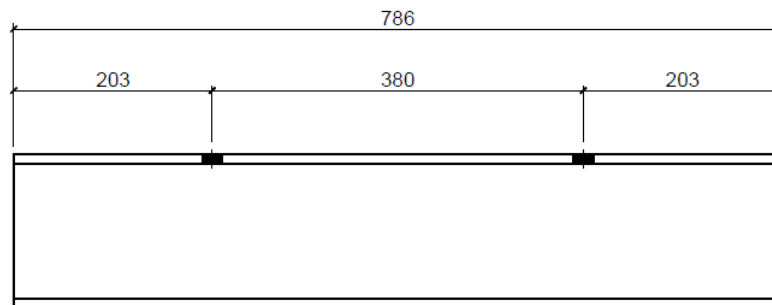
**SEÇÃO TRANVERSAL:**

W150x29.5

**PERFIL 2:**

W150x29.5

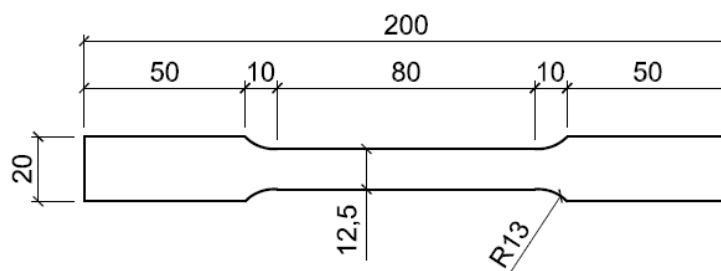
(nos apoios)



APÊNDICE C – CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL

A caracterização mecânica do material dos perfis foi realizada através de ensaios de tração direta em corpos de prova, conforme as diretrizes da norma americana ASTM A370-17a (ASTM, 2017). As dimensões dos corpos de prova utilizados para caracterização do aço são apresentadas na Figura C.1.

Figura C.1 – Dimensões dos corpos de prova (em milímetros)



Os corpos de prova foram usinados a partir de perfis com alma enrijecida ZAE 245x1,25 e ZAE 340x1,75. De cada perfil, foram extraídos corpos de prova das mesas e da alma, conforme mostrado nas Figuras C.2 e C.3. Assim, ao todo foram realizados ensaios de tração direta em seis corpos de prova, três de cada espessura.

Figura C.2 – Locais de extração dos corpos de prova: perfil ZAE 245x1,25

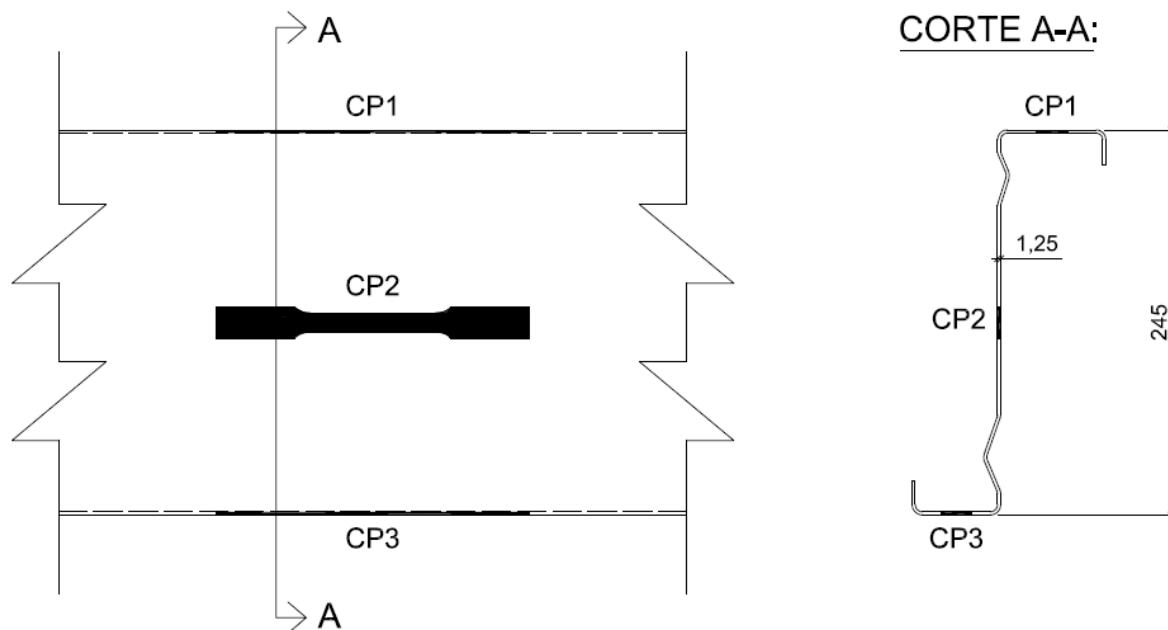
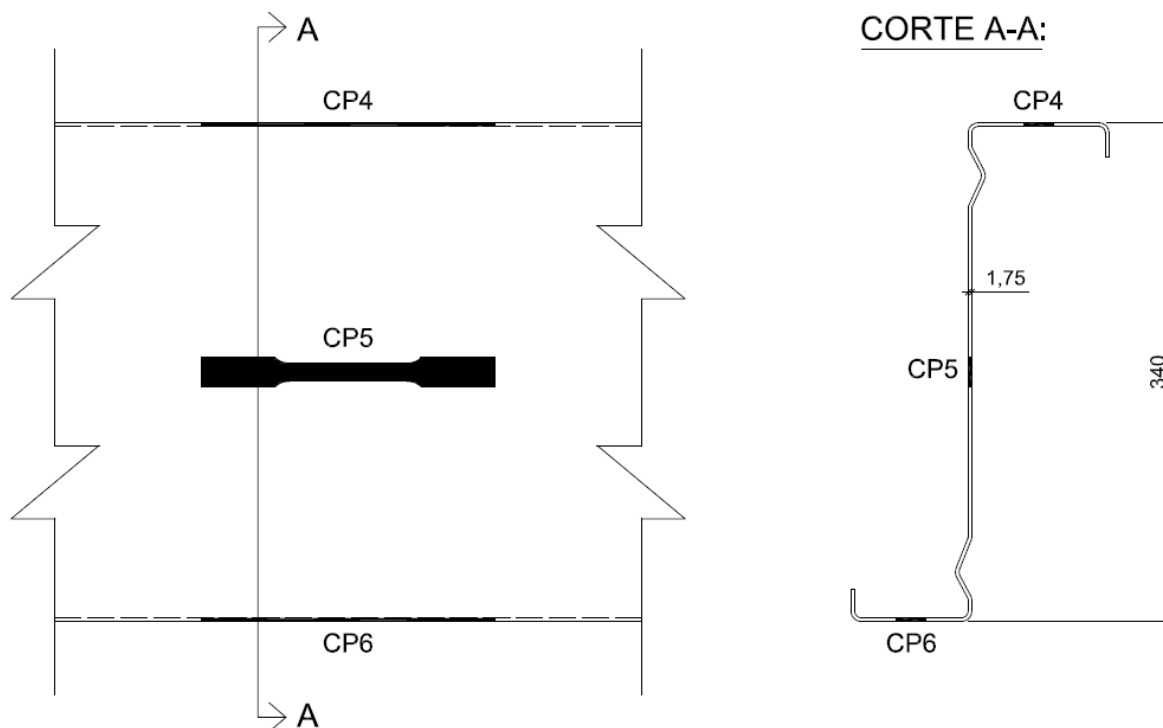


Figura C.3 – Locais de extração dos corpos de prova: perfil ZAE 340x1,75

Os resultados da caracterização do aço são apresentados na Tabela C.1, sendo que a resistência ao escoamento foi obtida pelo método *offset* 0,2%. A partir da tabela, nota-se que os requisitos definidos pela NBR 14762 (ABNT, 2010) foram atendidos, uma vez que, para as duas espessuras de chapa analisadas, a relação entre resistência à ruptura e resistência ao escoamento f_u/f_y foi maior do que 1,08 e o alongamento A após a ruptura superou 10% para a base de medida utilizada, igual a 50 mm.

Tabela C.1 – Resultados da caracterização do material

CP	Altura x espessura (mm)	Extração do CP	f_y (MPa)	f_u (MPa)	A (%)
1	245x1,25	Mesa maior	495,38	575,73	20%
2		Alma	481,51	582,09	19%
3		Mesa menor	481,89	576,53	23%
		Média	486,26	578,12	21%
4	340x1,75	Mesa maior	508,17	594,87	20%
5		Alma	504,18	593,85	21%
6		Mesa menor	518,99	603,05	18%
		Média	510,44	597,26	20%