

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

LUNIERY ALVES PEREIRA SCHIAVON

**Terças de aço em perfis formados a frio com alma enrijecida: ênfase ao estudo da continuidade nos apoios por meio de luva**

São Carlos

2019



LUNIERY ALVES PEREIRA SCHIAVON

**Terças de aço em perfis formados a frio com alma enrijecida: ênfase ao estudo da continuidade nos apoios por meio de luva**

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 para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil (Estruturas).

Orientador: Prof. Dr. Maximiliano Malite

São Carlos

2019

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

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Prof. Dr. Sérgio Rodrigues Fontes da  
EESC/USP com os dados inseridos pelo(a) autor(a).

S329t SCHIAVON, LUNIERY ALVES PEREIRA  
Terças de aço em perfis formados a frio com alma  
enrijecida: ênfase ao estudo da continuidade nos apoios  
por meio de luva / LUNIERY ALVES PEREIRA SCHIAVON;  
orientador Maximiliano Malite. São Carlos, 2019.

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, 2019.

1. Estruturas metálicas. 2. Estruturas de aço. 3.  
Perfis de aço formados a frio. 4. Terças contínuas. 5.  
Ligações com luvas. I. Título.

Eduardo Graziosi Silva - CRB - 8/8907

## FOLHA DE JULGAMENTO

Candidata: Engenheira **LUNIERY ALVES PEREIRA SCHIAVON**.

Título da dissertação: " Terças de aço em perfis formados a frio com alma enrijecida: ênfase ao estudo da continuidade nos apoios por meio de luva".

Data da defesa: 04/10/2019.

### Comissão Julgadora:

### Resultado:

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

APROVADA

Prof. Dr. **Julio Fruchtengarten**  
(Escola Politécnica/EP-USP)

Aprovado.

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

APROVADA

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil  
(Engenharia de Estruturas):  
Prof. Associado **Vladimir Guilherme Haach**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:  
Prof. Titular **Murilo Araujo Romero**



## **AGRADECIMENTOS**

Agradeço aos meus pais, Júlio e Ivanilde, minha irmã, Larissa, e a toda a minha família que sempre estiveram ao meu lado e por todo o incentivo durante os anos de faculdade e pós-graduação.

Ao meu namorado Wilian, pelo amor, carinho, pelo apoio e incentivo nos momentos de estudo.

Aos meus amigos e colegas, de graduação e pós, pela amizade, companheirismo e ajuda nos momentos difíceis.

Ao Professor Maximiliano Malite, pela assistência, disponibilidade e orientação à esta pesquisa.

Ao Fernando Gilio, pela ajuda nos ensaios experimentais e no desenvolvimento desta pesquisa.

À equipe do Laboratório de Estruturas: Amaury, Mauri, Romeu e Vareda, pelo auxílio em todo o programa experimental.

Aos professores de graduação da UNESP-Bauru, por fazerem parte da minha formação acadêmica.

Aos professores, técnicos e funcionários do Departamento de Engenharia de Estruturas pela disponibilidade e dedicação.

À empresa Modular Sistema Construtivo, pelo fornecimento dos protótipos utilizados nesta pesquisa.

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





## RESUMO

SCHIAVON, L. A. P. **Terças de aço em perfis formados a frio com alma enrijecida: ênfase ao estudo da continuidade nos apoios por meio de luva.** 2019. 180p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Departamento de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. São Carlos, 2019.

Perfis de aço formados a frio, sobretudo do tipo “Z”, “U” e Sigma, são amplamente utilizados em sistemas de cobertura e fechamento. As terças utilizadas nesses sistemas podem ser biapoiadas ou interconectadas nos apoios por transpasse ou luva para obter a continuidade necessária entre tramos adjacentes. As ligações com luva apresentam vantagens em relação às ligações por transpasse quanto ao transporte e à montagem da estrutura, principalmente porque implicam em peças de menor comprimento. A constante procura pela redução do consumo de material resulta em geral na diminuição da espessura dos perfis. Entretanto, essa diminuição implica no aumento da esbeltez local (relação largura–espessura), tornando-os mais susceptíveis aos fenômenos de instabilidade, principalmente a instabilidade local da alma, mas que podem ser atenuados com a utilização de enrijecedores intermediários. Este trabalho consiste na análise teórica e experimental do comportamento estrutural de um sistema de terças de aço em perfis formados a frio com alma enrijecida e continuidade nos apoios por meio de ligações de almas parafusadas com luva. Foram analisados perfis do tipo “Z” com enrijecedores de borda a 90° e enrijecedores na alma, para determinação da capacidade e rigidez do sistema variando-se parâmetros como a seção transversal dos perfis, comprimento da luva e comprimento do vão. Foi proposta formulação que considera adequadamente a rigidez das ligações e possibilita obter esforços solicitantes e deslocamentos do sistema terça-luva.

**Palavras-chave:** Estruturas metálicas. Estruturas de aço. Perfis de aço formados a frio. Terças contínuas. Ligações com luvas.



## **ABSTRACT**

SCHIAVON, L. A. P. **Continuous cold-formed steel purlins with stiffened web: emphasis on the study of sleeved bolted connections.** 2019. 180p. Dissertation (M. Sc. in Civil Engineering (Structures)) – Department of Structural Engineering, School of Engineering of São Carlos, University of São Paulo. São Carlos, 2019.

Cold formed steel profiles, mainly types "Z", "U" and Sigma, are widely used in roofing and side rails systems. Purlins used in these systems can be bi-supported or interconnected by overlap or sleeve to obtain the continuity required between adjacent spans. Sleeve connections have advantage over overlapped connections due to transportation and structure assembly, mostly because they imply in shorter pieces. Researches on profiles' new designs allow both thickness and material consumption reduction. However, thickness reduction implies on increasing local slenderness (width-to-thickness ratio), making them more susceptible to instability phenomena, mainly the local web instability, but which can be attenuated with the use of intermediate stiffeners. This work consists of the theoretical and experimental analysis of the structural behavior of a system of steel purlin in cold formed profiles with a stiffened web and continuity in the supports by sleeved bolted connections. "Z" profiles with 90° edge stiffeners and web stiffeners were analyzed in order to determine the capacity and rigidity of the system, varying parameters such as cross section of the profiles, sleeve length and length of the span. It was proposed a formulation that properly considers the rigidity of the connections and allows obtaining stresses and displacements of the purlin-sleeve system.

**Keywords:** Steel Structures. Cold formed steel profiles. Continuous Purlins. Sleeved Connections.



## LISTA DE FIGURAS

<b>Figura 1.1</b> – Exemplos de perfis formados a frio. ....	17
<b>Figura 1.2</b> – Exemplos de perfis com alma enrijecida. ....	18
<b>Figura 1.3</b> – Sistema contínuo biapoiado com ligação parafusada. ....	20
<b>Figura 2.1</b> - Modos de Instabilidade.....	25
<b>Figura 2.2</b> - Exemplo de análise de estabilidade elástica pelo CUFSM.....	26
<b>Figura 2.3</b> – Exemplos de perfis com enrijecedores longitudinais na alma .....	30
<b>Figura 2.4</b> – Seções transversais analisadas e esquema de ensaio. ....	31
<b>Figura 2.5</b> – Análise de definição do posicionamento dos enrijecedores.....	32
<b>Figura 2.6</b> – Seções transversais consideradas. ....	33
<b>Figura 2.7</b> – Análise do coeficiente de flambagem local, $k$ . ....	34
<b>Figura 2.8</b> – Enrijecedores estudados.....	35
<b>Figura 2.9</b> – Configurações deformadas das falhas dos enrijecedores retangulares. ....	36
<b>Figura 2.10</b> – Configurações deformadas das falhas dos enrijecedores triangulares. ....	37
<b>Figura 2.11</b> – Seções transversais e dimensões analisadas. ....	38
<b>Figura 2.12</b> – Ensaio realizado por WANG e YOUNG (2014). ....	39
<b>Figura 2.13</b> – Modos de instabilidade observados. ....	39
<b>Figura 2.14</b> – Seções e enrijecedores estudados.....	41
<b>Figura 2.15</b> – Alturas $h$ e $h_s$ para cálculo manual das tensões críticas.....	44
<b>Figura 2.16</b> – Modos de instabilidade. ....	45
<b>Figura 2.17</b> – Ajuste linear dos coeficientes $k_v$ .....	46
<b>Figura 2.18</b> – Modos de falha de ligações em chapas finas. ....	48
<b>Figura 2.19</b> – Classificação da resposta $M-\theta$ segundo a ANSI/AISC 360-16.....	52
<b>Figura 2.20</b> – Classificação da resposta $M-\theta$ segundo a EUROCODE 3.....	53
<b>Figura 2.21</b> – Resumo dos modelos propostos.....	56
<b>Figura 2.22</b> – Detalhe das ligações parafusadas.....	57
<b>Figura 2.23</b> – Comparação entre os sistemas contínuos, transpasse e por luva. ....	58
<b>Figura 2.24</b> – Padronização das variáveis nos modelos de terças com luva. ....	60
<b>Figura 2.25</b> – Curvas força versus deslocamento no meio do vão dos protótipos com luva e terças fisicamente contínuas. ....	62
<b>Figura 2.26</b> – Curvas pressão versus deslocamento no meio do vão. ....	63
<b>Figura 2.27</b> – Modelo adotado por RHODES e ZARAS (1988).....	64
<b>Figura 2.28</b> – Curva momento-rotação para os protótipos com perfil “Z”. ....	66

<b>Figura 2.29</b> – Rigidezes rotacionais das ligações propostas por BRYAN (1993).	67
<b>Figura 2.30</b> – Resultados das variações dos parâmetros.	68
<b>Figura 2.31</b> – Rigidez rotacional da ligação.	70
<b>Figura 2.32</b> – Resultados obtidos por GUTIERREZ et al. (2011).	71
<b>Figura 2.33</b> – Rigidez rotacional da ligação proposta por GUTIERREZ et al. (2015).	72
<b>Figura 2.34</b> – Rigidez rotacional da ligação proposta por WANG et al. (2012).	73
<b>Figura 2.35</b> – Modelo proposto para confecção da curva $M-\theta$ .	75
<b>Figura 2.36</b> – Simplificação para cálculo dos esforços resistentes.	76
<b>Figura 2.37</b> – Esquema de ensaio, perfil “Z” modificado e o modo de falha.	78
<b>Figura 2.38</b> – Curvas força-deslocamento obtidas por YE et al. (2013).	79
<b>Figura 2.39</b> – Modelo considerado por YE et al. (2013).	80
<b>Figura 2.40</b> – Modelos propostos por FÁVERO NETO (2013).	82
<b>Figura 2.41</b> – Curvas força versus deslocamento de protótipos da série B e C.	84
<b>Figura 2.42</b> – Modelo proposto por GILIO (2016).	86
<b>Figura 3.1</b> – Idealização do ensaio.	90
<b>Figura 3.2</b> – Representação esquemática de vigas contínuas e semicontínuas nos apoios.	91
<b>Figura 3.3</b> – Montagem do ensaio de flexão.	93
<b>Figura 3.4</b> – Esquema de aplicação da força.	98
<b>Figura 4.1</b> – Análise de estabilidade elástica do perfil ZAE-245x68x55x22x22x1,25 mm.	100
<b>Figura 4.2</b> – Análise de estabilidade elástica do perfil ZAE-340x95x80x22x22x1,75 mm.	100
<b>Figura 4.3</b> – Análise de Estabilidade Elástica do perfil com e sem enrijecedores na alma.	102
<b>Figura 4.4</b> – Análise de Estabilidade Elástica do perfil com e sem enrijecedores na alma.	102
<b>Figura 4.5</b> – Forças máximas experimentais e teóricas.	105
<b>Figura 4.6</b> – Relação entre Momento fletor experimental e resistente.	107
<b>Figura 4.7</b> – Furos após ensaio do protótipo ZAL-26125.	114
<b>Figura 4.8</b> – Curvas força vs deslocamento no meio do vão dos protótipos da Série A.	115
<b>Figura 4.9</b> – Curvas força vs deslocamento no meio do vão dos protótipos da Série B.	116
<b>Figura 4.10</b> – Curvas força vs deslocamento no meio do vão dos protótipos da Série C.	116
<b>Figura 4.11</b> – Força suportada pelo sistema.	117
<b>Figura 4.12</b> – Resultados experimentais e teóricos para a força máxima dos protótipos.	119
<b>Figura 4.13</b> – Posicionamento do inclinômetro.	120
<b>Figura 4.14</b> – Modelo obtido após ensaios.	120
<b>Figura 4.15</b> – Modelo desenvolvido com mola equivalente.	120
<b>Figura 4.16</b> – Curvas Momento fletor vs Rotação relativa.	121

<b>Figura 4.17</b> – Curvas Momento vs Rotação relativa experimentais e teóricas. ....	123
<b>Figura 4.18</b> – Modelo com mola desenvolvido. ....	124
<b>Figura 4.19</b> – Curvas Força vs Deslocamento experimentais e teóricas. ....	126
<b>Figura 4.20</b> – Sistema analisado. ....	127
<b>Figura 4.21</b> – Modelo teórico elástico-linear. ....	127
<b>Figura 4.22</b> – Modelo calibrado experimentalmente. ....	127
<b>Figura 4.23</b> – Modelo calibrado pela Equação (4.20). ....	128
<b>Figura 4.24</b> – Comparação entre os deslocamentos no meio do 3º vão dos modelos utilizando perfis de $t=1,25$ mm. ....	129
<b>Figura 4.25</b> – Comparação entre os deslocamentos no meio do vão dos modelos utilizando perfis de $t=1,75$ mm. ....	130
<b>Figura 4.26</b> – Resultados da simplificação utilizando molas lineares. ....	131
<b>Figura 4.27</b> – Distribuição de tensões longitudinais na flexão restringida. ....	134
<b>Figura 4.28</b> – Posicionamento dos extensômetros no protótipo ZBL-46175 e ZBC-6175. ....	135
<b>Figura 4.29</b> – Curvas Força versus Deformação específica dos extensômetros do protótipo ZBC-6175. ....	135
<b>Figura 4.30</b> – Curvas Força versus Deformação específica dos extensômetros do protótipo ZBL-46175. ....	136
<b>Figura 4.31</b> – Razão entre deformações específicas da seção A-A. ....	137
<b>Figura 4.32</b> – Razão entre deformações específicas da seção B-B. ....	138
<b>Figura A.1</b> – Dimensões nominais das seções transversais utilizadas no projeto. ....	151
<b>Figura A.2</b> – Variáveis do perfil ZAE. ....	151
<b>Figura B.1</b> – Modelo mecânico de esforços solicitantes da terça e da luva. ....	153
<b>Figura B.2</b> – Variáveis consideradas no modelo mecânico. ....	154
<b>Figura C.1</b> – Dimensões corpos de prova para ensaio de tração. ....	155
<b>Figura C.2</b> – Localização da retirada dos corpos de prova das terças. ....	155
<b>Figura D.1</b> – Esquema de instrumentação das terças fisicamente contínuas. ....	158
<b>Figura D.2</b> – Esquema de instrumentação das terças contínuas por luva. ....	159
<b>Figura D.3</b> – Posicionamento dos extensômetros nas séries A e C. ....	160
<b>Figura D.4</b> – Posicionamento dos extensômetros na série B. ....	160
<b>Figura E.1</b> – Travamentos dos protótipos da série A. ....	163
<b>Figura E.2</b> – Travamentos dos protótipos da série B. ....	164
<b>Figura E.3</b> – Travamentos dos protótipos da série C. ....	165
<b>Figura F.1</b> – Simplificação para os protótipos da Série A. ....	167

<b>Figura F.2</b> – Simplificação para os protótipos da Série B. ....	168
<b>Figura F.3</b> – Simplificação para os protótipos da Série C. ....	170



## LISTA DE FOTOS

<b>Foto 2.1</b> – Ensaios realizados por SILVA (2018).....	42
<b>Foto 2.2</b> – Falha da mesa superior e inferior no final da ligação e deformação do furos. ....	71
<b>Foto 2.3</b> – Modos de falha da ligação. ....	74
<b>Foto 2.4</b> – Modo de falha e deformações após ensaio realizado.....	78
<b>Foto 2.5</b> – Mecanismo de falha para as terças com luvas. ....	81
<b>Foto 2.6</b> – Modos de falha.....	85
<b>Foto 3.1</b> – Montagem final.....	94
<b>Foto 3.2</b> – Montagem da aplicação da força. ....	95
<b>Foto 3.3</b> –Travamentos laterais. ....	95
<b>Foto 3.4</b> – Montagem dos apoios. ....	96
<b>Foto 3.5</b> – Travamentos de steel deck. ....	96
<b>Foto 3.6</b> – Configuração da ligação. ....	97
<b>Foto 4.1</b> – Modos de falha dos protótipos da Série A.....	108
<b>Foto 4.2</b> – Modos de falha dos protótipos da Série B. ....	109
<b>Foto 4.3</b> – Modos de falha dos protótipos da Série C. ....	110
<b>Foto 4.4</b> – Detalhes da falha dos protótipos contínuos. ....	111
<b>Foto 4.5</b> – Deformação geométrica inicial do protótipo ZAL – 86125. ....	112
<b>Foto 4.6</b> – Falha dos protótipos com luva.....	113
<b>Foto D.1</b> – Inclinômetros. ....	161
<b>Foto D.2</b> – Extensômetros.....	161
<b>Foto D.3</b> – Transdutores.....	162



## LISTA DE TABELAS

<b>Tabela 3.1</b> – Descrição e dimensões nominais dos protótipos ensaiados.....	92
<b>Tabela 4.1</b> – Análise de estabilidade elástica dos protótipos.....	103
<b>Tabela 4.2</b> – Forças máximas experimentais e teóricas.....	105
<b>Tabela 4.3</b> – Esforços experimentais e teóricos. ....	106
<b>Tabela 4.4</b> – Resultados experimentais e a constante $\Upsilon$ . ....	118
<b>Tabela 4.5</b> – Resultados das simulações numéricas. ....	128
<b>Tabela 4.6</b> – Resultados das simulações numéricas de $LpD = 2$ e $D = 245\text{ mm}$ .....	133
<b>Tabela 4.7</b> – Resultados das simulações numéricas de de $LpD = 2$ e $D = 340\text{ mm}$ .....	133
<b>Tabela A.1</b> – Dimensões (mm) dos perfis ZAE utilizados.....	152
<b>Tabela B.1</b> – Expressões para cálculo dos esforços solicitantes e força nos parafusos.....	154
<b>Tabela C.1</b> – Resultados dos ensaios de caracterização mecânica do aço. ....	156
<b>Tabela F.1</b> – Resultados das simulações numéricas de $LpD = 4$ e $D = 245\text{ mm}$ . ....	171
<b>Tabela F.2</b> – Resultados das simulações numéricas de $LpD = 6$ e $D = 245\text{ mm}$ . ....	172
<b>Tabela F.3</b> – Resultados das simulações numéricas de $LpD = 8$ e $D = 245\text{ mm}$ . ....	172
<b>Tabela F.4</b> – Resultados das simulações numéricas de $LpD = 4$ e $D = 340\text{ mm}$ . ....	173
<b>Tabela F.5</b> – Resultados das simulações numéricas de $LpD = 6$ e $D = 340\text{ mm}$ . ....	173
<b>Tabela F.6</b> – Resultados das simulações numéricas de $LpD = 8$ e $D = 340\text{ mm}$ . ....	174



# SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>17</b>
1.1.	OBJETIVOS .....	20
1.2.	JUSTIFICATIVAS .....	20
1.3.	METODOLOGIA .....	21
1.4.	ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO.....	22
<b>2</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....</b>	<b>23</b>
2.1.	MODOS DE INSTABILIDADE DE PERFIS FORMADOS A FRIO .....	23
2.1.1.	INSTABILIDADE LOCAL .....	24
2.1.2.	INSTABILIDADE DISTORCIONAL .....	24
2.1.3.	INSTABILIDADE GLOBAL .....	24
2.2.	MÉTODO DA RESISTÊNCIA DIRETA (MRD).....	25
2.3.	PERFIS COM ALMA ENRIJECIDA .....	30
2.4.	LIGAÇÕES PARAFUSADAS.....	46
2.4.1.	RIGIDEZ DAS LIGAÇÕES PARAFUSADAS .....	51
2.5.	TERÇAS COM CONTINUIDADE NOS APOIOS .....	57
2.5.1.	LIGAÇÕES COM LUVA .....	59
<b>3</b>	<b>ANÁLISE EXPERIMENTAL .....</b>	<b>89</b>
3.1.	MATERIAIS UTILIZADOS .....	89
3.1.1.	CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL .....	89
3.2.	ENSAIO DE FLEXÃO.....	89
3.2.1.	DESCRIÇÃO DOS PROTÓTIPOS .....	91
3.2.2.	MONTAGEM E INSTRUMENTAÇÃO DO ENSAIO.....	92
3.2.3.	PROCEDIMENTO DE ENSAIO .....	97
<b>4</b>	<b>RESULTADOS DAS ANÁLISES TEÓRICA E EXPERIMENTAL.....</b>	<b>99</b>
4.1.	ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA.....	99
4.2.	ANÁLISE DE ESTADOS-LIMITES ÚLTIMOS .....	104

4.2.1.	CÁLCULO DOS ESFORÇOS RESISTENTES.....	104
4.2.2.	MODOS DE FALHA.....	108
4.3.	AValiação DAS CURVAS FORÇA-DESLOCAMENTO.....	114
4.4.	PARAMETRIZAÇÃO.....	117
4.4.1.	ESTIMATIVA DA FORÇA MÁXIMA.....	117
4.4.2.	MÉTODO DA RIGIDEZ ROTACIONAL.....	120
4.5.	SIMULAÇÕES NUMÉRICAS.....	127
4.6.	SIMPLIFICAÇÃO DO MÉTODO PROPOSTO.....	130
4.7.	ANÁLISE DE DEFORMAÇÕES.....	134
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>139</b>
5.1.	SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS.....	141
	<b>REFERÊNCIAS.....</b>	<b>143</b>
	<b>APÊNDICE A. DIMENSÕES DAS SEÇÕES TRANSVERSAIS.....</b>	<b>151</b>
	<b>APÊNDICE B. MODELO MECÂNICO DE ESFORÇOS SOLICITANTES.....</b>	<b>153</b>
	<b>APÊNDICE C. CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA.....</b>	<b>155</b>
	<b>APÊNDICE D. INSTRUMENTAÇÃO – ENSAIO DE FLEXÃO.....</b>	<b>157</b>
	<b>APÊNDICE E. TRAVAMENTOS DOS PROTÓTIPOS.....</b>	<b>163</b>
	<b>APÊNDICE F. RESULTADOS DA SIMPLIFICAÇÃO DO MÉTODO.....</b>	<b>167</b>

# 1 INTRODUÇÃO

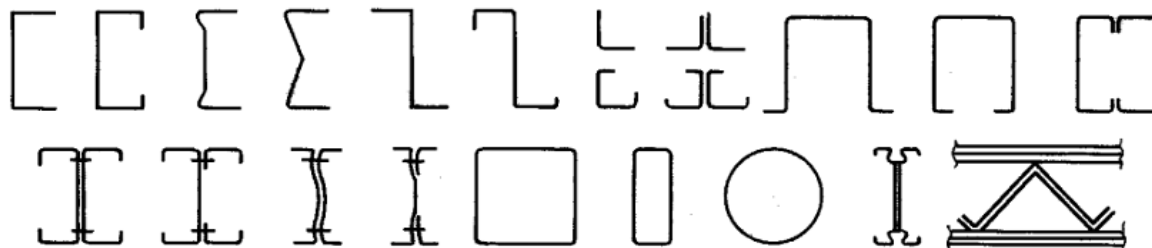
---

Elementos estruturais constituídos de perfis de aço formados a frio são amplamente utilizados em edificações comerciais, residenciais e industriais como galpões de pequeno e médio porte, mezaninos, estruturas de fechamento, estruturas de cobertura como elementos de terças, montantes, diagonais de treliças, travamentos, entre outros.

São mais leves que os perfis laminados e soldados, e assim, destacam-se pela boa relação entre massa dos perfis e sua resistência, possuindo elevada eficiência em projetos estruturais. Os projetos também possuem um tempo reduzido de execução, pois dispõem de facilidade de fabricação, de manuseio e de transporte, diminuindo o custo de montagem da estrutura.

Os perfis de aço formados a frio são produzidos com prensas ou perfiladeiras que realizam o dobramento mecânico de chapas planas e finas de aço deixando-as com formato e tamanho desejados. Esse processo possibilita grande variabilidade das seções transversais (Figura 1.1) diversificando altura da alma, largura das mesas e enrijecedores. A versatilidade da geometria ocorre devido à maleabilidade das chapas, que permite a confecção de seções diferentes para aplicações específicas.

**Figura 1.1** – Exemplos de perfis formados a frio.

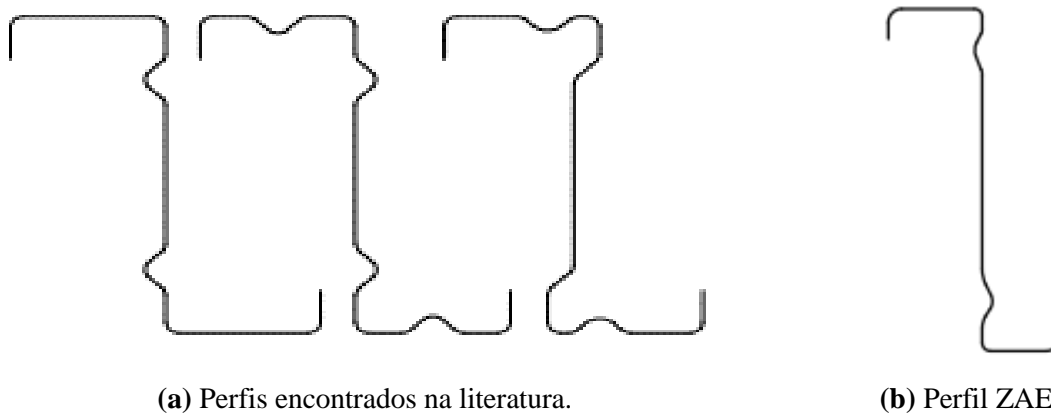


Fonte: Adaptada de YU, W.W.e LABOUBE, R.A. (2010).

Apesar das vantagens apresentadas anteriormente, os perfis também possuem algumas desvantagens: baixa rigidez à torção causada pelo fato de possuírem seções abertas e paredes delgadas e susceptibilidade a fenômenos de instabilidade provocada pelas espessuras reduzidas. A utilização de chapas finas faz com que os perfis tenham elevada esbeltez que intensificam o surgimento do modo de instabilidade local e deformações excessivas. Esse problema pode ser amenizado com a utilização de elementos como enrijecedores intermediários.

Alguns exemplos de perfis com enrijecedores podem ser observados na Figura 1.2a. Pode-se observar também o perfil desenvolvido pela empresa *Modular Sistema Construtivo*, no qual é denominado de perfil do tipo ZAE (Figura 1.2b). Este perfil foi utilizado para o desenvolvimento desta pesquisa. Os enrijecedores foram criados e posicionados para aumentar a eficiência estrutural do perfil dando maior rigidez à alma e melhorando seu desempenho quanto a instabilidade local. Sua geometria levou em conta a facilidade de encaixe da região de sobreposição da ligação e seu posicionamento, afastado do centro da alma, foi utilizado para possibilitar a presença da ligação parafusada em terças.

**Figura 1.2** – Exemplos de perfis com alma enrijecida.



**Fonte:** A autora.

As terças geralmente usadas em sistemas de cobertura e fechamento são constituídas por perfis de aço formado a frio dos tipos “Z”, “U” ou Sigma. Elas têm a função de suportarem os elementos de fechamento apoiando-se na estrutura principal.

Segundo CHUNG e HO (2005), os sistemas estruturais empregados para terças podem ser divididos em quatro categorias em função do grau de continuidade oferecido pela ligação:

- (i) Biapoiado;
- (ii) Contínuo com dois vãos;
- (iii) Múltiplos vãos com transpasse;
- (iv) Múltiplos vãos com luvas.

O sistema de terças biapoiado (Figura 1.3a) é utilizado para pequenos vãos (até 10 m), pois são mais simples e mais baratos em razão da facilidade de fabricação e de montagem das peças. No caso do sistema contínuo de dois vãos, devido ao maior comprimento dos elementos e de seu peso, diminui-se a simplicidade de instalação.



Para grandes vãos, os sistemas contínuos mostram-se vantajosos possibilitando economia de material, pois a continuidade reduz os picos de momentos fletores, bem como os deslocamentos em relação ao sistema biapoiado. Porém há grande dificuldade de transporte e de montagem da estrutura quando se utilizam sistemas contínuos fisicamente em virtude dos grandes comprimentos dos elementos. Logo, esses elementos estruturais são frequentemente segmentados e conectados por meio de ligações parafusadas em campo (GILIO, 2016).

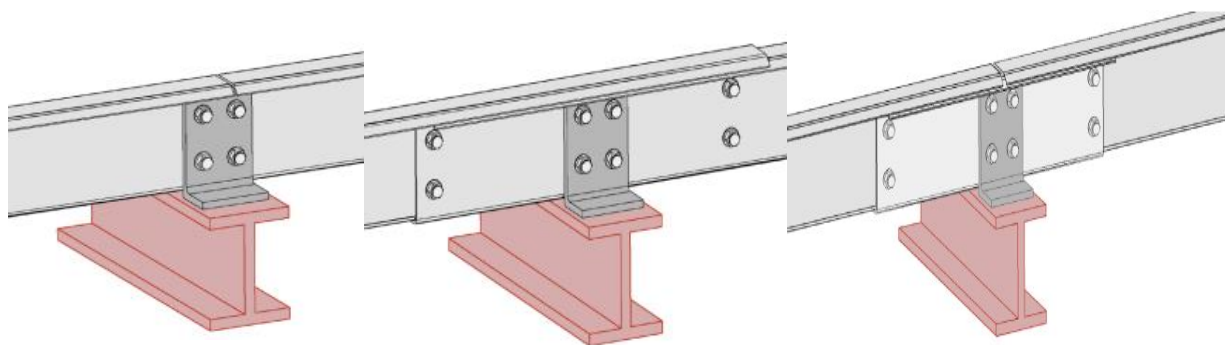
Para proporcionar a continuidade das terças de múltiplos vãos as formas mais utilizadas são por meio de transpasse ou luva. Tais sistemas necessitam de detalhamento de projeto e execução mais cuidadosos, carecendo de mão de obra mais qualificada. No geral são mais competitivos que os outros sistemas pela economia de material, facilidade de transporte e rapidez de montagem.

No sistema de terças contínuas por transpasse (Figura 1.3b), as terças adjacentes são superpostas de determinado comprimento e parafusadas pela alma uma à outra e no suporte, formado uma região de inércia maior, capaz também de transmitir momento fletor. As terças ligadas por luva (Figura 1.3c) são obtidas justapondo as terças adjacentes e fixando-as pela alma a um trecho de perfil similar que une as terças ao suporte. Cria-se um transpasse para cada lado da luva, que acaba funcionando como viga em balanço e sendo capaz de transmitir momento fletor (FÁVERO NETO, 2013).

Comparativamente, as ligações por transpasse possuem desempenho estrutural melhor que as ligações por luva. Elas são amplamente utilizadas nos sistemas de cobertura e fechamento de estruturas metálicas e há inúmeras pesquisas que aprofundam o conhecimento sobre essa ligação e seu comportamento estrutural.

No caso das terças conectadas por luva, apesar delas possibilitarem vantagens econômicas no transporte, armazenamento e montagem da estrutura, há menos pesquisas que buscaram caracterizar seu comportamento estrutural e que, por isso, dificultam sua utilização ampla. Desta forma, há necessidade de aprofundamento das informações sobre seu comportamento, objetivando suprir também a carência normativa de especificações e procedimentos de cálculo.

**Figura 1.3** – Sistema contínuo biapoiado com ligação parafusada.



(a) Biapoiado

(b) Transpasse

(c) Luva

Fonte: adaptada de MODULAR SISTEMA CONSTRUTIVO, 2017.

## 1.1. OBJETIVOS

O objetivo desta pesquisa foi realizar o estudo do comportamento estrutural de terças com continuidade no apoio por meio de luva. O diferencial do projeto foi a utilização de perfis de alma enrijecida de aço formado a frio denominados ZAE, sendo os objetivos específicos:

- Caracterizar a rigidez das ligações a fim de obter expressão parametrizada que pudesse estimar esforços solicitantes e deslocamentos da estrutura;
- Compreender os mecanismos de falha e modos de instabilidade dos sistemas;
- Suprir a carência normativa para utilização direta e simplificada em projetos que utilizarão perfis metálicos semelhantes através do modelo proposto.

## 1.2. JUSTIFICATIVAS

As normas técnicas apresentam procedimentos para o dimensionamento de sistemas de terças biapoiadas e terças fisicamente contínuas por seus esforços solicitantes serem obtidos facilmente, utilizando-as para a verificação de estados limites últimos e dos estados limites de serviço. O mesmo não acontece com sistemas com continuidade nos apoios através de ligações parafusadas. Não se encontram particularidades dessas ligações nos textos normativos, apenas recomendações gerais. Assim, projetam-se essas ligações considerando-as plenamente rígidas e com continuidade total de esforços solicitantes e rotação, características não obtidas na prática.

As ligações parafusadas apresentam algumas especificidades como, por exemplo, a descontinuidade na transmissão dos esforços, a mudança da geometria da seção na região da ligação, a rigidez parcial, entre outras. Por essas características não serem consideradas nos

textos normativos, isso compromete a determinação dos esforços solicitantes e resistentes desses sistemas, levando ao dimensionamento inadequado.

A escolha do perfil utilizado também afeta a ligação parafusada. Atualmente, buscou-se desenvolver seções transversais que otimizassem o uso do material, porém deixando-as com geometrias mais complexas. Essas novas seções possuem espessuras reduzidas que carecem de mais dobras e enrijecedores para atenuar os problemas relacionados ao aumento da esbelteza, como a instabilidade local.

Um exemplo de seção desenvolvida com essas novas características é a confeccionada pela empresa *Modular Sistema Construtivo*. Foi desenvolvido um perfil de aço formado a frio de seção do tipo “Z” com enrijecedores de borda a 90° e dois enrijecedores intermediários posicionados na alma (Figura 1.2b).

Somando todas as particularidades dos sistemas de terças com ligações parafusadas, o desenvolvimento de novos perfis de aço formados a frio, e a falta de especificações nas normas, conclui-se que a realização de novas pesquisas é imprescindível. Sobretudo em relação ao sistema terça-luva, no qual há vantagens econômicas para a utilização, como mencionado anteriormente. Esses estudos devem objetivar a compreensão do comportamento de terças conectadas com luva, bem como estabelecer critérios mais adequados e seguros para utilização em projetos. Ainda, analisar a utilização dos novos perfis nesse sistema.

Desta forma, dando continuidade à estudos anteriores realizados na EESC-USP (Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo), esta pesquisa focou na análise estrutural de terças com continuidade no apoio por meio de ligação parafusada com luva e utilizou a seção transversal confeccionada pela empresa *Modular Sistema Construtivo*, ou seja, perfis do tipo ZAE.

### 1.3. METODOLOGIA

A metodologia empregada corresponde a um estudo experimental e teórico dos sistemas de terças contínuas nos apoios por meio de luvas com a utilização de perfis do tipo ZAE.

A princípio foi feita uma ampla revisão bibliográfica sobre terças com continuidade nos apoios, ligação parafusada com luva e perfis enrijecidos. Em seguida realizou-se a

concepção dos protótipos das terças para o programa experimental e, posteriormente, a realização dos ensaios experimentais.

Os resultados experimentais foram analisados em relação ao comportamento força-deslocamento, força-deformação e momento-rotação, sendo também identificados os modos de instabilidade bem como os modos de falhas apresentados nos protótipos.

Um modelo teórico foi proposto para a obtenção dos esforços solicitantes e deslocamentos presentes no sistema terça-luva. Esse modelo foi desenvolvido e validado no programa de elementos finitos ANSYS™. Para determinação dos esforços resistentes via Método da Resistência Direta, empregou-se o programa CUFSM nas análises de estabilidade elástica.

#### **1.4. ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO**

O **Capítulo 1** contém uma breve introdução sobre perfis de aço formados a frio e apresenta novos perfis que estão sendo produzidos e utilizados em sistemas de cobertura e fechamento. Foram apresentadas as características de cada sistema estrutural empregados para as terças, dando destaque para os sistemas com ligações parafusadas. Ainda neste capítulo, foram apresentados os objetivos e justificativas desta pesquisa.

Em seguida, no **Capítulo 2**, é apresentada uma ampla revisão bibliográfica sobre os modos de instabilidade dos perfis de aço formados a frio, Método da Resistência Direta, ligações parafusadas e suas características, perfis de alma enrijecida, terças com continuidade nos apoios por meio de ligações parafusadas e ligações com luva.

O **Capítulo 3** descreve o programa experimental realizado durante a pesquisa, desde a descrição e concepção dos protótipos até o procedimento utilizado.

No **Capítulo 4** há os resultados obtidos experimentalmente, análises desses resultados e desenvolvimento analítico que objetivaram obter expressões para o cálculo dos esforços solicitantes. É apresentado o modelo desenvolvido juntamente com uma proposta de simplificação deste modelo.

Por fim, no **Capítulo 5** são apresentadas as conclusões e discussões finais deste trabalho.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

---

### 2.1. MODOS DE INSTABILIDADE DE PERFIS FORMADOS A FRIO

Os elementos de aço em projeto estão suscetíveis à tração, compressão, cisalhamento, e também a flexão em que parte da seção fica comprimida e parte fica tracionada. Quando solicitados à tração, os perfis estão sujeitos a dois estados de limites últimos: escoamento da seção transversal bruta do perfil ou a ruptura da seção transversal efetiva. Quando solicitados à compressão, podem atingir a ruptura por escoamento ou ocorrer falha por perda de estabilidade, fenômeno conhecido como flambagem. No caso do cisalhamento, essa solicitação está muito presente em ligações parafusadas, com o rompimento por cisalhamento dos parafusos, por exemplo.

Em perfis formados a frio, como mencionado anteriormente, as espessuras são reduzidas e apresentam grandes relações de esbeltez o que, além de proporcionar eficiência estrutural, os tornam ainda mais propensos à falha por instabilidade e, no caso dos perfis de seção aberta, baixíssimas resistências à torção.

Segundo REIS, A.; CAMOTIM, D. (2001), a “estabilidade” da estrutura sempre aparece associada ao conceito de equilíbrio. Desta forma a configuração do equilíbrio está relacionada aos deslocamentos dos pontos de uma estrutura submetida às ações externas, e como a mesma se apresenta ao término destas ações. Quando a estabilidade da estrutura sai da configuração de equilíbrio estável ocorre o fenômeno da instabilidade ao atingir o ponto crítico.

O projeto de uma estrutura deve basear-se em conceitos de segurança, levando em conta a resistência e deformabilidade dos elementos estruturais, e também nos fenômenos que envolvam conceitos de estabilidade que podem ser divididos em três grandes: locais, distorcionais e globais.

Para a consideração destas instabilidades em projetos, as normas de estruturas em perfis de aço formados a frio utilizam o clássico Método da Largura Efetiva (MLF), que considera a instabilidade local por meio de propriedades geométricas efetivas da seção. Tal método considera o comportamento pós-crítico das chapas calculando a largura efetiva das chapas utilizando a fórmula de Winter. Uma alternativa ao MLF é o Método da Resistência Direta (MRD), no qual pode-se determinar os esforços resistentes considerando todos os modos

de instabilidade envolvidos (global, local e/ou distorcional), mais detalhes sobre o MRD serão apresentados no item 2.2.

### **2.1.1. INSTABILIDADE LOCAL**

O modo de instabilidade local, ou instabilidade de chapa, caracteriza-se pela instabilidade dos elementos da seção transversal, enquanto que as dobras do perfil permanecem sem transladar, sofrendo apenas rotação (Figura 2.1a). O comprimento de semionda do modo crítico local dá-se para valores abaixo da largura do maior elemento da seção transversal de um perfil. O uso de enrijecedores de borda e intermediários tem o objetivo de elevar a tensão crítica local, porém, ao se utilizar enrijecedores de borda o perfil torna-se sujeito à ocorrência do modo crítico distorcional.

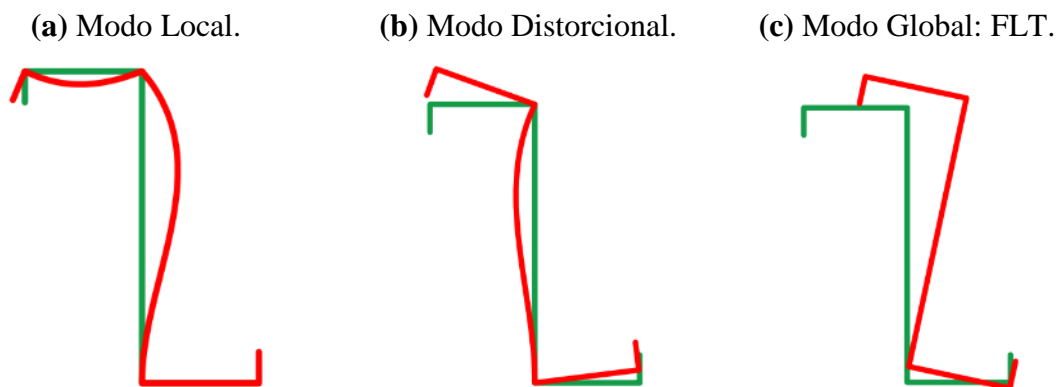
### **2.1.2. INSTABILIDADE DISTORCIONAL**

O modo de instabilidade distorcional caracteriza-se como a falha do perfil dada pela distorção da seção transversal em seu próprio plano, ocasionando deslocamentos laterais e rotações dos elementos do perfil (Figura 2.1b). Está presente em perfis de esbeltez intermediária e que tenha obrigatoriamente enrijecedores de borda ou intermediários. Este modo ocorre para comprimentos de semiondas compreendidos entre o modo local e global. Ainda, o modo ocorre com mais evidência em perfis formados por aço de alta resistência, enrijecedores de pequena largura e elementos pouco esbeltos.

### **2.1.3. INSTABILIDADE GLOBAL**

No modo de instabilidade global ocorre a flexão e torção da barra. A origem do modo está associada à geometria da seção transversal e ao comprimento do perfil, o que faz o modo se dividir ainda em flexão, torção e flexo-torção. O comprimento de semionda é o comprimento total da barra e ocorre principalmente em perfis de comprimentos muito longos. Quando não contidas lateralmente, barras submetidas à flexão estão sujeitas à instabilidade lateral com torção (Figura 2.1c).

Pelos perfis de aço formados a frio serem, geralmente, confeccionados com chapas finas e seções transversais abertas há também o surgimento de interação entre os modos de instabilidade supracitados. Outros fatores como a esbeltez local dos elementos constituintes, a geometria da seção transversal, imperfeições geométricas iniciais, condições de vinculação e carregamento também influenciam na ocorrência dos modos de instabilidade e suas interações.

**Figura 2.1-** Modos de Instabilidade.

Fonte: A autora.

## 2.2. MÉTODO DA RESISTÊNCIA DIRETA (MRD)

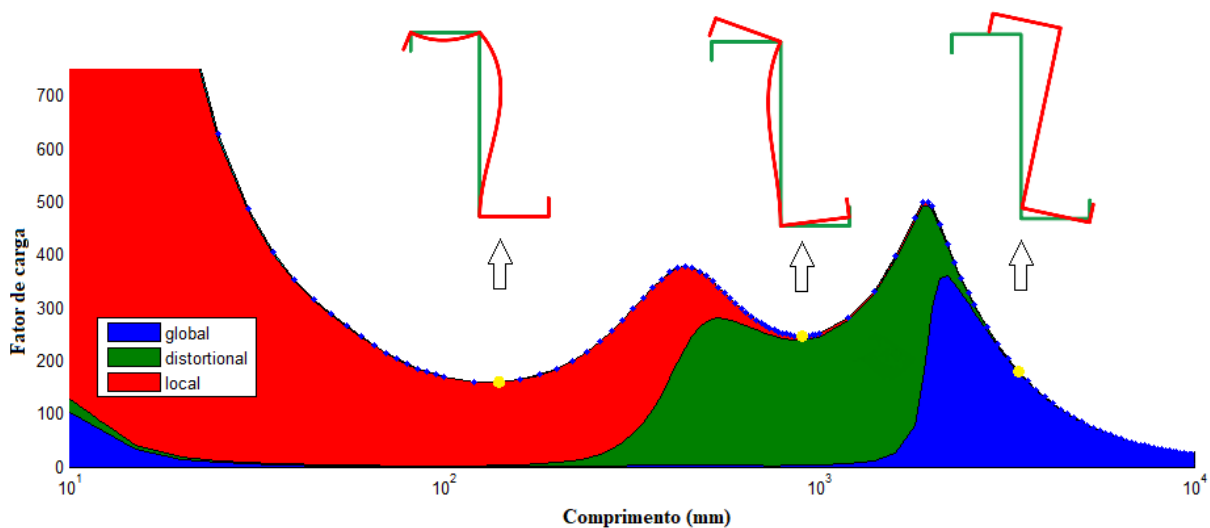
Método da Resistência Direta (MRD) consiste na determinação da resistência última do perfil completo, e não apenas de seus elementos isolados. Possibilita-se a obtenção das cargas críticas de flambagem elástica do perfil e com a utilização de curvas de resistência ajustadas experimentalmente, a resistência da peça.

Este método apresenta algumas vantagens em relação a métodos já consolidados apresentados na ABNT NBR 14.762:2010, como, por exemplo, o Método da Largura Efetiva (MLE) ou o Método da Seção Efetiva (MSE). Ele estabelece o cálculo da resistência utilizando a seção bruta do perfil e não sua seção efetiva, considerando a seção completa e sem cálculos iterativos. A instabilidade distorcional é tratada separadamente das instabilidades local e global e pode ser utilizado em todos os tipos de geometria da seção viabilizando o dimensionamento de perfis que não são englobados nos outros métodos de cálculo (SCHAFER, 2008).

O método necessita de uma análise de estabilidade elástica do perfil, que pode ser feita por meio de softwares como CUFSM e GBTUL, que utilizam método das faixas finitas (MFF) e teoria generalizada de viga, respectivamente. Eles identificam todos os modos de instabilidade envolvidos e os respectivos esforços críticos elásticos.

Na Figura 2.2, tem-se um exemplo de análise de estabilidade elástica do perfil Z – 245x71x62x22x22x1,25mm feita através do software CUFSM v.4.05, no qual determina as tensões críticas elásticas nominais (pontos mínimos da curva) que posteriormente são utilizadas juntamente com as expressões estabelecidas na ABNT NBR 14762:2010 e ANSI-AISI S100-16 para o cálculo dos esforços resistentes. Neste exemplo considerou-se como tensão de referência igual a 1 MPa e flexão restringida comprimindo a mesa maior.

**Figura 2.2-** Exemplo de análise de estabilidade elástica pelo CUFSM.



Fonte: a autora.

Após a obtenção das tensões críticas elásticas, segundo a ABNT NBR 14762:2010, o momento fletor resistente pode ser calculado através das Equações (2.1) a (2.14) e é tido como o menor entre os momentos referentes às instabilidades global, local e distorcional.

- Instabilidade Global (FLT)

$$M_{Re} = 1,11(1 - 0,278\lambda_0^2)Wf_y \quad \text{para } 0,6 < \lambda_0 < 1,336 \quad (2.1)$$

$$M_{Re} = \frac{Wf_y}{\lambda_0^2} \quad \text{para } \lambda_0 \geq 1,336 \quad (2.2)$$

Onde:

$$\lambda_0 = \left( \frac{Wf_y}{M_e} \right)^{0,5} \quad (2.3)$$

Sendo:

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

$M_e$ : Momento fletor de flambagem global elástica (flambagem lateral com torção);

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

$f_y$ : Resistência ao escoamento.

$\lambda_0$ : Índice de esbeltez reduzido associado à instabilidade global.

Para o cálculo do momento fletor de flambagem global elástica,  $M_e$ , tem-se que:

$$M_e = C_b r_0 (N_{ey} N_{ez})^{0,5} \quad (2.4)$$



Com:

$$N_{ez} = \frac{1}{r_0^2} \left[ \frac{\pi^2 E C_w}{(K_z L_z)^2} + GJ \right] \quad (2.5)$$

$$N_{ey} = \frac{\pi^2 E I_y}{(K_y L_y)^2} \quad (2.6)$$

Sendo:

$N_{ey}$ : Força axial de flambagem global elástica por flexão em relação ao eixo principal y;

$N_{ez}$ : Força axial de flambagem global elástica por torção em relação ao eixo principal z;

$C_w$ : Constante de empenamento da seção;

$C_b$ : Fator de modificação para diagrama de momento fletor não uniforme;

$E$ : Módulo de elasticidade do material;

$G$ : Módulo de elasticidade transversal;

$J$ : Constante de torção da seção;

$K_y L_y$ : Comprimento efetivo de flambagem global por flexão em relação ao eixo y;

$K_z L_z$ : Comprimento efetivo de flambagem global por torção. Quando não houver garantia de impedimento ao empenamento, deve-se tomar  $K_z$  igual a 1,0;

$r_0$ : Raio de giração polar da seção bruta em relação ao centro de torção.

Substituindo as Equações (2.5) e (2.6) em (2.4), o  $M_e$  é definido por:

$$M_e = C_b \frac{\pi}{K_y L_y} \sqrt{E I_y G J \left( 1 + \frac{\pi^2 E C_w}{G J (K_z L_z)^2} \right)} \quad (2.7)$$

De forma conservadora e a favor da segurança, o fator de modificação para diagrama de momento fletor não uniforme,  $C_b$ , presente na Equação (2.7), é admitido com o valor 1,0. Entretanto esse fator pode ser calculado pela Equação (2.8) que leva em conta o efeito benéfico dessa distribuição não uniforme de momentos ao longo do elemento analisado.

$$C_b = \frac{1,25 M_{m\acute{a}x}}{2,5 M_{m\acute{a}x} + 3 M_A + 4 M_B + 3 M_C} \quad (2.8)$$

Sendo:

$M_{m\acute{a}x}$ : Máximo valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, no trecho analisado;

$M_A$ : Valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, no 1º quarto do trecho analisado;

$M_B$ : Valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, no centro do trecho analisado;

$M_C$ : Valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, no 3º quarto do trecho analisado.

- Instabilidade Local

$$M_{Rl} = M_{Re} \quad \text{para } \lambda_l \leq 0,776 \quad (2.9)$$

$$M_{Rl} = \left(1 - \frac{0,15}{\lambda_l^{0,8}}\right) \frac{M_{Re}}{\lambda_l^{0,8}} \quad \text{para } \lambda_l > 0,776 \quad (2.10)$$

Onde:

$$\lambda_l = \left(\frac{M_{Re}}{M_l}\right)^{0,5} \quad (2.11)$$

Sendo:

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

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

$M_l$ : Momento fletor de flambagem local elástica, obtido através da análise de estabilidade elástica;

$\lambda_l$ : Índice de esbeltez reduzido associado à instabilidade local.

- Instabilidade Distorcional

$$M_{Rdist} = W f_y \quad \text{para } \lambda_{dist} \leq 0,673 \quad (2.12)$$

$$M_{Rdist} = \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_{dist}}\right) \frac{W f_y}{\lambda_{dist}} \quad \text{para } \lambda_{dist} > 0,673 \quad (2.13)$$

Onde:

$$\lambda_{dist} = \left(\frac{W f_y}{M_{dist}}\right)^{0,5} \quad (2.14)$$

Sendo:

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

$M_{dist}$ : Momento fletor de flambagem distorcional elástica, obtido através da análise de estabilidade elástica;

$\lambda_{dist}$ : Índice de esbeltez reduzido associado à instabilidade distorcional.

Embora o momento fletor resistente de cálculo possa ser calculado pelo MRD, a ABNT NBR 14762:2010 não utiliza este método para a obtenção dos esforços cortantes resistentes. Apresenta apenas uma única formulação para todos os métodos presentes na norma, pois atende a maioria dos casos observados na prática e por não apresentar grandes limitações.

As Equações (2.15) a (2.19) mostram a formulação proposta para o cálculo dos esforços cortantes:

$$V_{Rk} = 0,6f_y h t \quad \text{para } \frac{h}{t} \leq 1,08 \left( \frac{E k_v}{f_y} \right)^{0,5} \quad (2.15)$$

$$V_{Rk} = 0,65 t^2 (k_v f_y E)^{0,5} \quad \text{para } 1,08 \left( \frac{E k_v}{f_y} \right)^{0,5} < \frac{h}{t} \leq 1,4 \left( \frac{E k_v}{f_y} \right)^{0,5} \quad (2.16)$$

$$V_{Rk} = \frac{(0,905 E k_v t^3)}{h} \quad \text{para } \frac{h}{t} > 1,4 \left( \frac{E k_v}{f_y} \right)^{0,5} \quad (2.17)$$

Onde:

$$k_v = 5,0 \quad \text{para alma sem enrijecedores transversais, ou para } a/h > 3. \quad (2.18)$$

$$k_v = 5 + \frac{5}{(a/h)^2} \quad \text{para alma com enrijecedores transversais satisfazendo as exigências do item 9.5 da ABNT NBR 14762:2010.} \quad (2.19)$$

Sendo:

$a$ : Distância entre enrijecedores transversais de alma;

$t$ : Espessura da alma;

$h$ : Largura da alma (altura da parte plana da alma);

$E$ : Módulo de elasticidade longitudinal;

$f_y$ : Resistência ao escoamento do aço;

$k_v$ : Coeficiente de flambagem local por cisalhamento.

Para a análise da interação entre Momento fletor – Força cortante, a ABNT NBR 14762:2010 especifica esta relação considerando as condições de alma sem enrijecedores transversais e alma com enrijecedores transversais.

$$\left( \frac{M_{Sk}}{M_{Rk}} \right)^2 + \left( \frac{V_{Sk}}{V_{Rk}} \right)^2 \leq 1,0 \quad \text{para barras sem enrijecedores transversais de alma.} \quad (2.20)$$

$$0,6 \left( \frac{M_{Sk}}{M_{Rk}} \right) + \left( \frac{V_{Sk}}{V_{Rk}} \right) \leq 1,3 \quad \text{para barras com enrijecedores transversais de alma.} \quad (2.21)$$

Sendo:

$M_{Sk}$ : Momento fletor solicitante característico;

$M_{Rk}$ : Momento fletor resistente característico para o modo de instabilidade local;

$V_{Sk}$ : Força cortante solicitante característica;

$V_{Rk}$ : Força cortante resistente característica.

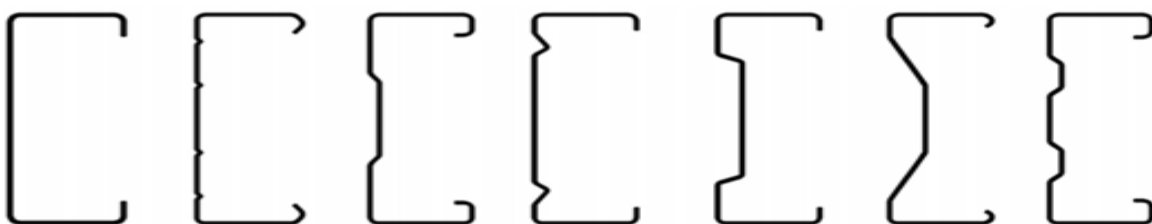
Como o objetivo da análise de estados-limites últimos é comparar os valores máximos da força experimental com os valores teóricos, ao longo de todo o trabalho foram considerados valores característicos dos esforços resistentes sem seus respectivos fatores de segurança presentes na ABNT NBR 14762:2010.

### 2.3. PERFIS COM ALMA ENRIJECIDA

Pela versatilidade dos perfis formados a frio pode-se confeccionar diversos tipos de seções transversais acompanhados de grande variabilidade das dimensões e espessuras. Auxiliados pelas pesquisas na área, o mercado busca cada vez mais a economia de material e um dos fatores é a redução da espessura dos perfis. Essa redução, contudo, resulta em valores de esbeltez elevados.

O aumento da esbeltez causa problemas relacionados à instabilidade dos elementos, sobretudo a instabilidade local. Essa instabilidade muitas vezes é decorrente da ação da força cortante, ocorrendo principalmente na alma do perfil e torna-se mais evidente conforme a esbeltez deste elemento aumenta. Deste modo, fez-se necessário que esses perfis obtivessem mais dobras e enrijecedores, alguns exemplos podem ser vistos na Figura 2.3. Os enrijecedores podem ser longitudinais ou transversais e variam também de acordo com sua localização, sendo eles de borda ou intermediários.

**Figura 2.3** – Exemplos de perfis com enrijecedores longitudinais na alma.



Fonte: Adaptado de BRUNEAU, PHAM e HANCOCK (2015).

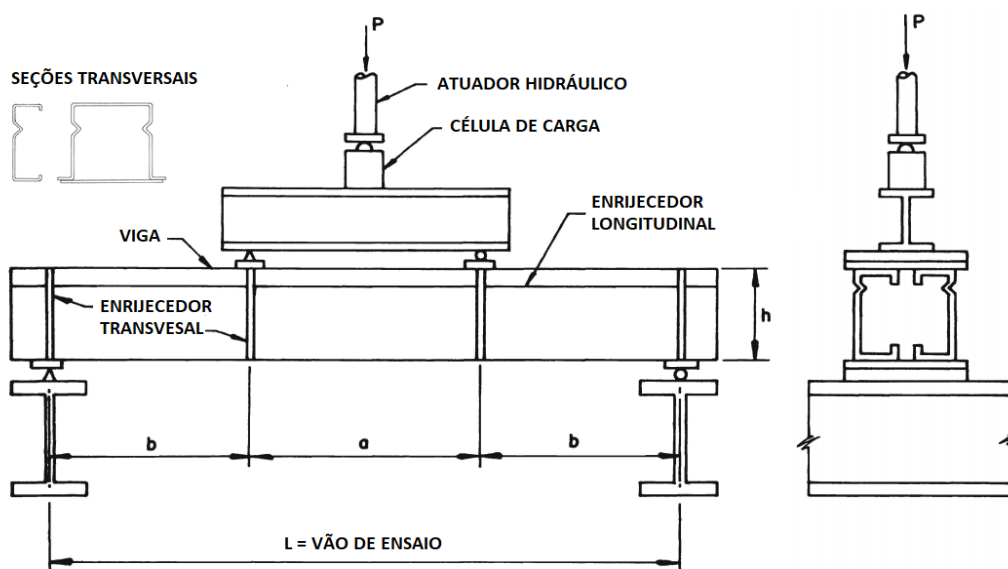
Os enrijecedores transversais da alma têm a função de melhorar o desempenho da instabilidade local dos perfis, porém amenizando o efeito da instabilidade local produzido pela ação da força cortante. A utilização desses enrijecedores mobiliza parte da resistência adicional proveniente do comportamento pós-crítico, fenômeno conhecido como ação do campo de tração, e melhora o desempenho dos perfis de paredes finas.

No caso dos enrijecedores longitudinais, eles melhoram a eficiência estrutural do perfil no que diz respeito tanto a ação da força cortante quando ao momento fletor. Para lidar com os problemas causados com o aumento da esbeltez da alma, sugere-se a utilização de enrijecedores longitudinais presentes diretamente nesse elemento. Alguns estudos relacionados a utilização de enrijecedores longitudinais foram desenvolvidos.

O estudo sobre a utilização de perfis de aço formado a frio com alma enrijecida longitudinalmente teve início na década de 40. Os pioneiros foram MASSONET (1940) e DUBAS (1948). Os trabalhos focaram em determinar a rigidez dos perfis submetidos a flexão pura e entender seu comportamento quanto a instabilidade. Anos depois surgiram novas pesquisas com D'APICE, FIELDING, COOPER (1966) e COOPER (1967). Estes trabalhos buscaram determinar a resistência de vigas confeccionadas com os perfis enrijecidos.

Em NGUYEN e YU (1980), os autores realizaram um programa experimental com 64 protótipos onde buscaram avaliar a rigidez mínima dos enrijecedores longitudinais e a resistência a flexão de vigas de aço formadas a frio enrijecidas. Foram realizados ensaios de flexão de quatro pontos (Figura 2.4), ou seja, ensaio de flexão de uma viga simplesmente apoiada com dois pontos de aplicação de carga, que permitiram a análise da flexão pura. Os perfis utilizados foram do tipo “U” e Cartola, com enrijecedores longitudinais triangulares na alma.

**Figura 2.4** – Seções transversais analisadas e esquema de ensaio.



Fonte: Adaptado de NGUYEN e YU (1980).

Através dos resultados experimentais, pode-se determinar equações empíricas para obter a rigidez mínima necessária dos enrijecedores longitudinais e a resistência última dos perfis enrijecidos à flexão. Para determinar essa resistência foram propostas duas abordagens:

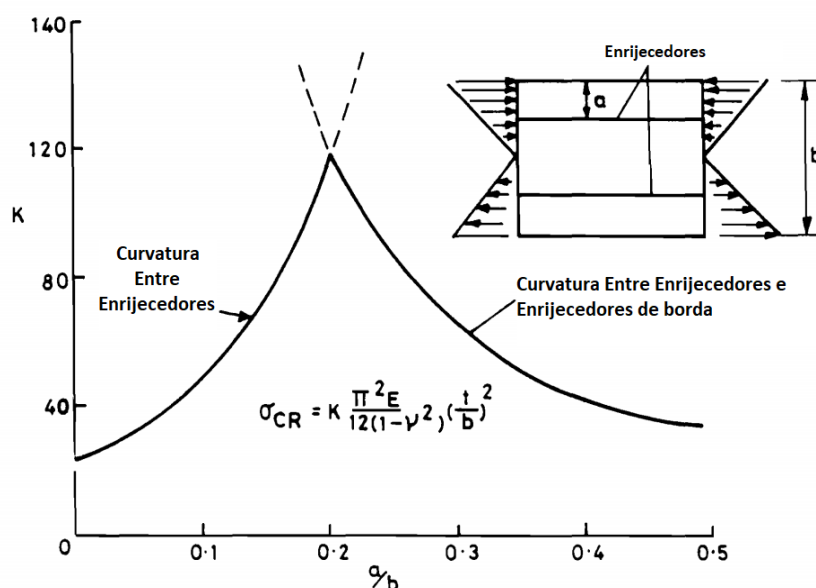
- (i) Método da resistência pós-crítica;
- (ii) Método da redução da resistência ao momento fletor.

Com a abordagem (i) identificaram que a resistência pós-crítica aumenta à medida que a esbeltez da alma e a tensão ao escoamento do aço aumentam. O oposto ocorre com a esbeltez da mesa comprimida, conforme aumenta-se o seu valor a resistência pós-crítica diminui. Na abordagem (ii), os autores ressaltam que, por causa do uso de chapas finas em vigas de aço formadas a frio, a parcela de compressão da alma pode sofrer instabilidade antes da falha da mesa comprimida. Conseqüentemente, com a utilização dos enrijecedores, a tensão de compressão que a alma teria resistido é, portanto, deslocada para a mesa comprimida.

RHODES e ZARAS (1988) realizaram um estudo teórico e experimental com o objetivo de obter uma seção do tipo “Z” modificada. Essa seção tinha como finalidade a utilização em sistemas de terças contínuas com ligações parafusadas. O desenvolvimento do perfil será apresentado a seguir e a análise do sistema de terças no item 2.5.1.

Inicialmente realizaram uma análise do coeficiente de instabilidade local,  $k$ , para identificar o melhor posicionamento dos enrijecedores na alma (Figura 2.5).

**Figura 2.5** – Análise de definição do posicionamento dos enrijecedores.



Fonte: Adaptado de Rhodes e Zaras (1988).

Definiu-se que eles seriam posicionados a uma distância de  $0,20D$  a partir da mesa, ou seja,  $1/5$  do comprimento da alma. Então, obteve-se a seção transversal apresentada na Figura 2.6.

**Figura 2.6** – Seções transversais consideradas.



(a) Seção transversal inicial.

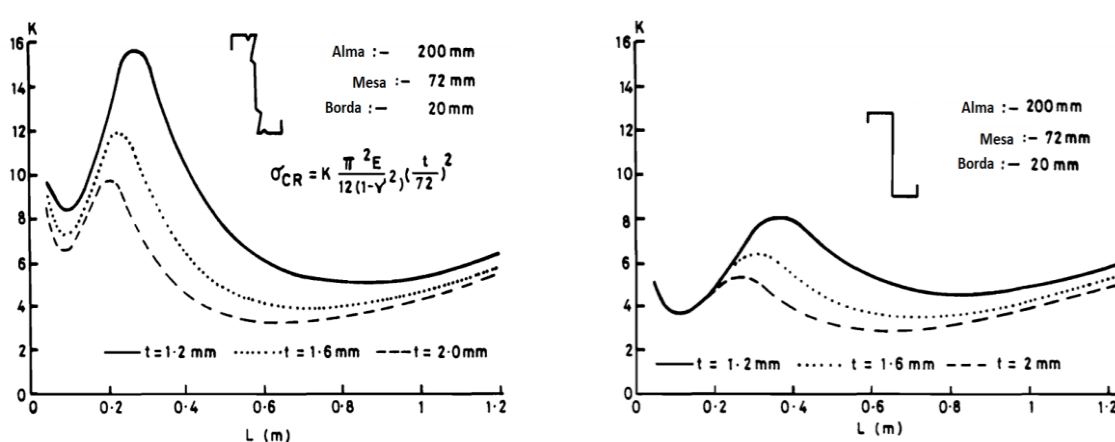
(b) Seção transversal final (UltraZed).

**Fonte:** Adaptado de Rhodes e Zaras (1988).

Entretanto, pela necessidade de sobreposição das ligações parafusadas, necessidade de conexão dos suportes e pela facilidade de armazenamento e transporte, a seção foi alterada novamente para se adequar a essas imposições. Desta forma, chegou-se a seção transversal do tipo “UltraZed”, apresentada na Figura 2.5c. Essa seção transversal final possui também enrijecedores na mesa e pequenos reforços adicionais. A modificação da geometria não objetivou apenas se adequar as condições construtivas e enrijecer a seção, mas introduzir um maior grau de encruamento, o que aumenta a tensão de escoamento do material nessas regiões, eliminando a instabilidade local. Na Figura 2.7a é verificada a variação do coeficiente de instabilidade local dos perfis “UltraZed” associado aos enrijecedores de mesa. A análise foi feita pelo Método das Faixas Finitas considerando flexão pura. Na Figura 2.7b foram verificados os perfis do tipo “Z”.

Os autores identificaram que, para o perfil do tipo “Z”, a instabilidade local se inicia na alma e apresenta distorções substanciais nesse elemento. Para o perfil “UltraZed”, a presença dos enrijecedores, tanto de alma quanto de mesa, minimizam os efeitos do modo local em todo o perfil. Assim, o modo de instabilidade distorcional torna-se o principal fator limitante para utilização desses perfis modificados. Para este modo de instabilidade, a seção “UltraZed” mostrou-se apenas 10% melhor que a seção “Z”.

**Figura 2.7** – Análise do coeficiente de flambagem local,  $k$ .



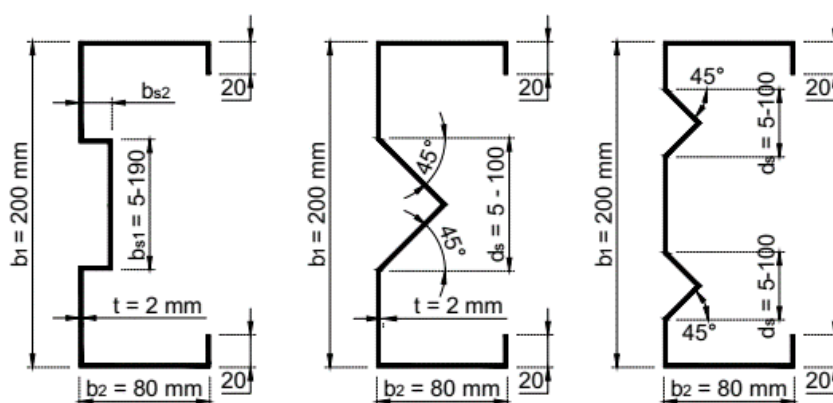
Fonte: Rhodes e Zaras (1988).

A análise teórica permitiu concluir que, com a melhora no desempenho estrutural dos perfis utilizando enrijecedores, as esbeltezes dos perfis tipo “UltraZed” poderiam ser ligeiramente maiores em comparação com as dos perfis convencionais do tipo “Z”. Portanto, pode-se reduzir a espessura dos perfis provocando economia de material.

Em KAITILA (2007) inicialmente a proposta da utilização dos enrijecedores na alma era aumentar a área comprimida, e assim, melhorar o desempenho dos perfis em relação ao momento fletor de um sistema simplesmente apoiado sob flexão. Entretanto, investigou-se *web crippling* em perfis do tipo “Z” de alma enrijecida longitudinalmente. Após programa experimental, observou-se que os enrijecedores diminuíram em 10% a deformação da alma. O autor ainda ressaltou que essa deformação poderia ser menor a depender da geometria dos enrijecedores.

PHAM, PHAM e HANCOCK (2012) analisaram a utilização de enrijecedores longitudinais da alma, através do Método semi-analítico de faixas finitas (SAFSM), variando a forma, profundidade, tamanho e número desses enrijecedores. A pesquisa deu enfoque à instabilidade local causada por cisalhamento. Com isso, investigaram enrijecedores retangulares e triangulares (Figura 2.8).



**Figura 2.8** – Enrijecedores estudados.**Sendo:** **$b_{s1}$ :** comprimento dos enrijecedores retangulares. Variação de 5 a 190 mm; **$b_{s2}$ :** profundidade dos enrijecedores retangulares. Variação de 5 a 50 mm; **$d_s$ :** comprimento dos enrijecedores triangulares. Variação de 5 a 100 mm.

Fonte: Adaptado de PHAM, PHAM e HANCOCK (2012).

No caso dos enrijecedores retangulares, com a utilização de enrijecedores pequenos, a tensão crítica elástica nominal teve aumento de 24,4% e o comprimento de semionda foi de 200 mm para 350 mm. Conclui-se que há diferença significativa na tensão crítica elástica nominal e no comprimento de semionda desde os pequenos valores de  $b_{s1}$ .

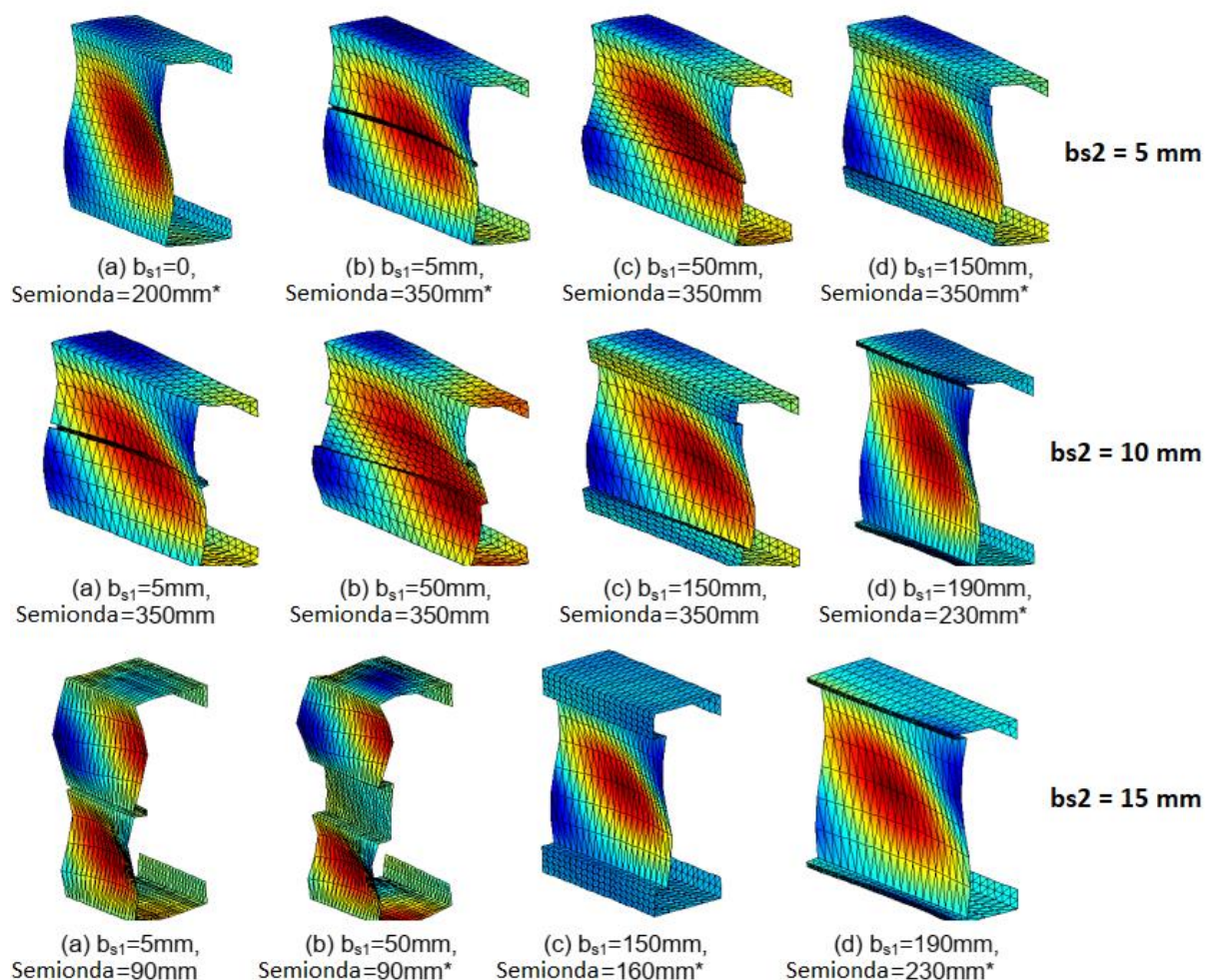
Os autores notaram ainda que, com o aumento dos enrijecedores retangulares, a tensão crítica elástica nominal chega a seu limite com  $b_{s1} = 60 \text{ mm}$  tanto para o valor de  $b_{s2} = 5 \text{ mm}$  quanto para  $b_{s2} = 10 \text{ mm}$ . Comparando-se os perfis com enrijecedores retangulares e profundidades diferentes, com  $b_{s2} = 5 \text{ mm}$  e  $b_{s2} = 10 \text{ mm}$ , o aumento da profundidade dos enrijecedores interferiu significativamente na tensão crítica elástica nominal.

Utilizando  $b_{s1} = 5 \text{ mm}$ , as tensões críticas elásticas nominais alcançadas foram 145,9 MPa e 192,5 MPa, para  $b_{s2} = 5 \text{ mm}$  e  $b_{s2} = 10 \text{ mm}$ , respectivamente, e tendo os mesmos comprimentos de semionda, 350 mm. No caso dos enrijecedores de maior profundidade ( $b_{s2} = 15 \text{ a } 50 \text{ mm}$ ), as tensões críticas elásticas nominais máximas ultrapassaram 1000 MPa utilizando  $b_{s1} = 60 \text{ mm}$ , sendo o comprimento de semionda igual à 80 mm.

Para os valores de  $b_{s2} = 5$  e  $10 \text{ mm}$ , os pontos mínimos das curvas de Tensão crítica elástica nominal vs Comprimento de semionda eram presentes apenas para enrijecedores muito pequenos ou muito grandes,  $b_{s1} = 5 \text{ mm}$  e  $170 \text{ mm}$ , respectivamente. A partir da utilização de  $b_{s2} = 15 \text{ mm}$ , os pontos mínimos tornaram-se mais evidentes para outros valores de  $b_{s1}$ .

Os modos de instabilidade dos perfis foram dependentes tanto de  $b_{s1}$ , quanto de  $b_{s2}$ . Além do mais, mesmo quando se observou o modo de instabilidade local, ele estava associado ao modo distorcional. Quanto ao modo de falha, ele foi gradualmente passando da alma para o enrijecedor conforme seu comprimento do enrijecedor foi aumentando (Figura 2.9).

**Figura 2.9** – Configurações deformadas das falhas dos enrijecedores retangulares.



**Fonte:** Adaptado de PHAM, PHAM e HANCOCK (2012).

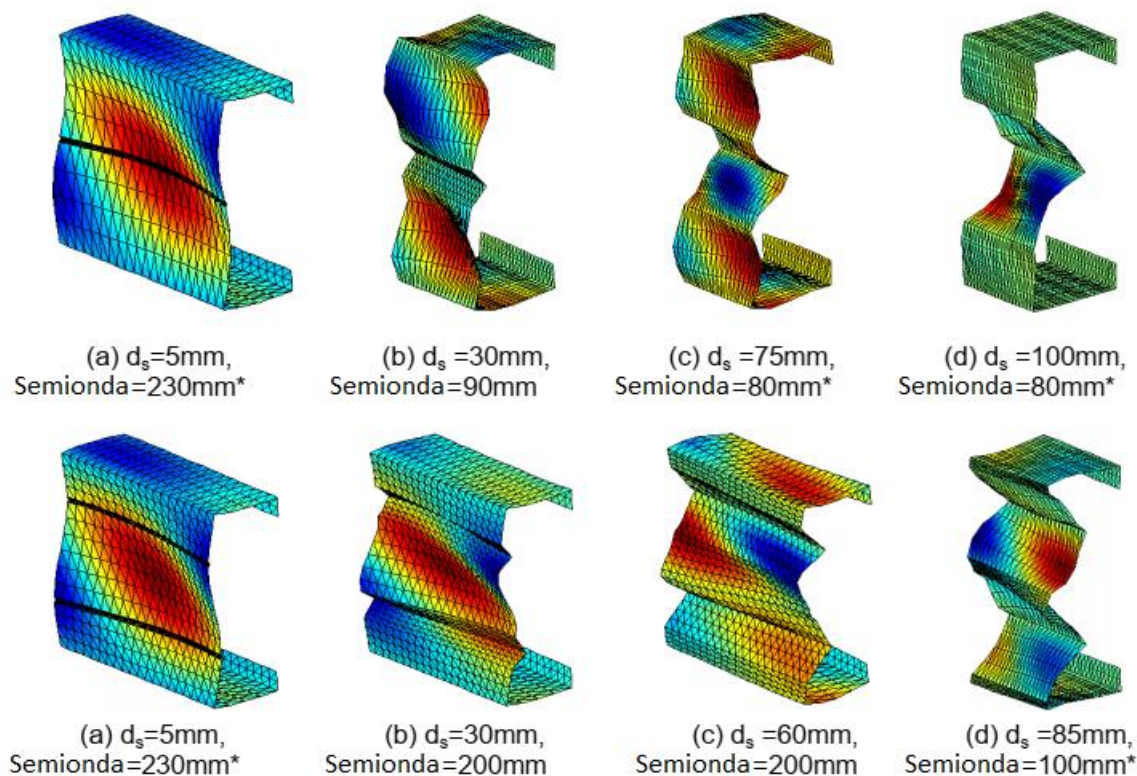
Pela análise dos enrijecedores triangulares pode-se verificar que para dimensões pequenas, diferente dos enrijecedores retangulares, o aumento da tensão crítica foi insignificante. A utilização de  $d_s = 10 \text{ mm}$  melhorou a tensão crítica de cisalhamento em apenas 14% para dois enrijecedores triangulares.

Para o perfil com um enrijecedor, a tensão crítica máxima de 1118,2 MPa foi atingida com  $d_s = 75 \text{ mm}$ . Observou-se ainda que para valores de  $d_s$  intermediários (15 a 65 mm), as curvas de Tensão crítica elástica nominal vs Comprimento de semionda não possuíam pontos mínimos.

A instabilidade local pura ocorreu apenas para  $d_s = 55 \text{ mm}$  com um enrijecedor triangular, nos demais casos houve o surgimento da interação local-distorcional. Como nos enrijecedores retangulares, o modo de falha dos perfis com enrijecedores triangulares se deu na

alma transferindo-se para os enrijecedores à medida que o comprimento  $d_s$  aumentava (Figura 2.10).

**Figura 2.10** – Configurações deformadas das falhas dos enrijecedores triangulares.



**Fonte:** Adaptado de PHAM, PHAM e HANCOCK (2012).

Por fim, concluiu-se que:

- (i) Em relação a instabilidade local causada por cisalhamento, os enrijecedores retangulares são mais eficazes que os enrijecedores triangulares;
- (ii) A tensão crítica máxima é alcançada quando a alma é subdividida em partes iguais.

Após os resultados apresentados, BRUNEAU, PHAM e HANCOCK (2014) realizaram um estudo experimental focando apenas nos perfis com enrijecedores retangulares submetidos predominantemente ao cisalhamento. PHAM e HANCOCK (2014) deram continuação à pesquisa apresentando o estudo numérico dos resultados experimentais. Posteriormente, em PHAM, BRUNEAU, HANCOCK (2015), os autores analisaram a interação Momento fletor – Força cortante observada nos ensaios realizados.

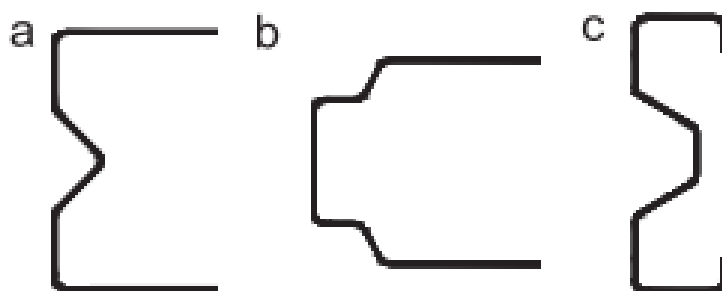
Foram investigadas seções do tipo “U” sem enrijecedor, com enrijecedor retangular com dobras a 90° e 45°. A resistência última à força cortante apresentou mudança significativa

apenas com enrijecedores grandes, e isso permitiu a presença da combinação momento fletor – força cortante.

A análise resultou que, para enrijecedores relativamente pequenos, a falha acontecia na alma por instabilidade local ocasionada por cisalhamento. Conforme o comprimento do enrijecedor aumentava, a falha passava a ser influenciada também pela presença do momento fletor. Esse fenômeno ocorre devido aos enrijecedores longitudinais causarem aumento da resistência à força cortante e não causar o mesmo efeito, nas mesmas proporções, na resistência ao momento fletor.

WANG e YOUNG (2014) desenvolveram um estudo experimental, numérico e paramétrico sobre perfis de aço formados a frio com enrijecedores intermediários posicionados na alma (Figura 2.11). O estudo buscou avaliar a sollicitação por momento fletor determinando a capacidade resistente dos perfis e identificar seus modos de falha.

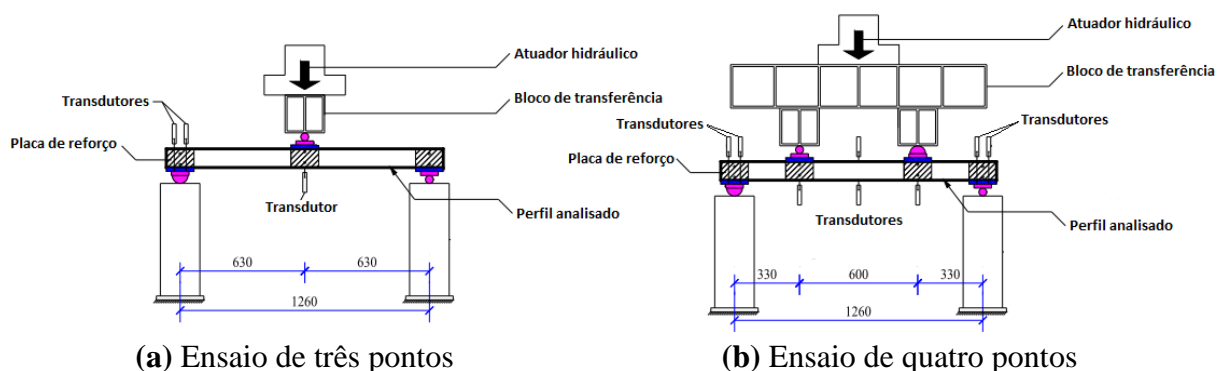
**Figura 2.11** – Seções transversais e dimensões analisadas.



Fonte: Adaptado de WANG e YOUNG (2014).

Para o programa experimental foram realizados 16 ensaios de flexão de vigas de 3 (Figura 2.12a) e quatro pontos (Figura 2.12b). Os ensaios consistem na aplicação de carga em um ou dois pontos em uma viga simplesmente apoiada. Em ensaios de três pontos pode-se analisar a força cortante e a interação momento fletor – força cortante. No caso do ensaio de quatro pontos pode-se analisar a flexão pura.

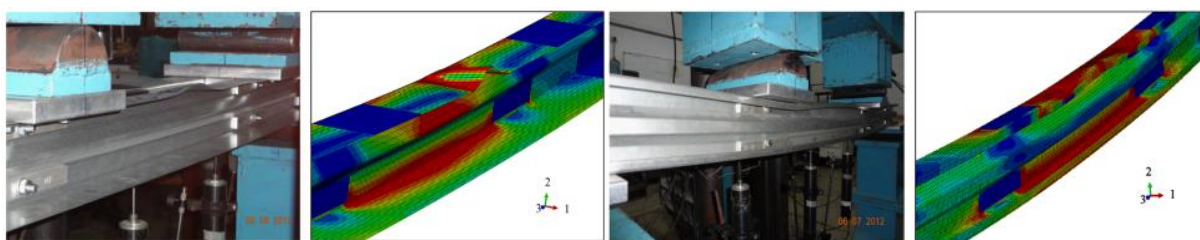
Foram utilizados perfis com espessuras entre 0,48 mm e 1,20 mm, tensão ao escoamento de 500 MPa e 550 MPa e demais variações de comprimento das mesas, almas e enrijecedores. Posteriormente, a fim de ampliar a análise das dimensões e espessuras ensaiadas, realizou-se o estudo numérico não linear através de elementos finitos.

**Figura 2.12** – Ensaios realizados por WANG e YOUNG (2014).

Fonte: Adaptado de WANG e YOUNG (2014).

Tanto no programa experimental quanto no numérico, os protótipos falharam no trecho de momento fletor puro nos ensaios de flexão de quatro pontos e próximo ao ponto de aplicação do carregamento nos ensaios de três pontos. Os modos de instabilidade observados após os ensaios foram:

- (i) Para os protótipos com seção “a” e “b”, o modo de interação entre as instabilidades local e flexão (L-F), sem ocorrência do modo distorcional;
- (ii) Para os protótipos com seção “c” houve o surgimento do modo distorcional associado à flexão (D-F) e, em alguns casos, houve também a influência do modo local ao modo de interação D-F.

**Figura 2.13** – Modos de instabilidade observados.**(a)** Modo de instabilidade local.**(b)** Modo de instabilidade distorcional.

Fonte: adaptado de WANG e YOUNG (2014).

Na análise paramétrica o Método da Resistência Direta (MRD) encontrado em ANSI/AISI S100-2012 foi utilizado para comparação com os resultados obtidos. Os valores se mostraram conservadores especialmente na ocorrência de instabilidade local. Os autores propuseram modificações nas Equações das resistências à flexão submetidas a instabilidade local e distorcional. A modificação resultou em previsões melhores para os esforços resistentes e apresentou-se adequada de acordo com a análise de confiabilidade desenvolvida pelos autores.

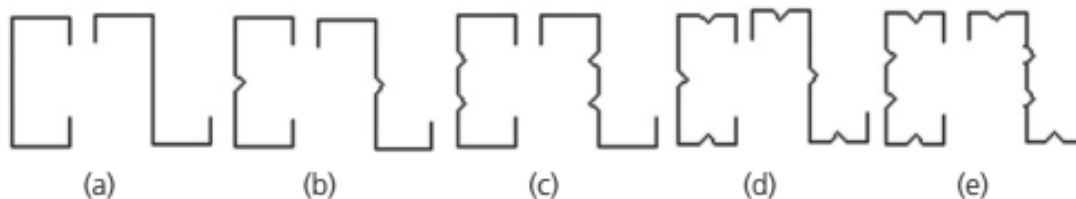
Por fim, recomendou-se que as Equações modificadas sejam utilizadas no dimensionamento de perfis semelhantes aos utilizados na pesquisa quando submetidos a flexão.

Em MARTINS, DINIS e CAMOTIM (2016), após ensaios de compressão, os autores destacaram que em grande parte dos tipos de perfis, a instabilidade local ocorre na alma, onde está presente a maior parte da interação entre instabilidade local e distorcional (L-D). A interação causa deformação considerável na alma por ambos os modos. Essa característica muda quando se adicionam enrijecedores longitudinais. A partir disso, a falha local e os efeitos da interação L-D passam a ocorrer na mesa comprimida, apresentando pouquíssima deformação na alma.

Além do mais, destacaram que pela geometria dos perfis e sendo eles submetidos a compressão, geralmente, atinge-se tensões críticas local e distorcional de valores próximos e, por isso, aumenta-se a ocorrência da interação entre as instabilidades local e distorcional.

Ainda sobre os modos de interação das instabilidades, em HE et al. (2014) foram identificados dois modos de interação para perfis do tipo “U” com um enrijecedor triangular na alma. Utilizando enrijecedores de comprimento de 15 mm, observaram que a interação se iniciava com o modo local e, em seguida, a medida que o carregamento aplicado aumentava, o modo distorcional surgia. Portanto, observaram o modo de interação local-distorcional (L-D). O oposto ocorreu com a utilização dos enrijecedores de 20 mm. O modo distorcional ocorria primeiro que o modo local, apresentando, portanto, o modo de interação distorcional-local (D-L). Os autores concluíram que os modos de interação reduziram significativamente a capacidade de carga dos perfis e que o MRD, por não apresentar verificações ou especificações para o cálculo considerando essas interações, acabam levando ao dimensionamento contra a segurança.

YERUDKAR e VESMAWALA (2018) estudaram seções do tipo “U” e “Z” com diferentes configurações de enrijecedores (Figura 2.14) sob flexão. Para o ensaio de flexão não foi utilizado nenhum tipo de travamento lateral e foram utilizados vãos de 2500 mm.

**Figura 2.14** – Seções e enrijecedores estudados.

Fonte: YERUDKAR e VESMAWALA (2018).

Foi observado que nos perfis sem ou com apenas um enrijecedor (Figura 2.14a, b) a falha se deu por flexo-torção. No caso dos demais perfis (Figura 2.14c, d, e) a falha ocorreu pela combinação da instabilidade distorcional e da instabilidade lateral com torção, apresentando também grandes deformações plásticas.

No geral, os enrijecedores intermediários provocaram um aumento significativo na resistência dos perfis e diminuição dos deslocamentos para as seções do tipo “U”. A configuração com enrijecedores na alma e na mesa foi a que apresentou melhor desempenho estrutural, se comparado a configuração com apenas enrijecedores na alma. No caso das seções do tipo “Z”, houve aumento da resistência com a utilização dos enrijecedores, porém sem diminuição dos deslocamentos.

Em SILVA (2018), a autora realizou um estudo sobre os mesmos perfis utilizados nesta pesquisa, ou seja, perfis do tipo “ZAE”, comparando-os com resultados de perfis do tipo “Z”. Foram feitas análises teórica e experimental dando ênfase às solicitações por força cortante, momento fletor e por combinação de momento fletor e força cortante (M-V).

A análise experimental buscou a determinação da capacidade resistente e da identificação dos modos de instabilidade. Foram utilizados perfis “ZAE” com altura da alma de 245 mm e 340 mm e espessuras de 1,25 mm e 1,75 mm, respectivamente. Para comparação, foram realizados ensaios com perfis de alma plana com altura da alma de 245 mm e espessura 1,25 mm.

Inicialmente analisou-se a solicitação por força cortante e a combinação M-V através dos ensaios de três pontos (Foto 2.1a). Posteriormente, para complementar o estudo, foi feita a análise da solicitação por momento fletor através de ensaios de flexão de quatro pontos (Foto 2.1b).

**Foto 2.1** – Ensaio realizado por SILVA (2018).



**(a)** Ensaio de flexão de três pontos – Análise de força cortante e interação M-V.



**(b)** Ensaio de flexão de quatro pontos – Análise de momento fletor.

**Fonte:** SILVA (2018).

Para os ensaios de força cortante e combinação M-V utilizou-se como variação entre os protótipos a relação  $a/h$ , sendo que  $h$  é a altura da parte plana da alma e  $a$  é a distância entre as linhas de furação nos pontos de apoio e de aplicação do carregamento. Para essa relação adotou-se os valores de um, dois e três. Utilizando  $a/h = 1$ , a solicitação à força cortante mostrou-se predominante nos resultados experimentais, e com o aumento dessa relação, a influência do momento fletor e a combinação de esforços tornou-se mais significativa.



Nos ensaios também foi variada a presença ou não de restrição à distorção. Esse parâmetro foi utilizado para inibir a distorção das mesas superiores comprimidas pelo momento fletor. Segundo SILVA (2018), os protótipos sem restrição à distorção apresentaram falha prematura, ocasionada pela rotação da mesa superior na região dos apoios. No caso dos protótipos com restrição à distorção, os resultados atenderam às curvas de interação circular e trilinear presentes na ABNT NBR 14762:2010.

No geral, os protótipos de alma plana mostram-se mais resistentes que os perfis com alma enrijecida. Tal ocorrência foi inicialmente justificada pela diferença de configuração das ligações. Nos perfis enrijecidos, por causa da presença dos enrijecedores, os parafusos precisam ser posicionados mais próximos ao centro da alma, enquanto que nos perfis de alma plana eles são posicionados mais próximos as mesas. Desta forma, foram realizados novos ensaios com os perfis “Z” utilizando a mesma configuração da ligação do perfil “ZAE”. Com os resultados comprovou-se que a redução da força resistente tinha influência da configuração dos parafusos.

Outra justificativa atribuída a diferença da capacidade resistente foi a mobilização do campo de tração. Esse campo atua principalmente próximo as mesas e a presença de parafusos nessas regiões criam restrições laterais que causam o aumento da capacidade resistente dos perfis.

A análise teórica consistiu na realização de análises de estabilidade elástica via faixas finitas e elementos finitos. A solicitação por força cortante foi avaliada no ANSYS v.17.0 e a solicitação por momento fletor no CUFSM v.4.05, ou seja, foram realizadas separadamente. As dimensões dos perfis analisados variaram de 200 mm a 400 mm para a altura da alma e de 1,25 mm a 3,00 mm para a espessura das chapas.

De acordo com a análise da solicitação por momento fletor, constatou-se que a presença dos enrijecedores longitudinais na alma causou influência no modo de instabilidade local aumentando sua tensão crítica. Com isso a tensão crítica que passou a comandar o modo de instabilidade dos perfis foi a do modo distorcional.

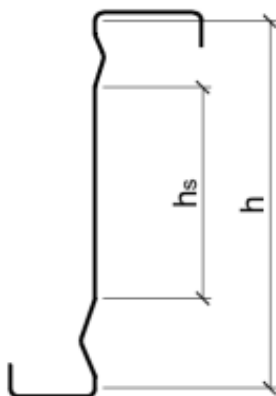
A análise da força cortante foi feita tanto por elementos finitos quanto por um procedimento clássico de cálculo, que considera a alma como uma chapa isolada, apoiada nas quatro bordas e submetida a cisalhamento puro. Calculou-se a tensão crítica e o coeficiente de flambagem local por cisalhamento  $k_v$  pelos dois métodos considerando a relação  $a/h$  igual a cinco.

Para o cálculo manual pelo procedimento clássico, nas seções enrijecidas, obteve-se dois valores para  $k_v$  e dois valores para a tensão crítica considerando  $h$  sendo:

- (i) altura da parte plana da alma ( $h$ );
- (ii) altura da alma entre enrijecedores longitudinais ( $h_s$ ).

A consideração de (i) implica em ignorar totalmente a influência dos enrijecedores longitudinais e realizar a análise como se a seção fosse de alma plana. As tensões críticas calculadas com  $h_s$  mostraram-se superiores as calculadas com  $h$ . Os resultados numéricos apresentaram valores intermediários.

**Figura 2.15** – Alturas  $h$  e  $h_s$  para cálculo manual das tensões críticas.



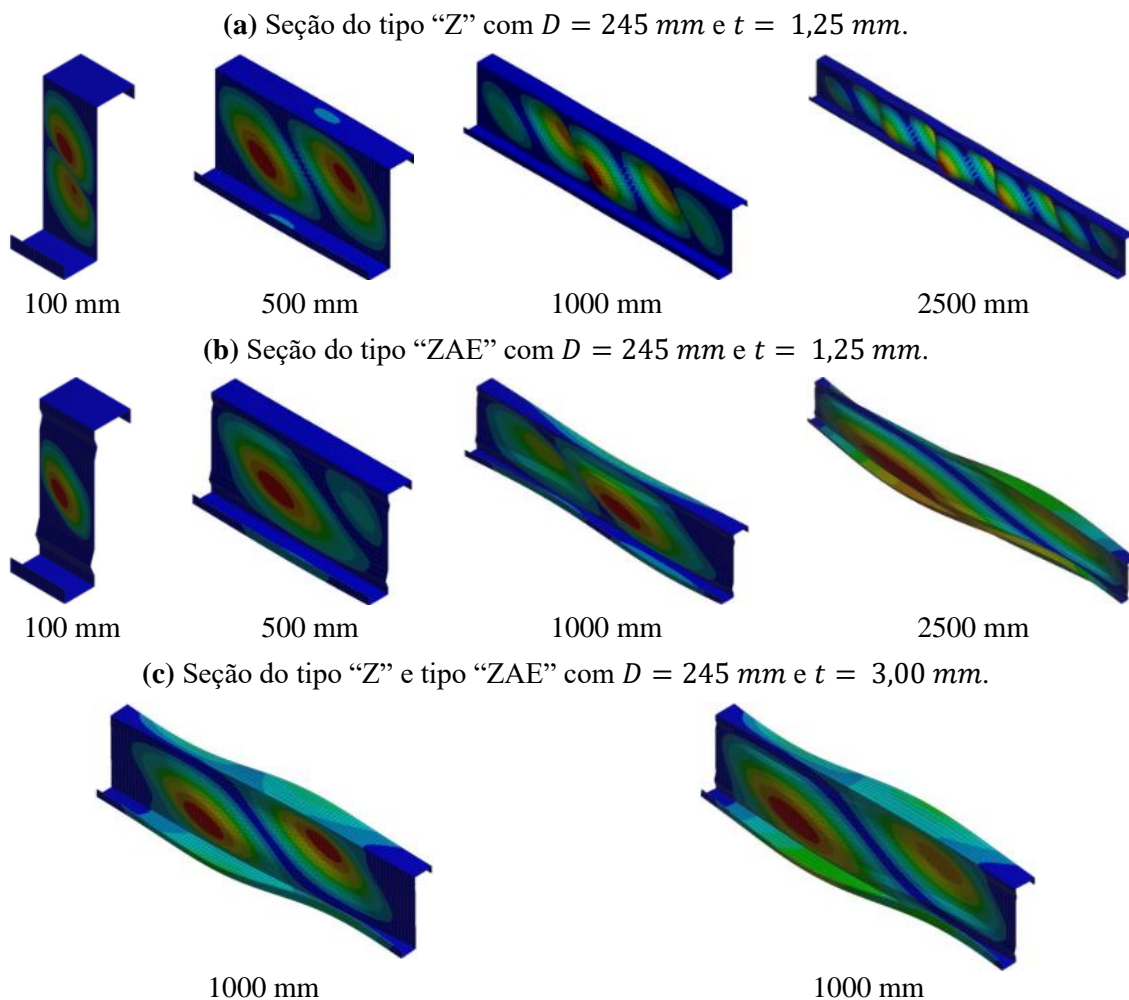
Fonte: SILVA (2018).

Os resultados obtidos da análise permitiram determinar valores mais próximos ao real para o coeficiente de flambagem local por cisalhamento  $k_v$ , considerando seções de alma enrijecida e barras longas ( $a/h \geq 5$ ). Tal condição refere-se ao caso de chapa longa, correspondente à maioria das aplicações de terças de cobertura observadas na prática. Esses valores de  $k_v$  podem ser utilizados para o cálculo das tensões críticas e do Método da Resistência Direta.

No que diz respeito aos modos de instabilidade observados, nas seções de alma plana esbeltas o modo de instabilidade local da alma ocorreu para comprimentos de até 2500 mm (Figura 2.16a). Para valores superiores há o surgimento do modo de instabilidade de flexo-torção. No caso das seções de alma enrijecida, a instabilidade local da alma ocorre para comprimentos de até 500 mm. Com os valores intermediários de 500 a 1500 mm observou-se o modo de interação local-distorcional, e conforme o comprimento aumentava, a instabilidade distorcional sobressaía (Figura 2.16b). O modo de flexo-torção ocorreu para valores superiores

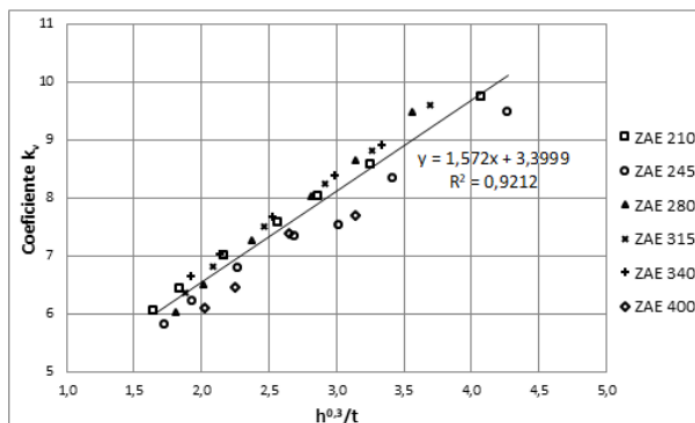
a 3000 mm. Para seções menos esbeltas ocorreu a combinação do modo local e distorcional tanto para alma plana quanto para a alma enrijecida (Figura 2.16c).

**Figura 2.16** – Modos de instabilidade.



Fonte: SILVA (2018).

Em SILVA e MALITE (2018), os autores complementaram a pesquisa de SILVA (2018) apresentando expressão para o cálculo de  $k_v$  (Eq.(2.22)) em função da esbeltez da alma dos perfis. Notou-se que a medida que a esbeltez da aumentava, os valores de  $k_v$  também apresentaram aumento, com comportamento linear. Observou-se que o efeito do enrijecimento longitudinal é mais relevante para seções de almas esbeltas e que para espessuras maiores, como por exemplo 3,0mm, as tensões críticas elásticas alcançaram valores próximos aos perfis de alma plana.

**Figura 2.17** – Ajuste linear dos coeficientes  $k_v$ .

$$k_v = 1,572(h^{0,3}/t) + 3,400 \quad (2.22)$$

Fonte: SILVA e MALITE (2018).

Sendo:

$h$ : Largura plana da alma, desconsiderando a presença dos enrijecedores longitudinais;

$t$ : Espessura da chapa.

Finalizando este tópico, vale lembrar que o uso de elementos como enrijecedores dificultam o dimensionamento desses novos perfis por métodos consolidados nos textos normativos como, por exemplo, os Métodos da Largura Efetiva (MLE) ou da Seção Efetiva (MSE). Isto ocorre devido ao cálculo complexo exigido pela presença desses novos elementos e a falta de especificações e procedimentos adequados nas normas. Assim, faz-se necessária a utilização de métodos alternativos como o Método da Resistência Direta (MRD) que foi apresentado no item 2.2 deste trabalho.

## 2.4. LIGAÇÕES PARAFUSADAS

O comportamento global de uma estrutura metálica está diretamente relacionado ao desempenho das ligações entre seus elementos. Nas ligações que surgem as descontinuidades geométricas e mecânicas da estrutura, portanto elas requerem atenção e cuidados em suas utilizações. É necessário que seja feita uma análise criteriosa sobre seus comportamentos estruturais afim de evitar dimensionamentos contra a segurança ou desperdício de material.

A escolha correta da ligação também interfere nos custos com mão-de-obra, fabricação, transporte e montagem da estrutural sendo significativos no custo total da construção. Este é um fator importante visto que, segundo SÁLES (1995), a economia nas

ligações nem sempre se deve à economia do aço utilizado, ela pode também ser justificada por outros fatores, como, por exemplo, o custo de mão de obra utilizada na montagem e fabricação.

No que diz respeito as ligações parafusadas, as normas técnicas de perfis formados a frio apresentam apenas recomendações gerais para o dimensionamento dessas ligações, analisando-as isoladamente. As especificações encontradas geralmente são muito restritas, limitando as propriedades dos materiais e as dimensões geométricas.

Em relação à rigidez da ligação os textos normativos, geralmente, admitem que essas ligações sejam consideradas rígidas, com continuidade total dos esforços, porém em diversos estudos realizados essa rigidez total da ligação não foi alcançada. Mais detalhes serão abordados no próximo item deste capítulo.

As primeiras pesquisas envolvendo ligações parafusadas foram feitas por George Winter na Universidade de Cornell, dos Estados Unidos, desde 1950. Ele buscou identificar os modos de falha que são geralmente observados em ligações parafusadas de chapas finas de aço formadas a frio. É importante destacar ainda que as ligações em perfis de chapas finas ( $t \leq 4,5$  mm) formados a frio são mais flexíveis devido à maior deformabilidade das chapas.

Assim sendo, WINTER (1956) realizou 574 ensaios em corpos de prova de ligações parafusadas em chapas finas através de ensaios de cisalhamento em ligações. Variou os parâmetros como:

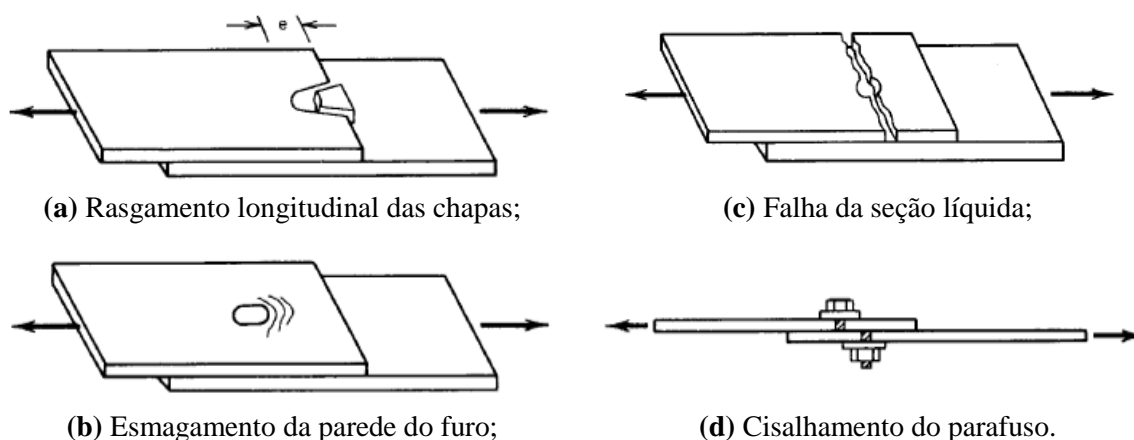
- (i) Diâmetro do parafuso;
- (ii) Espessura da chapa;
- (iii) Propriedades mecânicas das chapas e parafusos;
- (iv) Distância entre o furo e a borda; entre outros fatores.

O autor procurou suprir a falta de informações técnicas sobre a resistência de ligações entre elementos de chapas finas. Observou-se que quatro modos de falha podem ocorrer:

- (a) Rasgamento longitudinal das chapas;
- (b) Deformação ou esmagamento do material da parede do furo;
- (c) Falha da seção líquida;

(d) Cisalhamento do parafuso.

**Figura 2.18** – Modos de falha de ligações em chapas finas.



Fonte: YU; LABOUBE, 2010.

Os modos de falha estão descritos na sequência:

(a) Falha por rasgamento longitudinal das chapas (Figura 2.18a): ocorre quando a distância “e” entre furos, ou entre furo e borda, é relativamente pequena, com o corte geralmente ocorrendo em duas linhas paralelas (YU; LABOUBE, 2010).

(b) Falha por esmagamento (Figura 2.18b): ocorre com a deformação excessiva ou enrugamento do material junto ao furo, se trata do modo predominante no caso de ligações a momento fletor e força cortante em perfis formados a frio.

(c) Falha por ruptura da seção transversal líquida (Figura 2.18c). Esse modo de falha ocorre devido à concentração de tensões causada pela presença dos furos e de forças concentradas transmitidas dos parafusos para as chapas (YU; LABOUBE, 2010).

(d) Falha por cisalhamento no parafuso (Figura 2.18d): trata-se de uma falha brusca que deve ser sempre evitada. Ocorre quando o parafuso foi subdimensionado e possui resistência ao cisalhamento inferior às resistências associadas aos tipos (a), (b) e (c).

Os modos de falha (a), (c) e (d) são evitados quando se adotam:

- (i) Distancias mínimas suficientes entre furos;
- (ii) Distancias mínimas suficientes entre furos e bordas;
- (iii) Número adequado de parafusos.

Por consequência, o único modo de falha verificado na prática é o modo de esmagamento da parede do furo, (b), tornando a verificação para esse modo de falha imprescindível (CHUNG e IP, 2001).

O mecanismo de resistência da região da ligação ocorre por meio do contato entre as chapas de ligação e o parafuso que sofre solicitação principalmente por cisalhamento. Portanto partindo do pressuposto que os modos de falha (a), (c) e (d) são evitados, tem-se que a resistência dessas ligações é definida pela resistência ao esmagamento da parede do furo.

Outros trabalhos foram publicados posteriormente ao de WINTER (1956), como é o caso de ZADANFARROKH e BRYAN (1992) e BRYAN (1993). Os autores realizaram um extenso programa experimental, 230 ensaios de cisalhamento direto em chapas, com o objetivo de caracterizar as deformações da parede do furo. Puderam, desta forma, determinar a Equação (2.23) que descreve a rigidez de contato da parede do furo,  $c$ :

$$c = 5n \left( \frac{10}{t_1} + \frac{10}{t_2} - 2 \right) \times 10^{-3} \text{ mm/kN} \quad (2.23)$$

Sendo:

$c$ : Rigidez de contato da parede do furo;

$n$ : Fator tabelado que depende da posição do plano de cisalhamento no parafuso, do número de parafusos, do tipo de solicitação (momento ou tração) e do tipo da ligação;

$t_1$  e  $t_2$ : Espessuras das chapas.

Eles identificaram que alguns parâmetros influenciam na resistência de ligações por contato em chapas finas. Sendo eles:

- (i) Diâmetro e rotação do parafuso;
- (ii) Espessura da chapa;
- (iii) Tensão de escoamento da chapa;
- (iv) Diâmetro, número, posição e material das arruelas;
- (v) Distância dos parafusos;
- (vi) Posição do plano de corte.

Por fim, os autores propuseram expressões para o cálculo da rigidez rotacional das ligações parafusadas sob flexão. Mais detalhes são apresentados em 2.5.1.

Outras pesquisas surgiram e aprimoraram a expressão da rigidez de contato da parede do furo proposta em BRYAN (1993). É o caso da pesquisa de ZAHARIA e DUBINA (2005), onde os autores modificaram a Equação (2.23) obtendo a Equação (2.24) válida para parafusos com diâmetros entre 8 e 16 mm, espessuras de chapas entre 2 e 4 mm e uma folga entre o parafuso e a borda do furo de 1 mm:

$$c = \frac{\left(\frac{5}{t_1} + \frac{5}{t_2} - 1\right)}{6,8 \sqrt{D}} \text{ mm/kN} \quad (2.24)$$

Sendo:

$c$ : Rigidez de contato da parede do furo;

$t_1$  e  $t_2$ : Espessuras das chapas;

$D$ : Diâmetro nominal do parafuso.

Atualmente, de modo geral, a verificação do modo de falha por esmagamento da parede do furo é encontrada nas normas técnicas. A ABNT NBR 14762:2010, ANSI/AISI S100-16 e EUROCODE 3 definem que o cálculo da força resistente ao esmagamento ou pressão de contato sejam obtidas pelas Equações (2.25) a (2.27):

$$F_{Rd} = \alpha_e dt f_u / \gamma \quad \text{ABNT NBR 14762:2010} \quad (2.25)$$

$$F_{Rd} = \phi \alpha_e dt f_u \quad \text{ANSI/AISI S100-16} \quad (2.26)$$

$$F_{Rd} = k_1 \alpha_b dt f_u / \gamma_{M2} \quad \text{EUROCODE 3 - EN-1993-1-8:2005} \quad (2.27)$$

Sendo:

$d$ : Diâmetro nominal do parafuso;

$t$ : Espessura do elemento conectado analisado;

$f_u$ : Resistência à ruptura do aço;

$\alpha_e$ : Fator igual a  $(0,183t + 1,53)$ , com  $t$  em mm ( $t \leq 4,75$  mm);

$\gamma$ : Igual a 1,55;

$\phi$ : Igual a 0,65 (método dos estados limites).

$\gamma_{M2}$ : Igual a 1,25;

$k_1$ : Determinado pela direção perpendicular à direção da transferência de carga e posição dos furos dos parafusos;

$\alpha_b$ : Determinado pela direção da transferência de carga e posição dos furos dos parafusos.

Em ANSI/AISC 360-16, o texto normativo divide a verificação da força de resistência ao esmagamento em duas Equações. A primeira, Eq. (2.28), é usada para furos padrões e para furos alongados paralelos a direção da força de esmagamento, considerando a deformação do furo para carregamento em serviço. A Eq. (2.29) é utilizada para furos alongados perpendiculares à direção da força de esmagamento.

$$F_{Rd} = 2,4 \phi dt f_u \quad \text{ANSI/AISC 360-16} \quad (2.28)$$



$$F_{Rd} = 2,0\phi dt f_u \quad \text{ANSI/AISC 360-16} \quad (2.29)$$

Sendo:

$d$ : Diâmetro nominal do parafuso;

$t$ : Espessura do elemento conectado analisado;

$f_u$ : Resistência à ruptura do aço;

$\phi$ : Igual a 0,75 (LRFD).

#### 2.4.1. RIGIDEZ DAS LIGAÇÕES PARAFUSADAS

Determinar a rigidez da ligação é importantíssimo, pois afeta diretamente a rigidez da estrutura como um todo. Com isso, pode-se definir de forma correta os esforços e deslocamentos específicos da ligação bem como a distribuição de esforços e os deslocamentos ao longo da estrutura.

De modo geral, os projetos de estruturas metálicas consideram as ligações com comportamento rígido (ligações engastadas) ou flexível (ligações rotuladas). No entanto, a adoção dessas duas classes de rigidez nem sempre é válida, visto que há a possibilidade de uma classe intermediária de rigidez, denominada semirrígida.

As ligações semirrígidas apresentam transmissão parcial dos momentos fletores e rotação na região da ligação. Contudo, pela dificuldade em avaliar o quão rígida ou flexível uma ligação é, as normas técnicas admitem que uma das duas classes extremas citadas sejam adotadas para o seu dimensionamento. Assim, muitas vezes criam-se estruturas superdimensionadas ou contra a segurança.

A ANSI/AISC 360-16 classifica as ligações como:

- (i) Rígidas (FR – *fully restrained*);
- (ii) Semirrígidas (PR – *partially restrained*);
- (iii) Simples (SS – *simply supported*).

O texto normativo determina que essa característica seja definida após a análise das curvas experimentais momento-rotação ( $M-\theta$ ), sendo que a rotação é tida como a rotação relativa entre os trechos conectados. Como a rigidez inicial da ligação segue um comportamento não linear, a rigidez rotacional inicial ( $K_i$ ) não caracteriza adequadamente a resposta da conexão nos níveis de serviço. Além disso, muitas ligações não exibem uma rigidez inicial confiável, ou existe apenas para um intervalo de ( $M-\theta$ ) muito pequeno. Portanto, sugere-se que a rigidez

secante ( $K_S$ ) deve ser usada para análise do comportamento estrutural em serviço através da Equação (2.30):

$$K_S = \frac{M_S}{\theta_S} \quad (2.30)$$

Sendo:

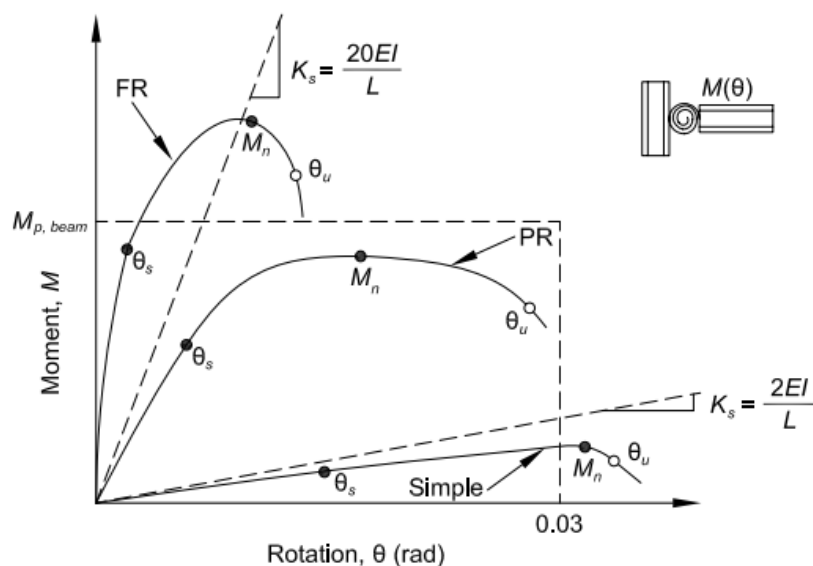
$K_S$ : Rigidez rotacional secante;

$M_S$ : Momento fletor de serviço;

$\theta_S$ : Rotação de serviço.

A Figura 2.19 mostra a classificação da resposta Momento fletor vs Rotação de acordo com a ANSI/AISC 360-16.

**Figura 2.19** – Classificação da resposta M- $\theta$  segundo a ANSI/AISC 360-16.



Fonte: ANSI/AISC 360-16.

A norma ainda sugere que a análise da rigidez pode ser dividida em situações de serviço e situações últimas, visto que o comportamento depende do nível de sollicitação.

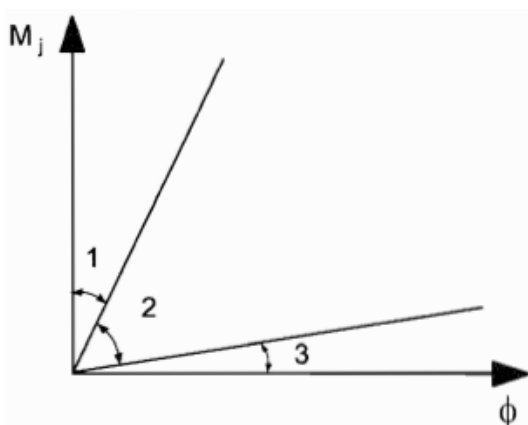
Segundo a EUROCODE 3 - EN-1993-1-8-2005, as ligações podem ser classificadas pela sua rigidez ou pela sua resistência. Em ambas as classificações, elas são subdivididas em rígidas, semirrígidas e flexíveis.

Quando classificadas pela rigidez, as ligações flexíveis devem transmitir as forças internas, sem desenvolver momentos fletores significativos que possam afetar adversamente os membros ou a estrutura como um todo. Devem ser capazes de suportar as rotações resultantes das cargas de projeto. As ligações rígidas apresentam rigidezes rotacionais suficientes para

proporcionarem continuidade total dos esforços. Quando não foram satisfeitos os critérios das ligações flexíveis ou rígidas, as ligações são tidas como semirrígidas que devem ser capazes de transmitir forças e momentos internos.

O texto normativo especifica que além das características supracitadas, as ligações devem seguir as Equações (2.31) e (2.32) para identificar as ligações rígidas e flexíveis, seguindo os trechos da Figura 2.20.

**Figura 2.20** – Classificação da resposta M- $\theta$  segundo a EUROCODE 3.



Fonte: EUROCODE 3 - Parte 1-8:2005.

- Rígida (trecho 1):  $K_i \geq k_b EI_v / L_v$  (2.31)

Onde:

Para estruturas em que o sistema de contraventamento reduz o deslocamento horizontal em pelo menos 80%,  $k_b = 8$ ;

Para  $K_v / K_p \geq 0,1$ ,  $k_b = 25$ ;

Para  $K_v / K_p < 0,1$ , as ligações podem ser classificadas como semirrígidas.

- Semirrígida (trecho 2):

Todas as ligações na zona 2 devem ser classificadas como semirrígidas.

As ligações nas zonas 1 ou 3 podem opcionalmente também ser tratadas como semirrígidas.

- Flexível (trecho 3):  $K_i \leq 0,5 EI_v / L_v$  (2.32)

Sendo:

$K_i$ : Rigidez rotacional inicial

$K_v$ : Valor médio de  $I_v / L_v$  para as vigas da estrutura;

$K_p$ : Valor médio de  $I_p / L_p$  para os pilares da estrutura;

$I_v$ : Momento de inércia da viga;

$I_p$ : Momento de inércia do pilar;

$L_v$ : Comprimento da viga;

$L_p$ : Comprimento do pilar.

No Brasil, na ABNT NBR 14762:2010 não há especificação sobre a classe de rigidez das ligações. No caso da ABNT NBR 8800:2008, o texto classifica a rigidez da ligação apenas para as ligações viga-pilar e barra-apoio. Essa classificação também é tida como rígida, semirrígida e flexível. Ainda determina que a rigidez inicial,  $K_i$ , pode ser obtida de acordo com o Eurocode 3 Part 1-8 ou com base em resultados experimentais.

- Rígida (trecho 1): (2.33)

$$\text{Para } K_v/K_p \geq 1,0, K_i \geq 25EI_v/L_v; \quad (2.34)$$

Para  $K_b/K_c < 0,1$ , as ligações podem ser classificadas como semirrígidas.

- Semirrígida (trecho 2):

Todas as ligações na zona 2 devem ser classificadas como semirrígidas.

As ligações nas zonas 1 ou 3 podem opcionalmente também ser tratadas como semirrígidas.

- Flexível (trecho 3):  $K_i \leq 0,5 EI_v/L_v$  (2.35)

Onde:

$K_i$ : rigidez inicial da ligação, correspondente a 2/3 do momento resistente de cálculo da ligação;

$K_v$ : Valor médio de  $I_v/L_v$  para todas as vigas do andar;

$I_v$ : Momento de inércia da viga;

$L_v$ : Comprimento da viga;

$K_p$ : Valor médio de  $I_p/L_p$  para todos os pilares do andar;

$I_p$ : Momento de inércia do pilar;

$L_p$ : Comprimento do pilar.

Conforme visto anteriormente, apesar das normas citadas apresentarem a classe semirrígida, para identificá-la é preciso conhecer a relação entre o momento resistente e a rotação da estrutura. Essa condição dificulta a adoção desta classe e faz com que ela seja raramente utilizada nos projetos estruturais. A relação entre o momento fletor e a rotação muitas

vezes é obtida via programa experimental que pode identificar corretamente a classe de rigidez da ligação.

O comportamento semirrígido foi observado por diversas pesquisas relacionadas às ligações parafusadas confeccionadas com chapas finas de aço formado a frio, portanto é nessa categoria que esse tipo de ligação se enquadra.

A redução da rigidez de ligações parafusadas se deve, sobretudo, à deformação da parede do furo. Esse e outros fatores influenciam no deslocamento da ligação dando flexibilidade ao sistema como um todo.

HO e CHUNG (2005), após análise de programa experimental que envolveu terças conectadas por transpasse e ensaios de cisalhamento direto, identificaram as parcelas que causam o deslocamento da ligação parafusada.

Segundo os autores, o deslocamento vertical total no meio do vão dos protótipos ( $\Delta$ ) pode ser dividido em quatro parcelas (Equação (2.36)):

- (i) deslocamento causado pela deformação oriunda do momento fletor ( $\Delta_M$ );
- (ii) deslocamento causado pela deformação oriunda da força cortante ( $\Delta_V$ );
- (iii) deslocamento causado pela deformação da parede dos furos da ligação ( $\Delta_b$ );
- (iv) deslocamento causado pelo escorregamento do parafuso no furo ( $\Delta_{slip}$ ).

$$\Delta = \Delta_M + \Delta_V + \Delta_b + \Delta_{slip} \quad (2.36)$$

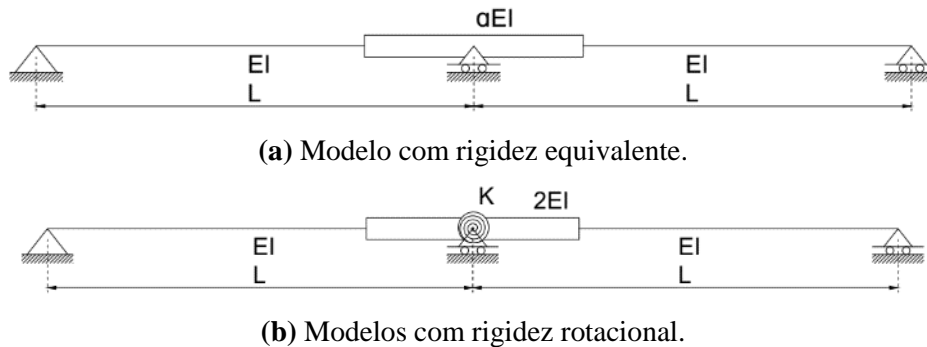
As parcelas  $\Delta_M$  e  $\Delta_V$  são obtidas pelo princípio dos trabalhos virtuais, de maneira direta, ou por softwares de elementos finitos, por exemplo. Contudo, a parcela referente à força cortante muitas vezes é desconsiderada pelos softwares por apresentar valores insignificantes.

A parcela  $\Delta_{slip}$  só é significativa quando são utilizados furos alargados e outros detalhes de furação diferenciados. No caso da parcela  $\Delta_b$ , difere de acordo com a configuração dos parafusos e do esmagamento da parede dos furos. Esta parcela é incorporada ao sistema através de modelos analíticos.

Alguns modelos foram propostos por diversas pesquisas, e tem-se que eles são, de modo geral, pertencentes a duas metodologias para determinação da rigidez da ligação e análise dos esforços solicitantes. São elas:

- (i) Método da Rigidez Equivalente (Figura 2.21a);
- (ii) Método da Rigidez Rotacional (Figura 2.21b).

**Figura 2.21** – Resumo dos modelos propostos.



Fonte: A autora.

O Método da Rigidez Equivalente é utilizado para obtenção dos deslocamentos e distribuição dos esforços em serviço. Ele considera a ligação como rígida e utiliza um fator de modificação ( $\alpha$ ) para o momento de inércia na região da ligação. O fator  $\alpha$  modifica o momento de inércia naquela região de modo que o deslocamento no meio do vão seja igual ao obtido experimentalmente. Sendo o fator de modificação  $\alpha$  definido pela Equação (2.37):

$$\alpha = \frac{I_{mod}}{I} \quad (2.37)$$

Sendo:

$\alpha$ : Fator de modificação;

$I_{mod}$ : Momento de inércia modificado;

$I$ : Momento de inércia da seção individual.

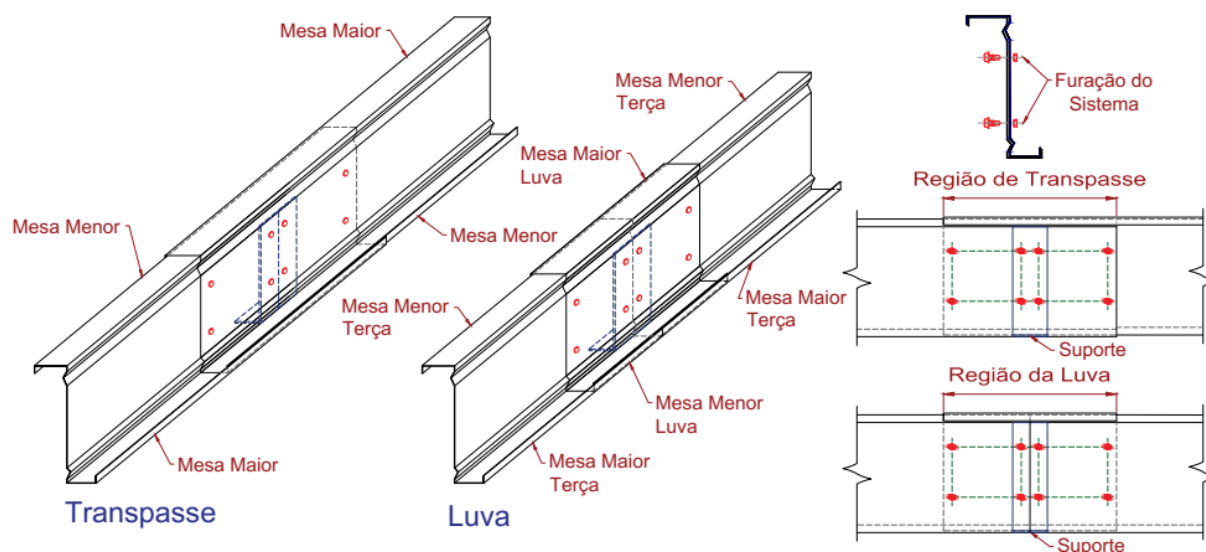
O Método da Rigidez Rotacional considera a ligação como semirrígida e o momento de inércia na região da ligação é igual à soma dos momentos de inércia dos perfis conectados. Utiliza-se de uma ou mais molas de rigidez. Por este método se obtêm os deslocamentos e distribuição dos esforços tanto para os carregamentos em serviço quanto para carregamentos últimos.

Em ambos os métodos, são utilizados modelos com barras que diferem apenas na região da ligação, e assim, é possível obter a resposta momento-rotação relativa que permite a classificação da ligação e obtenção dos esforços solicitantes e deslocamentos.

## 2.5. TERÇAS COM CONTINUIDADE NOS APOIOS

Obtêm-se terças com continuidade nos apoios através do uso de ligações parafusadas entre terças adjacentes, por meio do transpasse dos perfis ou utilizando um terceiro perfil mais curto denominado luva (ou cobrejunta) (Figura 2.22). Pelas terças possuírem ligações, apresentam problemas destacados no item 2.4.

**Figura 2.22** – Detalhe das ligações parafusadas.



**Fonte:** a autora.

As seções transversais mais utilizadas para a confecção de terças contínuas são: “Z”, “U” ou Sigma, e podem ser modificados com a utilização de enrijecedores a fim de atenuar os problemas da instabilidade dos perfis.

Grande parte dos trabalhos desenvolvidos sobre terças refere-se ao perfil do tipo “Z”. Por ele ser confeccionado com mesas de tamanhos diferentes permite uma ligação mais simples, o que não ocorre com os outros tipos de perfis, e, portanto, são os mais utilizados comercialmente para a confecção de terças contínuas. Para utilização das seções transversais do tipo “U” e “Sigma” nessas ligações é necessário que sejam feitas adEquações que prejudicam a montagem e fabricação da estrutura.

A análise estrutural de terças com continuidade nos apoios por meio de ligações parafusadas depende de alguns fatores como:

- (i) Propriedades mecânicas do aço;
- (ii) Geometria da estrutura;

- (iii) Restrições de projeto como travamentos laterais;
- (iv) Suportes de fixação das terças na estrutura principal;
- (v) Comportamento mecânico da ligação.

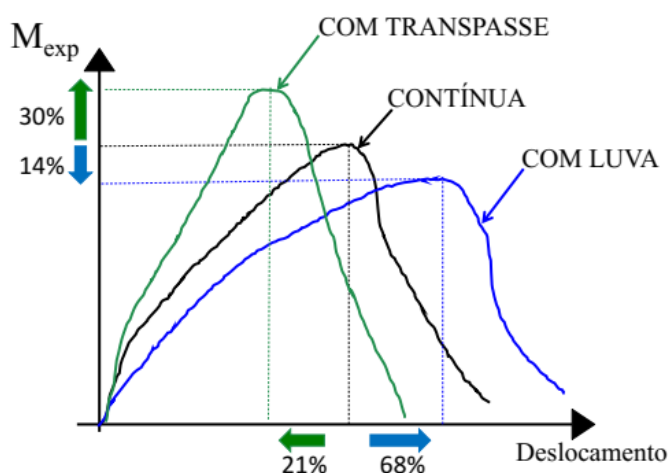
Esses fatores interferem diretamente na estimativa dos esforços resistentes e solicitantes, bem como os deslocamentos da estrutura, dificultando seu dimensionamento.

Assim sendo, a escolha do tipo de ligação parafusada a ser utilizada afeta tanto o comportamento estrutural do sistema quanto ao aspecto econômico da construção. As ligações com luva apesar de serem menos resistentes que ligações por transpasse, apresentam vantagens econômicas no transporte e montagem da estrutura. A economia obtida no transporte é em razão da utilização de peças de comprimentos menores. No caso da montagem é decorrente do menor tempo necessário.

A comparação estrutural dessas duas ligações pode ser vista na pesquisa de FÁVERO NETO (2013). Nela o autor identificou que as terças com ligações por transpasse são mais rígidas e mais resistentes que as terças fisicamente contínuas, obtendo momentos fletores resistentes até 30% maiores e deslocamentos 21% menores. No caso das terças conectadas por luva, o comportamento estrutural mostrou-se inferior aos das terças fisicamente contínuas, com momentos fletores resistentes até 14% menores e deslocamentos até 68% maiores. Mais detalhes sobre a pesquisa são apresentados no item 2.5.1.

A Figura 2.23 mostra a comparação entre os sistemas contínuos, transpasse e por luva obtida por FÁVERO NETO (2013).

**Figura 2.23** – Comparação entre os sistemas contínuos, transpasse e por luva.



Fonte: FÁVERO NETO (2013).



Para suprir a falta de especificações normativas, diversas pesquisas sobre terças contínuas por ligações parafusadas foram realizadas ao longo dos anos. Elas buscaram caracterizar o comportamento mecânico das ligações parafusadas possibilitando seus dimensionamentos de forma segura e econômica. Inicialmente, as pesquisas eram focadas apenas nas ligações por transpasse, sendo pioneiro o trabalho realizado por ROBERTSON e KURT (1986). Posteriormente, houve o início do estudo sobre terças conectadas por luvas, como por exemplo, nos trabalhos de RHODES e ZARAS (1988) e MOORE (1990).

No estudo de ROBERTSON e KURT (1986) ficou evidente que a rigidez e a resistência total da ligação por transpasse nem sempre é alcançada. Tal constatação ocorre devido aos diferentes graus de continuidade que a ligação pode atingir. Essa característica não é restrita apenas às ligações por transpasse, sendo presente nas ligações parafusadas no geral. O grau de continuidade das ligações depende de fatores, como por exemplo, a relação entre o comprimento de transpasse e a altura dos perfis.

Inúmeras pesquisas experimentais, teóricas e numéricas sobre ligações por transpasse foram realizadas a fim de identificar os fatores que afetam seu comportamento estrutural. Deste modo, pode-se observar os modos de falha dessas ligações, verificar esforços resistentes e solicitantes e também determinar a rigidez da região da ligação através de métodos propostos. Algumas dessas pesquisas foram realizadas por: RHODES e ZARAS (1988), LABOUBE (1994), MURRAY e ELHOUAR (1994), GHOSN e SINNO (1995 e 1996), GHOSN (2002), HO e CHUNG (2002, 2004, 2005 e 2006, 2017), CHUNG e HO (2005), ZHANG e TONG (2007), DUBINA e UNGUREANU (2010), PHAM et al. (2013), FÁVERO NETO (2013), LIU et al. (2015A) e EL-SAYED et al. (2015).

Da mesma forma, RHODES e ZARAS (1988) e MOORE (1990) buscaram caracterizar o comportamento das terças com continuidade nos apoios por meio de ligações parafusadas, porém focando seu estudo nas ligações com luva. O mesmo foi feito em: TAN et al. (2002), GUTIERREZ et al. (2011 e 2015), WANG et al. (2012), YANG e LIU (2012), LIU et al. (2015), YE et al. (2013), FÁVERO NETO (2013) e GILIO (2016). Essas pesquisas serão mostradas em detalhes no item a seguir.

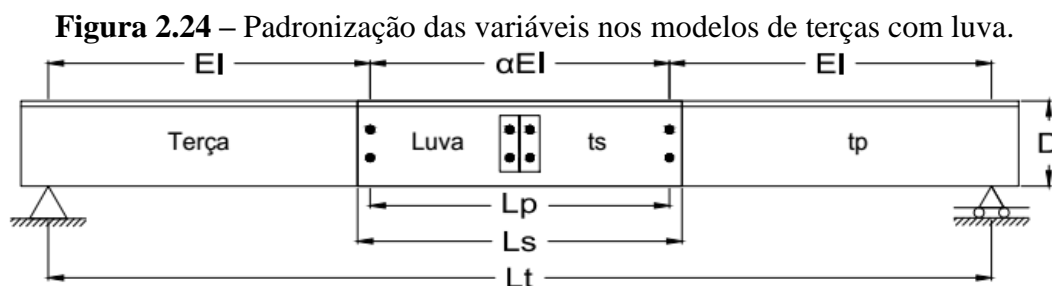
### **2.5.1. LIGAÇÕES COM LUVA**

Novos métodos para o dimensionamento de terças com luva são necessários visto que as principais normas de projetos de estruturas de perfis de aço formados a frio apresentam

apenas recomendações gerais para o projeto de ligações, não sendo suficiente para o dimensionamento adequado. Com pesquisas realizadas na área, buscam-se estabelecer expressões que abranjam uma gama maior de parâmetros que influenciam no comportamento estrutural dessas ligações.

Como mencionado anteriormente, nas ligações parafusadas, o mecanismo de resistência da região da ligação ocorre por meio do contato entre as chapas de ligação e o parafuso. Desta forma, diversos autores analisaram esse mecanismo e buscaram determinar parâmetros que interferissem nessa resistência. Ainda, devido a pequena espessura das chapas dos perfis formados a frio em comparação com outros perfis mais robustos, a resistência da ligação passa da ruptura por cisalhamento dos parafusos para o esmagamento da parede do furo. Assim, este é o modo de falha mais provável de ocorrer nesses perfis evidenciando sua importância e consideração nos modelos propostos.

Os trabalhos outrora desenvolvidos buscaram, em sua grande maioria, propor algum método de cálculo para a rigidez rotacional da ligação e os esforços resistentes das terças com luva, identificando também os modos de falha do sistema. Neste item serão apresentadas pesquisas desenvolvidas e modelos propostos pelos autores para, de forma simplificada, obter os esforços solicitantes necessários para o dimensionamento correto das terças com esse tipo de ligação. As variáveis estudadas serão padronizadas e apresentadas seguindo a Figura 2.24.



Sendo:

- |                                      |                                   |
|--------------------------------------|-----------------------------------|
| $L_p$ : Comprimento efetivo da luva; | $t_s$ : Espessura da luva;        |
| $L_s$ : Comprimento da luva;         | $t_p$ : Espessura da terça;       |
| $L_t$ : Vão de ensaio;               | $EI$ : Rigidez da terça;          |
| $D$ : Altura do perfil;              | $\alpha EI$ : Rigidez da ligação. |

Como mencionado no item 2.3, RHODES e ZARAS (1988) realizaram um estudo teórico e experimental sobre a utilização de perfis do tipo “UltraZed” em sistemas de terças contínuas por ligações parafusadas.

O projeto foi concebido durante dois anos, sofrendo algumas alterações ao longo desse período. A principal delas foi a mudança da tensão de escoamento do aço,  $f_y$ . Inicialmente a tensão seria de 280 MPa, contudo, após os autores observarem a melhora do desempenho estrutural causada pelos enrijecedores, aumentou-se  $f_y$  para 350 MPa. Esse aumento representaria para o sistema uma mudança muito rentável em termos de capacidade de carga suportada.

O programa experimental consistiu na realização de dois tipos de ensaios:

- (i) Flexão de três pontos;
- (ii) Caixa de pressão.

O primeiro foi realizado para obter informações sobre o desempenho da seção transversal e o comportamento das ligações (luva, transpasse, suporte). O segundo foi realizado para verificar o desempenho dos sistemas como um todo.

No ensaio de flexão foram ensaiadas terças fisicamente contínuas e terças conectadas por luva ou transpasse. As alturas utilizadas dos perfis foram 140, 200 e 285 mm e as espessuras 1,20 e 1,80 mm. O vão de ensaio,  $L_t$ , foi de 2500 mm. É importante salientar que, no artigo onde a pesquisa foi divulgada, os autores não especificaram os comprimentos das luvas utilizados no programa experimental, parâmetro importante na análise de sistemas terças-luva, foi apenas informado que o comprimento foi adotado de acordo com o uso comercial da época.

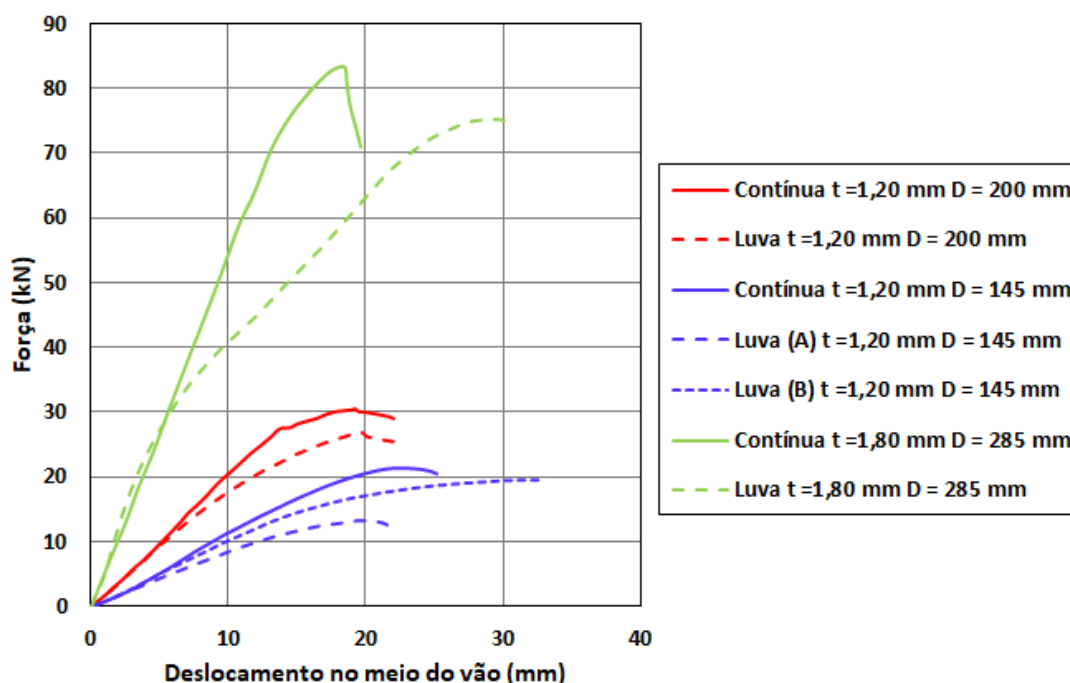
A Figura 2.25 mostra os resultados dos testes das terças fisicamente contínuas e terças conectadas por luva. Para os protótipos de 1,20 mm de espessura e 200 mm de altura, o sistema com luva apresentou resistência 10% inferior a carga máxima elástica teórica, determinada com base na teoria de vigas e usando a seção transversal bruta. Verificou-se que nos protótipos mais finos as luvas tenderam a distorcer significativamente à medida que a falha se aproximava. Houve também o distanciamento dos enrijecedores de borda da luva e das terças, induzindo a falha precoce. Este efeito só foi notado nas chapas mais finas, e foi mais evidente nos perfis com menores alturas provavelmente porque, nos protótipos com essas características, os parafusos da ligação estavam mais próximos ao centro da alma.

Diminuindo-se a altura do perfil para 145 mm e mantendo-se a espessura de 1,20 mm, foram ensaiados dois sistemas com luva: sistema (A) utilizou a configuração padrão da ligação,

e o sistema (B) utilizou a configuração padrão somada a utilização de um parafuso posicionado em cada mesa. Os parafusos nas mesas impediram o afastamento dos enrijecedores de borda dando resistência extra ao sistema. No caso (A) o sistema apresentou momento fletor 25% inferior ao momento elástico teórico. No caso (B) o momento fletor resistente alcançou valor superior ao momento teórico calculado.

Para os protótipos de 1,80 mm de espessura e altura de 285 mm tanto a resistência do protótipo com luva como da terça fisicamente contínua, mostraram-se superior ao valor teórico.

**Figura 2.25** – Curvas força versus deslocamento no meio do vão dos protótipos com luva e terças fisicamente contínuas.

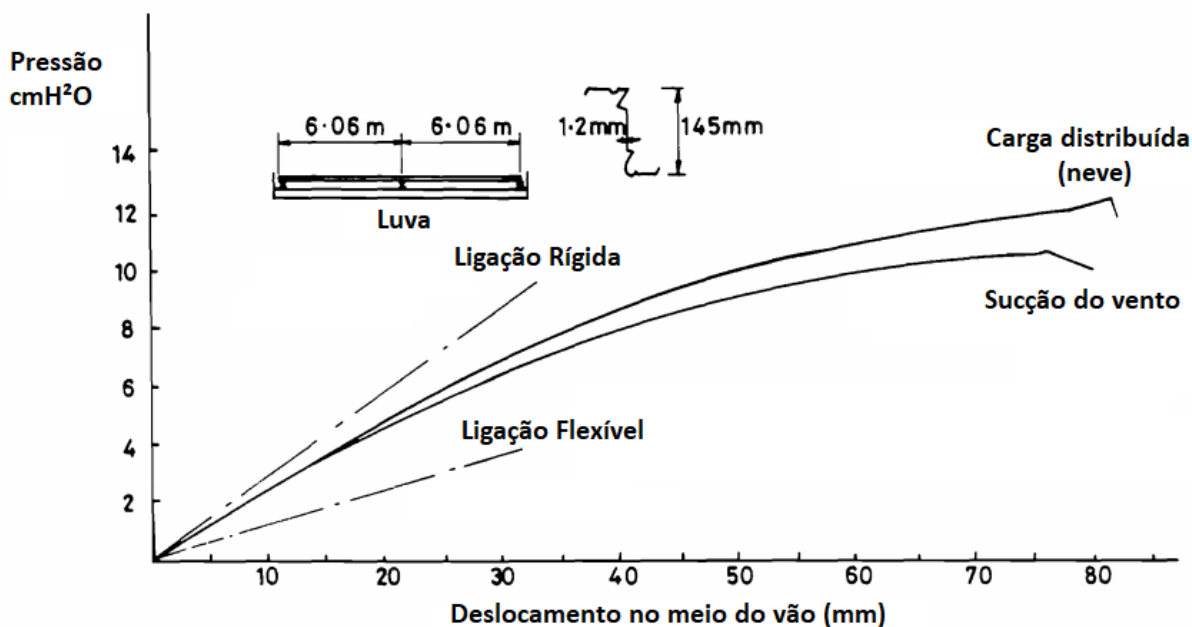


Fonte: Adaptado de RHODES e ZARAS (1988).

No ensaio de caixa de pressão, a caixa tinha comprimento de 12,19 m, largura de 2,44 m e altura de 1,22 m. As terças foram montadas em pares, geralmente com dois tramos, e as chapas do telhado fixadas seguindo o padrão construtivo habitual. As distorções e a pressão foram medidas eletronicamente e mecanicamente conforme o carregamento progrediu. Foram testadas condições de solicitação como carregamento distribuído (carga de neve) e sucção do vento. Para analisar os efeitos de continuidade das terças, os vãos maiores de 6,09 m foram subdivididos em dois ou mais vãos.

A curva da Figura 2.26 mostra o resultado obtido para as terças de 145 mm de altura e 1,20 mm de espessura. Pode-se notar que os resultados ficaram entre as faixas do que seria uma ligação rígida e uma ligação flexível. Isso mostra que o sistema se comporta como semirrígido.

**Figura 2.26** – Curvas pressão versus deslocamento no meio do vão.



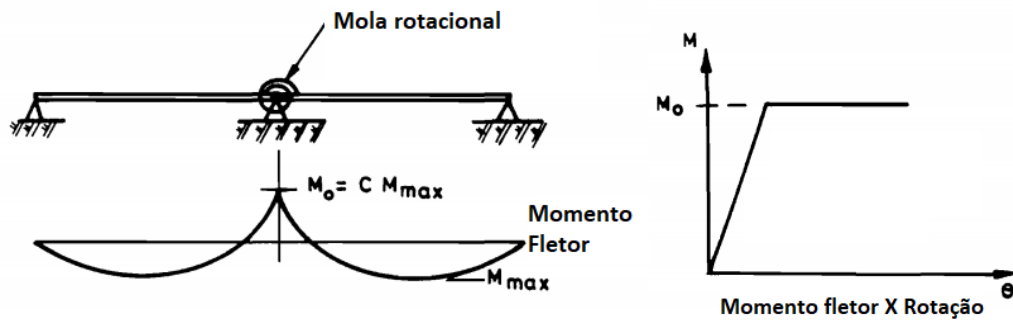
Fonte: Adaptado de RHODES e ZARAS (1988).

Os autores destacaram que, sob carregamento distribuído, o sistema resistiu 8% menos que a carga elástica máxima calculada. O afastamento dos enrijecedores de borda da luva e das terças também foi observado. No caso da solicitação de sucção, na parte central das terças não havia travamento na mesa comprimida, causando distorções laterais. Consequentemente ocorreu redução da rigidez da terça e introdução de tensões maiores levando a falha precoce.

Outras seções transversais e configurações de ensaios foram adotadas para o ensaio de caixa de pressão, como por exemplo, seções transversais de 1,8 mm de espessura e altura de 285 mm. Os resultados apresentaram capacidade superior a capacidade teórica calculada com base na análise usando a seção transversal bruta.

A análise teórica, juntamente com os resultados experimentais, tinha alguns objetivos como, por exemplo, obter a resistência e rigidez da ligação. Para determinar a capacidade máxima teórica dos sistemas os autores admitiram que o sistema com luva alcançava a rigidez total e continuidade total dos esforços. O modelo foi considerado como elastoplástico utilizando mola de rigidez rotacional (Figura 2.27).

Figura 2.27 – Modelo adotado por RHODES e ZARAS (1988).



Fonte: RHODES e ZARAS (1988).

O momento fletor na região do apoio é dado pela Eq.(2.38).

$$M_o = \frac{qL_t^2}{8} \cdot \frac{1}{1 + \frac{3EI}{KL_t}} \quad (2.38)$$

Sendo:

$K$ : Rigidez rotacional da mola;

$E$ : Módulo de elasticidade;

$I$ : Momento de inércia da seção transversal;

$L_t$ : Vão da terça em metros;

$q$ : Carga distribuída em N/m.

Os autores propuseram equações para obter a carga de projeto,  $q$ , para cada sistema analisado. No caso do sistema com luva, a equação foi definida como:

$$q = \frac{2330W}{L_t^2} \quad (2.39)$$

Sendo:

$W$ : Módulo de resistência elástico em  $m^3$ ;

$L_t$ : Vão da terça em metros.

Ainda sugeriram que para perfis de chapas muito finas a Equação (2.39) deveria ser alterada, sendo modificada para:

$$q = \frac{2150W}{L_t^2} \quad (2.40)$$

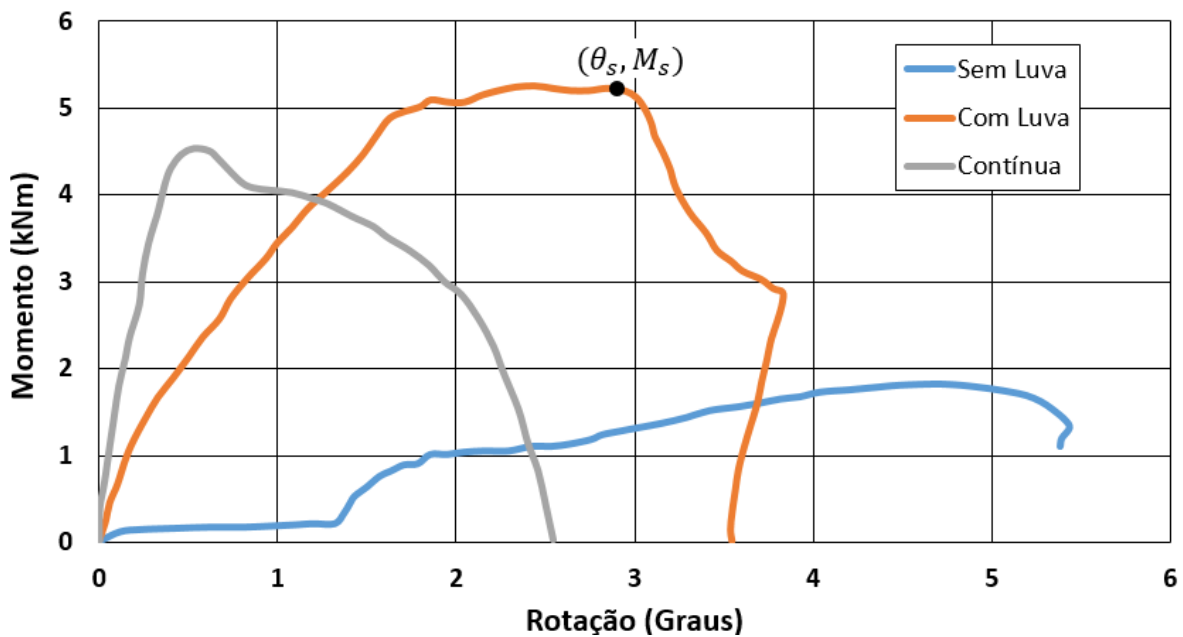
Após os testes experimentais e análises teóricas, o perfil foi colocado no mercado e, segundo os autores, foi bastante utilizado na época do estudo.

Fortes nevascas enfrentadas no Reino Unido, entre 1981 e 1982, danificaram inúmeros telhados de aço, esse acontecimento motivou MOORE (1990) a investigar as características momento-rotação de ligações com luva. Em seu programa experimental considerou diferentes concepções estruturais: sem luvas (terças contínuas apenas pelo suporte), com luvas e contínuas fisicamente. Foram analisados 33 sistemas de coberturas, sendo que 11 deles utilizavam luva. Esses sistemas foram confeccionados com perfis do tipo: “Sigma”, “Z” enrijecido a 90° e 35° e “Zeta”. Para os perfis do tipo “Z”, o autor utilizou a razão  $L_p/D$  de 2,98 e 7,15, sendo a razão  $L_p/L_t$  igual a 0,21.

Segundo MOORE (1990), a falha dos protótipos com luva se deu na seção da terça no fim da ligação pela instabilidade local da mesa comprimida. Acrescentou ainda que a introdução da ligação com luva aumentou o momento fletor resistente comparando com a terça de continuidade física, de 12 a 58%. A rigidez da ligação apresentou comportamento não linear, como resultado do escorregamento dos parafusos, do esmagamento localizado da parede dos furos nos estágios iniciais de carregamento, e pela instabilidade local das mesas comprimidas.

Em virtude do reduzido número de protótipos com luva (cerca de 3 para cada tipo de perfil) em seu programa experimental, o autor não propôs expressões analíticas que permitissem obter a rigidez da ligação. Entretanto sugeriu a utilização de uma mola de rigidez rotacional secante, com comportamento elastoplástico, para representar a ligação.

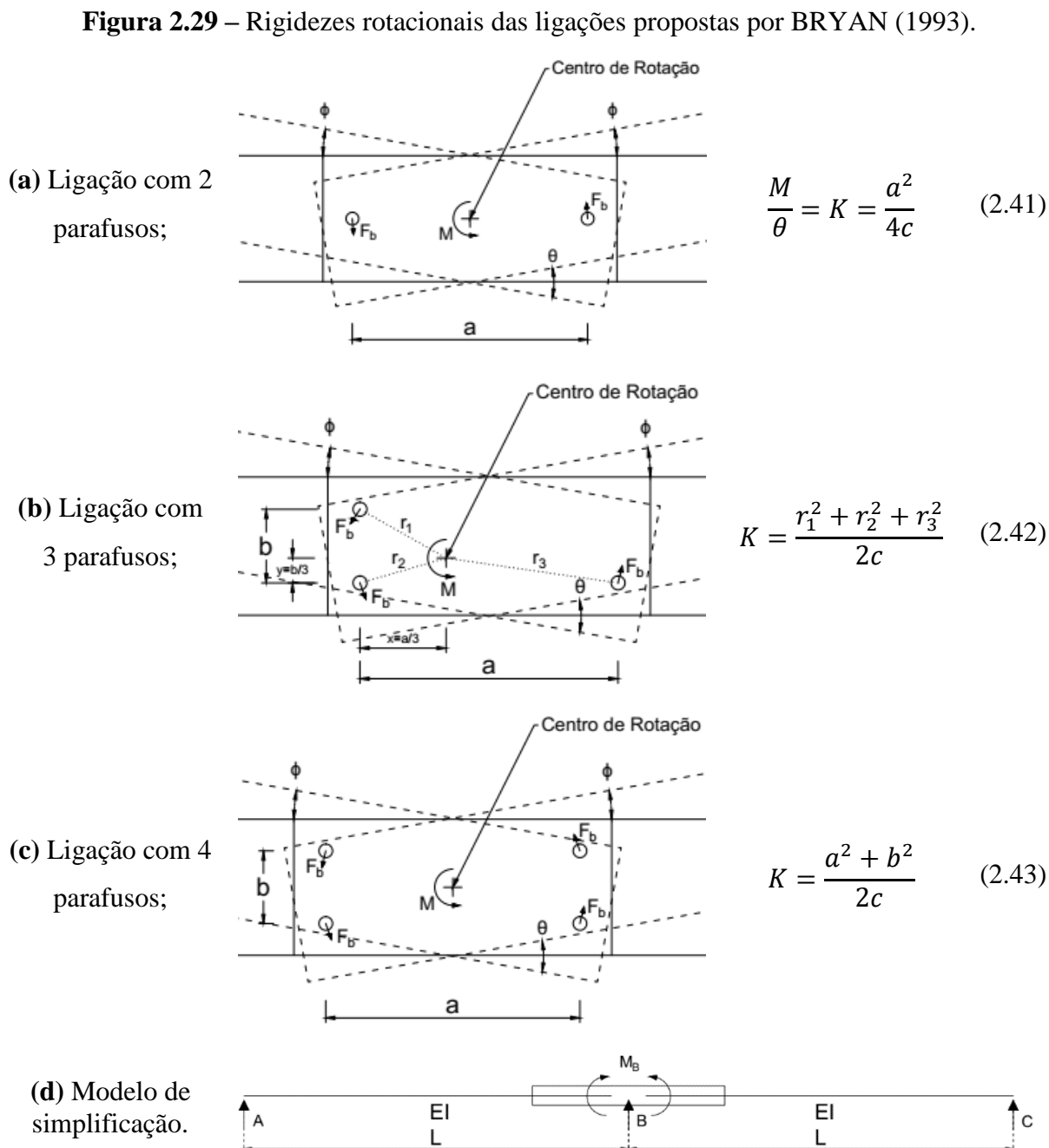
Este modelo foi proposto após análise da curva momento-rotação (Figura 2.28) obtida experimentalmente. Observando a curva, a rigidez rotacional secante seria obtida no primeiro trecho da curva e o momento fletor máximo através do segundo trecho. O segundo trecho mostrou-se quase constante levando o autor a adotar uma rotação de 0,05 radianos (2,86°) para determinação dos momentos fletores últimos dos protótipos com os diferentes perfis. Para o perfil do tipo “Z” e “Z” com enrijecedores, o momento fletor máximo atingiu 5,2 kN.m e 6kN.m respectivamente, enquanto a rigidez da ligação alcançou 104 kN.rad e 120 kN.rad, respectivamente.

**Figura 2.28** – Curva momento-rotação para os protótipos com perfil “Z”.

Fonte: Adaptado de MOORE (1990).

BRYAN (1993), após determinar uma expressão para o cálculo da rigidez de contato da parede do furo (Eq. (2.23)), propôs expressões (Eq. (2.41) a (2.43)) para o cálculo da rigidez da ligação parafusada de dois, três e quatro parafusos (Figura 2.29a, b, c) que conduzem a um modelo com ligação semirrígida (Figura 2.29d) com molas lineares rotacionais. Essas expressões são referentes as rigidezes rotacionais das ligações submetidas à flexão ( $K$ ), em função das características ( $a, b, r_1, r_2, r_3$ ) e da flexibilidade da ligação ( $c$ ), causadas exclusivamente pela deformação dos furos. Elas são embasadas no clássico método vetorial.





Fonte: Adaptado de BRYAN (1993).

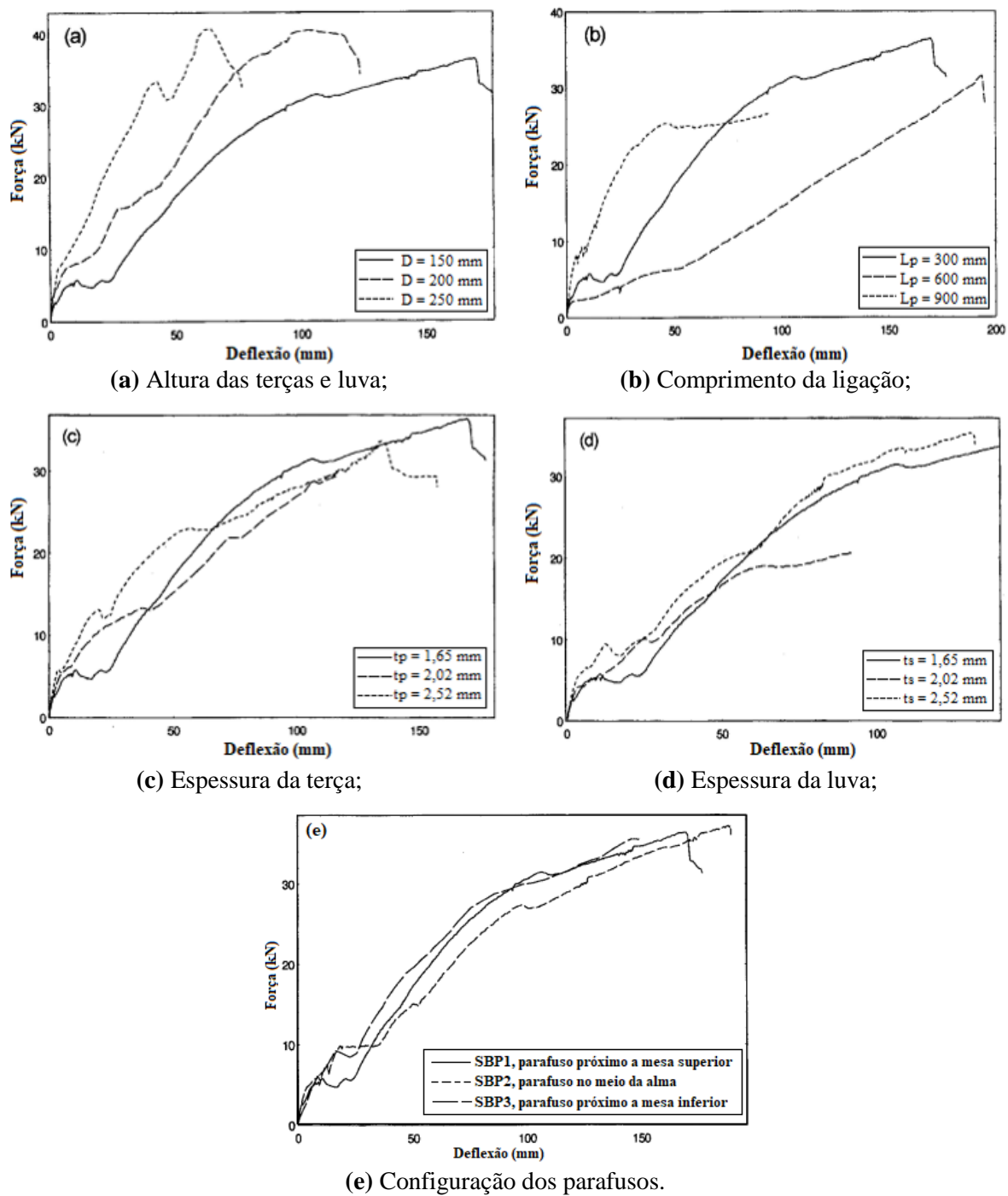
TAN et al. (2002), utilizando os mesmos perfis que em ZADANFARROKH e BRYAN (1992), realizaram um estudo experimental e paramétrico. Adaptaram as expressões proposta por BRYAN (1993) para diferentes diâmetros de parafusos englobando também outros parâmetros. As variáveis consideradas foram:

- (i) Espessura da terça e da luva;
- (ii) Altura da terça e luva;
- (iii) Comprimento da ligação, utilizando relações de  $L_p/D$  entre 2,0 e 6,0;

(iv) Configuração dos parafusos.

Na Figura 2.30 são mostrados os resultados experimentais de TAN et al. (2002) de acordo com os parâmetros variados.

**Figura 2.30** – Resultados das variações dos parâmetros.



Fonte: Adaptado de TAN et al. (2002).

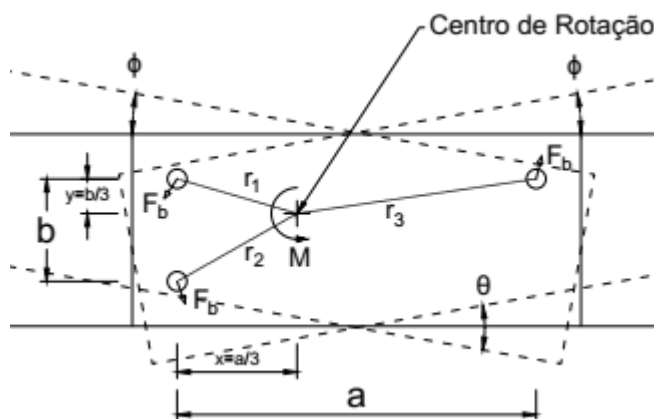
Observaram que a rigidez rotacional da ligação aumenta e o deslocamento à meio vão diminui conforme aumenta-se a altura dos perfis. Comparando sistemas com as mesmas variáveis e comprimentos de ligação diferentes, a mudança de 300 mm para 600 mm do comprimento da luva causa um aumento de 150% na rigidez rotacional.

Sobre as variações das espessuras concluíram que, com o aumento da espessura das terças, a rigidez não cresce linearmente. A influência da espessura da luva,  $t_s$ , depende da relação entre essa espessura e a espessura da terça,  $t_p$ , pois diferentes modos de falha ocorrem para diferentes relações  $t_s/t_p$ , e conseqüentemente afeta a rigidez rotacional da ligação. Constataram que a combinação de luvas mais espessas que as terças apresentam um desempenho estrutural melhor.

Para o parâmetro da configuração dos parafusos estudada, este não se mostrou um fator relevante, pois pouco influenciou nas curvas. Desta forma, para o sistema terça-luva, determinaram que o fator que mais influencia na rigidez rotacional da ligação é o comprimento da ligação.

TAN et al. (2002) também analisaram o sistema de ligação de terça-suporte e observaram que, a variação da altura das terças influenciou no desempenho da ligação. Sugeriu-se então que suportes mais robustos sejam usados em terças com  $D = 200 \text{ mm}$  para evitar que as falhas sejam localizadas nesses elementos.

Os autores adaptaram as expressões propostas por BRYAN (1993) para o cálculo da rigidez de contato da parede do furo e para a rigidez rotacional de ligação com três parafusos (Figura 2.31) considerando os parâmetros utilizados no programa experimental e propuseram as Equações (2.44) a (2.46).

**Figura 2.31** – Rigidez rotacional da ligação.

$$K = \frac{r_1^2 + r_2^2 + r_3^2}{2c} \quad (2.44)$$

Ou

$$K = \frac{a^2 + b^2}{3c} \quad (2.45)$$

Fonte: Adaptado de TAN (2002).

Sendo:

$$c = 10 \left( \frac{10}{t_p} + \frac{12}{t_s} - 2 \right) \cdot 10^{-3} \text{ mm/kN} \quad (2.46)$$

 $K$ : Rigidez rotacional; $c$ : Rigidez de contato da parede do furo, definida pela Equação (2.23); $t_p$ : Espessura da terça; $t_s$ : Espessura da luva.

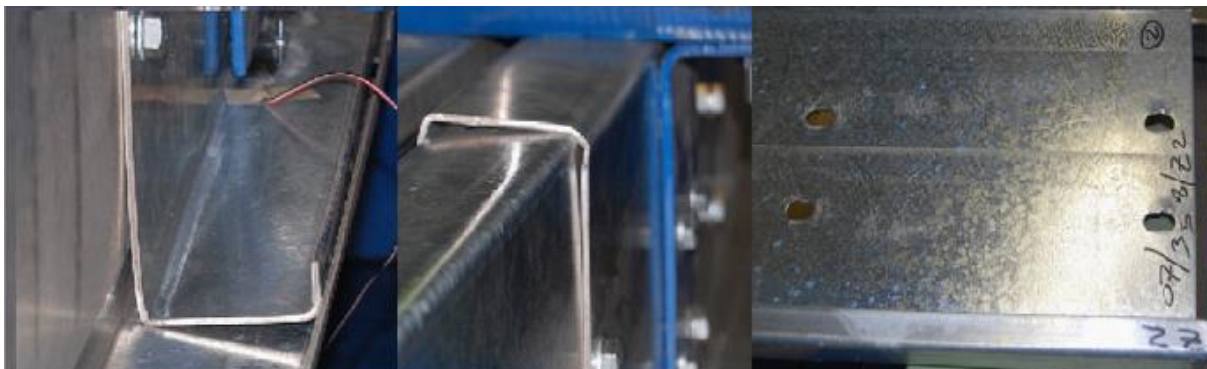
De mesmo modo como o modelo proposto por MOORE (1990), as expressões de BRYAN (1993) e TAN et al. (2002) e procedimentos propostos de ambos conduzem a uma relação momento-rotação linear.

Em GUTIERREZ et al. (2011) foi realizada análise numérica e experimental. Realizaram dois ensaios de flexão em modelos com razão única  $L_p/D$  de 2,1 e perfis do tipo “Z” enrijecidos a 90°. As terças foram ensaiadas aos pares a fim de evitar instabilidade global por flexo-torção e os protótipos foram nomeados de “T1” e “T2”. O travamento consistiu em placas parafusadas nas mesas em quatro pontos ao longo do protótipo. Foram utilizados furos alongados (14x23mm) para os parafusos na região da ligação, pois a utilização de dimensões alongadas facilita o processo de montagem, sendo bastante comum na prática.

Os autores observaram que quando a relação  $L_p/D$  é pequena, a solicitação no parafuso é grande e ocorre deformação por esmagamento nas paredes dos furos introduzindo significativa flexibilidade à ligação. Essa deformação é notada no segundo trecho das curvas da Figura 2.32 onde pode-se observar a queda significativa da rigidez.

O modo de falha identificado para os protótipos foi a distorção ao longo da mesa da luva (Foto 2.2) que causa o desprendimento da mesa da luva.

**Foto 2.2** – Falha da mesa superior e inferior no final da ligação e deformação dos furos.

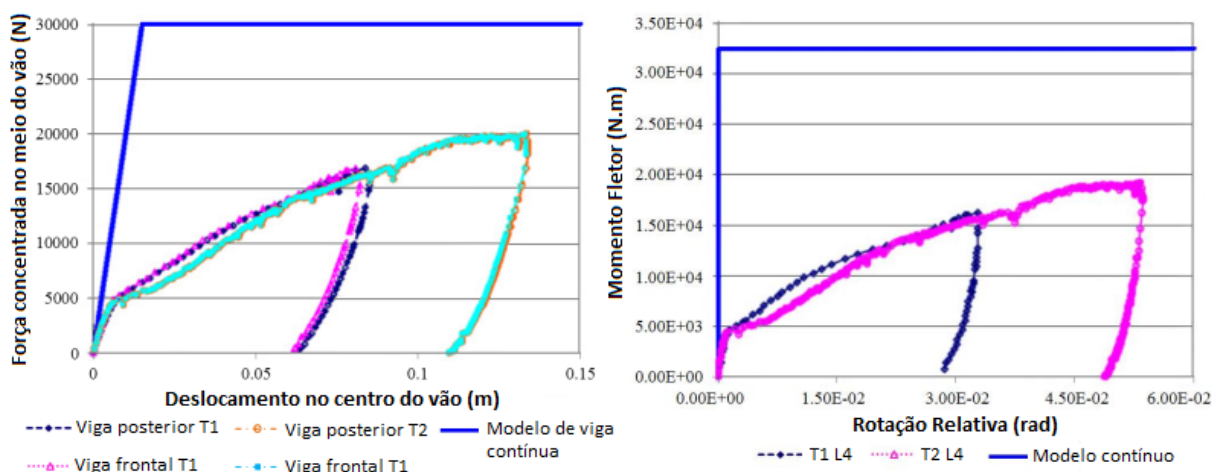


Fonte: adaptada de GUTIERREZ et al. (2011).

O comportamento estrutural apresentou momentos fletores máximos e rigidez inferior aos de perfis com continuidade física (Figura 2.32). Essa resposta estrutural comprova que a hipótese de que em sistemas com luva há continuidade total é equivocada, levando ao dimensionamento errado de estruturas de aço.

Os autores afirmaram que o comprimento da ligação por luvas deve ser maior que em ligações por transpasse para atingir a mesma rigidez. Portanto, os valores necessários para atingir a rigidez e resistência total da ligação por transpasse obtidos por HO e CHUNG (2004),  $L_p/D = 2$  e  $4$ , respectivamente, não é válido para ligação por luva.

**Figura 2.32** – Resultados obtidos por GUTIERREZ et al. (2011).



Fonte: Adaptado de GUTIERREZ et al. (2011).

GUTIERREZ et al. (2015) deram continuidade ao estudo numérico realizado em 2011. Ampliaram o intervalo de valores de  $L_p/D$ , entre 2,1 e 8,2, variando também a altura e espessura dos perfis.

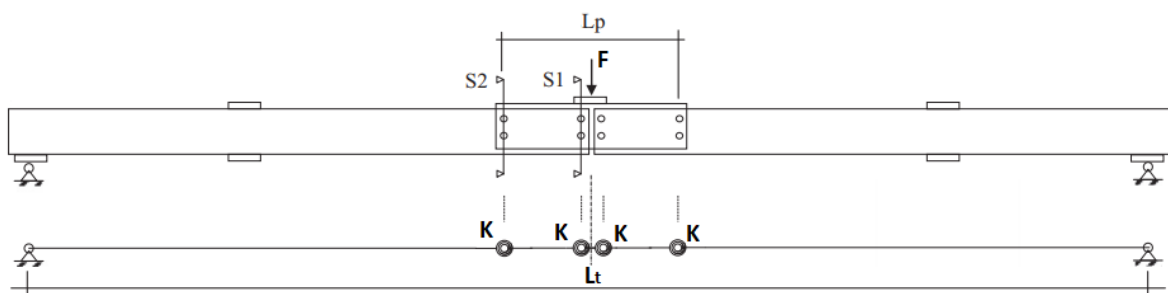
Os autores observaram que a falha geralmente ocorreu por escoamento da mesa comprimida, começando pelas dobras do perfil, e perto dos furos no meio do vão da luva. Ainda salientaram que, com valores de  $L_p$  grandes, a falha ocorreu de maneira similar ao modelo contínuo, sendo próxima ao meio do vão do protótipo na linha dos parafusos da ligação.

O modelo proposto por GUTIERREZ et al. (2015) se apresenta como semirrígido em regime elástico constituído por elementos de barra e molas rotacionais (Figura 2.33). Na modelagem numérica, foi considerada não linearidade geométrica, não linearidade do material e grandes deslocamentos para a comparação com os resultados experimentais de GUTIERREZ et al. (2011).

As molas tiveram seus comportamentos determinados pela modelagem numérica e aproximadas para curvas bilineares momento-rotação. Os autores propuseram uma expressão para o cálculo da rigidez rotacional secante (Eq.(2.47)) de todas as molas, que depende das constantes  $C_1$  e  $C_2$  tabeladas.

Em oposição ao estudo de 2011, os autores observaram que o momento fletor resistente, em alguns casos, atingiu os mesmos valores que as terças fisicamente contínuas, porém a rigidez da ligação se manteve inferior.

**Figura 2.33** – Rigidez rotacional da ligação proposta por GUTIERREZ et al. (2015).



Fonte: GUTIERREZ et al. (2015).

Sendo:

$$K = C_1 e^{C_2(L_p/D)} \quad (2.47)$$

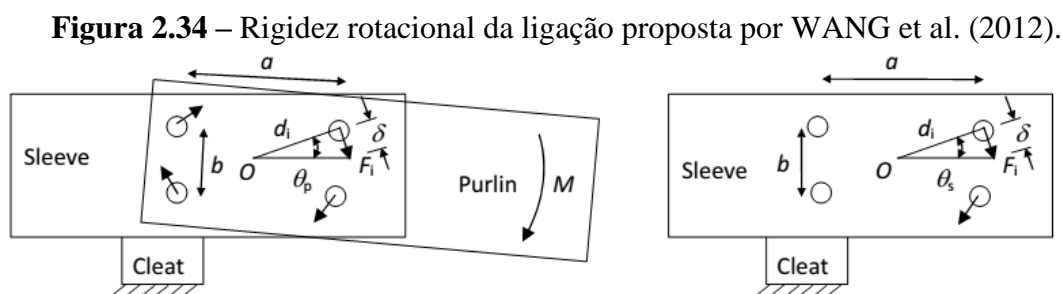
$K$ : Rigidez rotacional secante da mola;

$L_p$ : Comprimento efetivo da luva;

$D$ : Altura do perfil;

$C_1$  e  $C_2$ : Valores tabelados determinados experimentalmente.

Em WANG et al. (2012), de acordo com os autores, pelo comportamento não linear apresentado entre a rigidez da parede do furo e comprimento do furo, a deflexão das terças conectadas por luva pode ser calculada por processo iterativo. Os autores propuseram um método iterativo para análise da rigidez rotacional (Figura 2.34) que considera a não linearidade da curva momento-rotação causada pela deformação da parede do furo das ligações através de dados obtidos em ensaios de cisalhamento direto.



Fonte: WANG et al. (2012).

Os autores propuseram as Equações (2.48) e (2.49) para o cálculo da rigidez rotacional e a rigidez dos furos dos parafusos:

$$K = k_h(a^2 + b^2) \quad (2.48)$$

$$k_h = -7,32 \cdot 10^6 \cdot \ln(\delta) - 3,60 \cdot 10^7 \text{ N/m} \quad (2.49)$$

Sendo:

$K$ : Rigidez rotacional;

$k_h$ : Rigidez dos furos dos parafusos;

$\delta$ : Fator de deformação da parede do furo.

YANG e LIU (2012) investigaram ligações por luva utilizando perfil do tipo “Sigma” através de 20 ensaios de flexão com  $L_p/D = 5; 4,17$  e  $3,33$ . Variando também a espessura do perfil e da luva. Esses perfis utilizam enrijecedores intermediários na alma que melhoram seu desempenho quanto a instabilidade local.

Alguns tipos de falhas (Foto 2.3) foram observados:

- (i) Falha local na alma da terça no final da ligação, combinando o efeito da flexão com o esmagamento dos furos, sendo que o momento resistente obtido se assemelha a terça contínua;
- (ii) Falha local da mesa comprimida da luva no meio do vão apresentando momento resistente reduzido;
- (iii) Instabilidade distorcional na mesa comprimida devido à flexão. Em todos os protótipos houve a presença de deformação local nos furos dos parafusos;
- (iv) Ruptura da mesa tracionada da luva no meio do vão.

**Foto 2.3** – Modos de falha da ligação.



**(a)** Instabilidade local na alma da terça.



**(b)** Ruptura da mesa tracionada da luva.



**(c)** Instabilidade distorcional da mesa comprimida da luva.



**(d)** Deformação da parede do furo.

**Fonte:** Adaptada de YANG E LIU (2012).

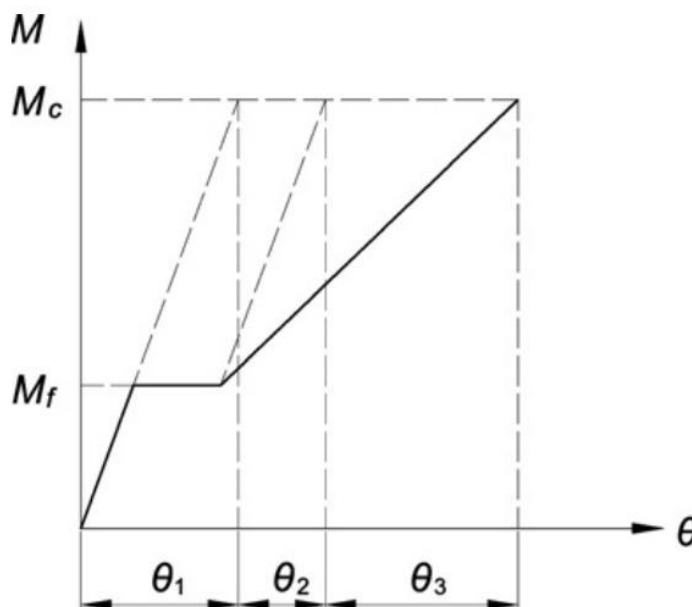
YANG e LIU (2012) identificaram que o comportamento da curva momento-rotação poderia ser simplificado em três trechos lineares (Figura 2.35):

- (i) Assumindo que a terça e a luva trabalham juntas, é considerado que o atrito entre a terça e a luva é suficiente para resistir ao momento fletor inicial;
- (ii) Movimento de corpo rígido acrescenta rotação nos apoios devido ao escorregamento dos parafusos em razão do momento fletor atuante ter ultrapassado o atrito das chapas em contato;



- (iii) A rotação final é causada pela flexão da terço e da luva e pela deformação da borda do furo.

**Figura 2.35** – Modelo proposto para confecção da curva M- $\theta$ .



Sendo:

$M_f$ : Momento fletor de contato;

$M_c$ : Momento fletor da ligação;

**Fonte:** YANG e LIU (2012).

Além disso, apresentaram expressões (Eq. (2.50) a (2.52)) para o cálculo dessas retas que se baseiam em um modelo de viga biapoçada com força concentrada aplicada à meio vão, na folga do furo, nas distancias entre parafusos, e utilizaram também a expressão proposta por BRYAN (1993).

$$\theta_1 = \frac{Ml_1}{El_p} \left[ \frac{l_1}{2(l_1+l_2)} + \frac{l_2(2l_1+l_2)}{2l_1(l_1+l_2)} \frac{I_p}{I_p+I_s} + \frac{l_3 I_p}{l_1 I_s} \right] \quad (2.50)$$

$$\theta_2 = 4e/\sqrt{a^2 + l_2^2} \quad (2.51)$$

$$\theta_3 = 2M_b c / (a^2 + l_2^2) \quad (2.52)$$

Sendo:

$\theta_1$ : Rotação causada pela flexão;

$\theta_2$ : Rotação causada pelo escorregamento dos parafusos;

$\theta_3$ : Rotação causada pela deformação da parede dos furos dos parafusos;

$c$ : Rigidez de contato proposta por BRYAN (1993);

$a$ : Distância vertical entre as linhas dos parafusos;

$I_p$ : Momento de inércia da seção transversal da terça;

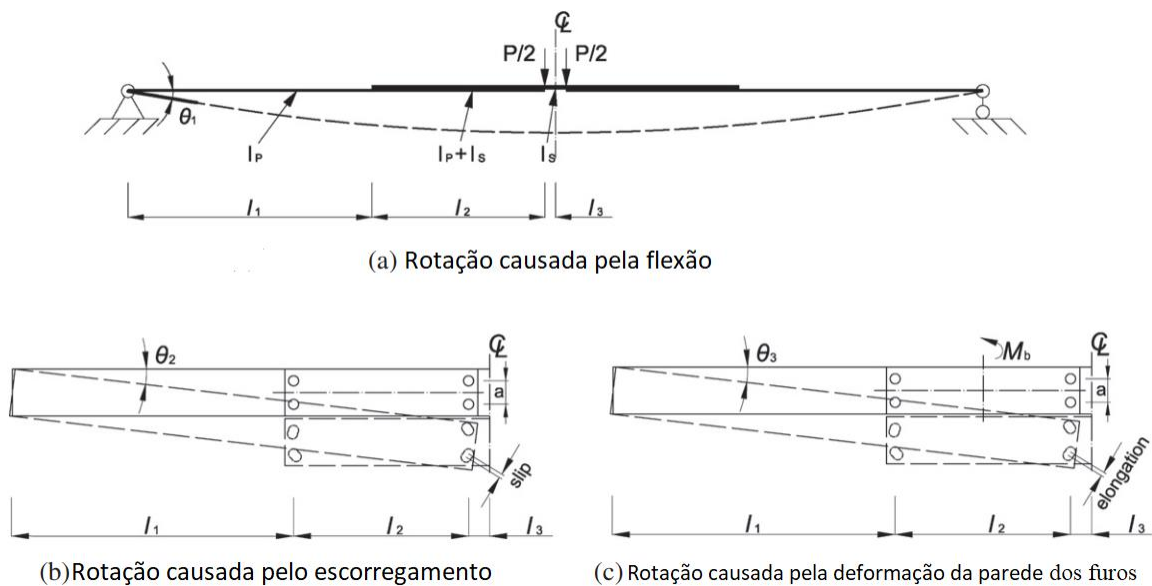
$I_s$ : Momento de inércia da seção transversal da luva;

$M$ : Momento fletor no meio do vão de ensaio;

$M_b$ : Momento fletor no centro de rotação da ligação;

$e$ : Folga do furo do parafuso.

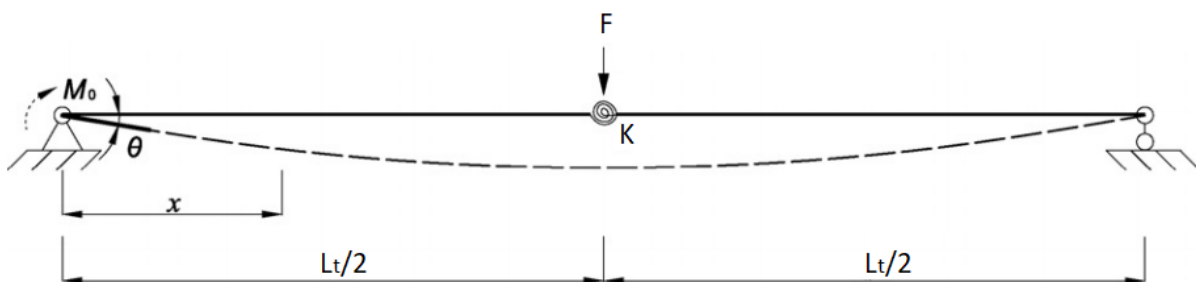
$l_1, l_2, l_3$ : Comprimentos definidos pela figura a seguir:



Fonte: YANG e LIU (2012).

Para determinação dos esforços solicitantes e deslocamentos do sistema terça-luva, os autores propuseram um método com uma mola rotacional (Figura 2.36) determinando a rigidez da ligação através da Equação (2.53) e o ângulo de rotação do sistema com luva pela Equação (2.54).

**Figura 2.36** –Simplificação para cálculo dos esforços resistentes.



Fonte: YANG e LIU (2012).

$$K = \frac{1}{\frac{2\theta}{M} - \frac{1}{2EI_p}} \quad (2.53)$$

$$\theta = \frac{FL_t^2}{16EI_p} + \frac{PL_t}{8K} \quad (2.54)$$

Sendo:

$K$ : Rigidez rotacional da mola;

$M$ : Momento fletor no meio do vão;

$L_t$ : Comprimento do vão;

$I_p$ : Momento de inércia da seção transversal da terça;

$\theta$ : Ângulo de rotação dos protótipos nos apoios.

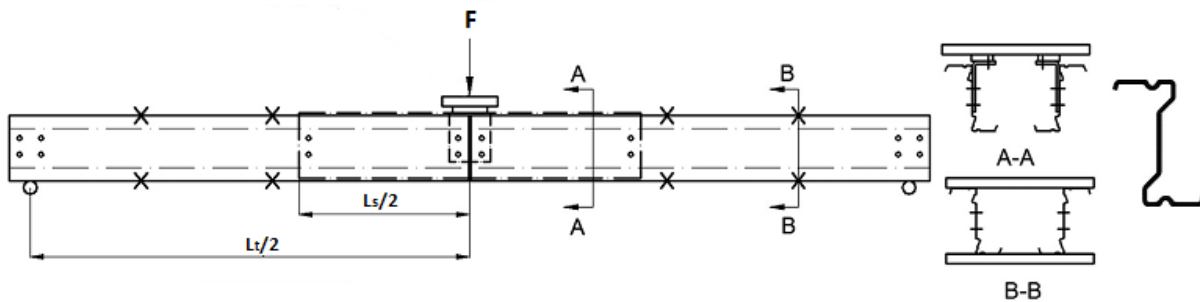
Em LIU et al. (2015), os autores aprofundaram o estudo utilizando modelagem numérica no ANSYS<sup>TM</sup>. Essas simulações possibilitaram estudo paramétrico onde focaram a análise na variação do comprimento da luva,  $L_p$ , e de sua espessura,  $t_s$ .

Concluíram que ao aumentar a espessura da luva,  $t_s$ , o momento resistente também aumenta, porém quando essa espessura excede  $1,5t_p$  e  $L_p/D < 4$ , o efeito do aumento de  $t_s$  passa a ser insignificante. Essa variação volta a ser relevante quando a relação comprimento da luva e altura do perfil aumenta,  $L_p/D > 4$ .

Além disso, destacaram que com  $t_s = 1,5t_p$  e  $L_p/D \geq 4$ , a ligação suporta o momento resistente total comparado com terça contínua, porém sua rigidez atinge apenas 50% da rigidez efetiva total. Ademais, conforme aumentou-se o comprimento da luva, a rigidez e o momento fletor resistente da ligação elevaram-se consideravelmente.

YE et al. (2013) realizaram um programa experimental e numérico sobre ligação por luva com perfil “Z” modificado com enrijecedores intermediários na mesa e na alma (Figura 2.37). Três protótipos com luva foram ensaiados sob flexão com  $L_p/D = 3,94$  e  $L_p/L_t = 0,32$  e um com terça fisicamente contínua.

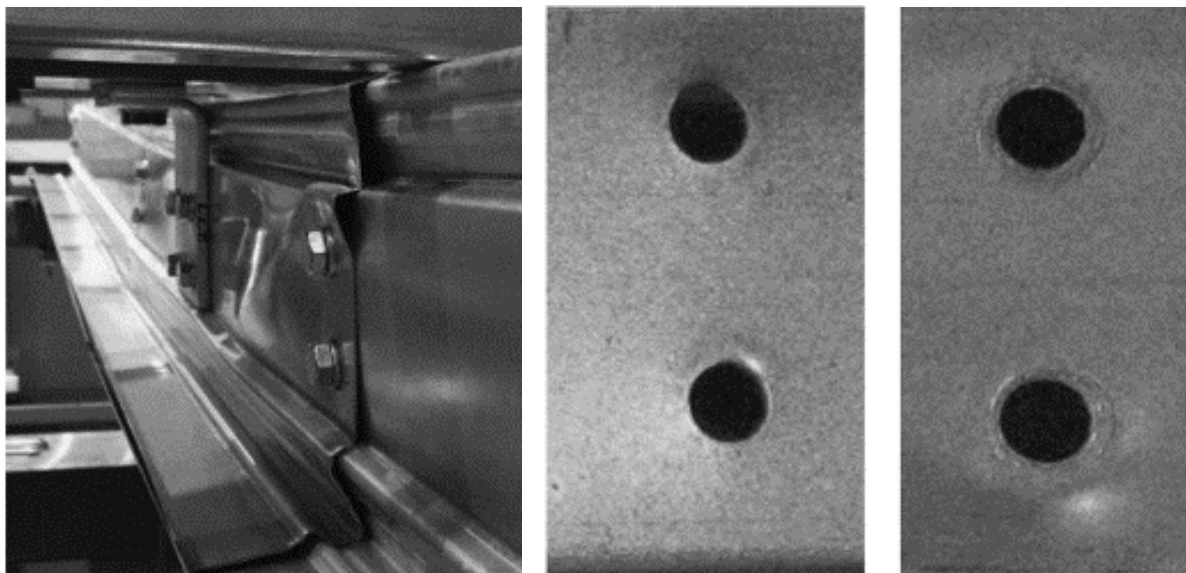
**Figura 2.37** – Esquema de ensaio, perfil “Z” modificado e o modo de falha.



**Fonte:** Adaptado de YE et al. (2013).

A falha se deu por instabilidade local da alma na luva entre as linhas dos parafusos. Justificou-se a diferença de falha, se comparado com testes em perfil do tipo “Z”, pela presença dos enrijecedores na seção transversal (Foto 2.4).

**Foto 2.4** – Modo de falha e deformações após ensaio realizado.



**(a)** Instabilidade local da alma da luva.

**(b)** Deformação dos furos próximos ao meio do vão.

**(c)** Deformação dos furos no final da luva.

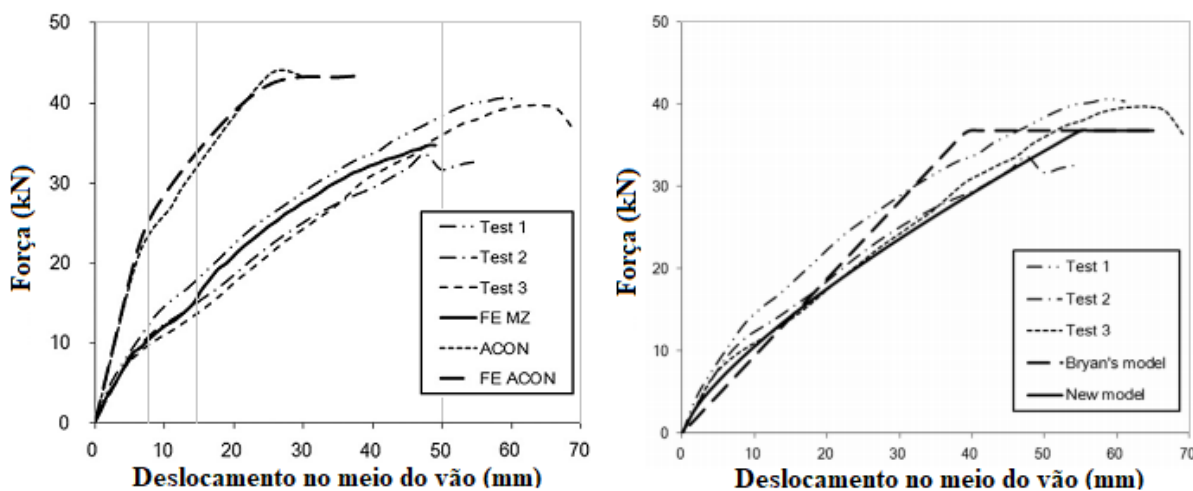
**Fonte:** Adaptado de YE et al. (2013).

Houve também o surgimento de deformações importantes nas paredes dos furos próximos ao suporte. Tal ocorrência indica que a distribuição de tensão nos parafusos, e conseqüentemente na parede dos furos, acontece de maneira irregular, sendo muito maior no meio do vão do que no final da ligação. Os resultados contestam o modelo vetorial de forças utilizado por BRYAN (1993) e outros autores, onde baseiam-se na hipótese de que a terça e a luva giram em torno do centroide do conjunto de parafusos ocasionando forças iguais nos parafusos.

Com os resultados obtidos, construíram-se as curvas força-deslocamento e momento-rotação. Os autores identificaram que a curva força-deslocamento apresentava quatro segmentos lineares (Figura 2.38a):

- (i) Entre 0 e 8 mm, a ligação mostra uma rigidez inicial influenciada pelas forças de atrito entre a terça e a luva;
- (ii) Entre 8 e 15 mm, a força externa vence a força de atrito e o sistema sofre o efeito do escorregamento, experimentando uma redução na rigidez rotacional da ligação;
- (iii) Entre 15 e 50 mm, o contato entre o fuste do parafuso com a parede do furo restringe esse escorregamento entre a terça e a luva, quando se observa o aumento da rigidez rotacional;
- (iv) A partir de 50 mm, a curva é aproximadamente horizontal, caracterizando a máxima força que o conjunto pode suportar.

**Figura 2.38** – Curvas força-deslocamento obtidas por YE et al. (2013).



(a) Curvas obtidas experimentalmente.

(b) Comparação entre resultados experimentais e os modelos propostos por BRYAN (1993) e YE et al. (2013).

**Fonte:** Adaptado de YE et al. (2013).

Para o programa numérico, 30 protótipos foram modelados variando parâmetros como:

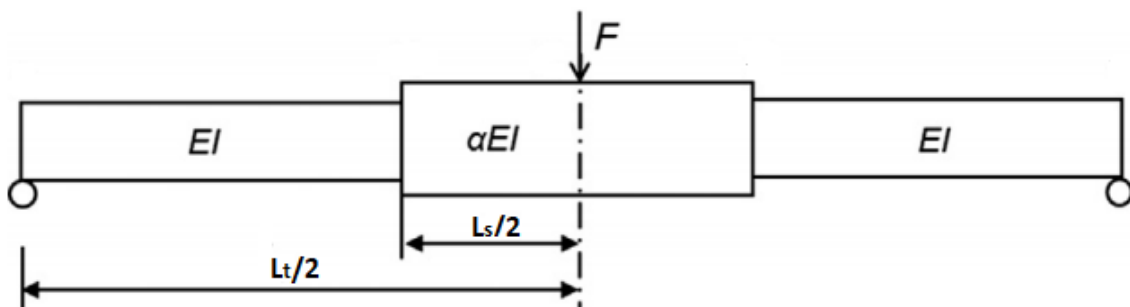
- (i) Relação  $L_p/D$  (entre 1,33 e 5,18);
- (ii) Relação  $L_p/L_t$  (entre 0,1 e 0,39);
- (iii) Altura e espessura dos perfis.

Identificaram que o comprimento da luva e a intensidade do momento fletor aplicado influenciam consideravelmente a rigidez da ligação, mas que outros parâmetros como a altura e espessura dos perfis e o comprimento do vão não tinham a mesma relevância.

Assim sendo, os autores propuseram expressões para o cálculo do momento fletor resistente e o cálculo do fator de modificação da rigidez através de uma Equação não linear que determina  $\alpha$  considerando o comprimento da ligação e o momento fletor da ligação (Eq. (2.55)). O modelo proposto adequou-se melhor aos resultados experimentais não lineares, como pode ser visto na Figura 2.38b, em comparação com o modelo linear proposto por BRYAN (1993).

Para a determinação dos momentos fletores máximos, os autores utilizaram a relação entre os momentos resistentes máximos dos protótipos com luvas obtidos experimentalmente e os momentos dos protótipos contínuos fisicamente para estabelecer um coeficiente  $\gamma$ , sendo  $\gamma = M_{Máx}/M_{Con}$ .

**Figura 2.39** – Modelo considerado por YE et al. (2013).



Fonte: Adaptado de YE et al. (2013).

Sendo:

$$\alpha = (0,0006L_s - 0,20)M^{0,00045L_s-0,67} \quad (2.55)$$

$\alpha$ : Fator de modificação da rigidez;

$L_s$ : Comprimento da luva, em mm;

$M$ : Momento fletor solicitante, em kN.m.

No estudo de FÁVERO NETO (2013), foram realizados três ensaios de flexão para terças com continuidade nos apoios por meio de luva ou transpasse e dois ensaios com terças fisicamente contínuas. Em relação aos protótipos com luva, utilizou-se perfis do tipo “Z” enrijecido a 55°, sendo  $L_p/D = 3,84$ ,  $L_p/L_t = 0,173$  e espessuras de 1,75 mm e 2,70 mm.

As terças fisicamente contínuas falharam de acordo com o previsto nas normas técnicas, pois dependem apenas da geometria da seção transversal, do comprimento da terça e de seus travamentos. O mesmo não acontece com os protótipos com ligações parafusadas, que são influenciados também por outros parâmetros como o comprimento da ligação e a espessura da chapa. O autor ainda ressalta que em ligações longas e com perfis de espessuras elevadas, o modo de falha fica coerente com o previsto nas normas, mas que há uma redução do momento fletor resistente na região da falha.

Foram observados alguns modos de falha, mas a parcela distorcional sempre esteve presente, interferindo na rigidez das ligações e nos esforços resistentes. Nos protótipos de espessura 1,75 mm, a falha foi observada no fim da ligação causada pela interação das instabilidades distorcional – local (Foto 2.5a) apresentando distorção principalmente nas extremidades da luva. No protótipo de 2,70 mm de espessura, a falha ocorreu por distorção da luva (Foto 2.5b), sem qualquer tipo de interação.

**Foto 2.5** – Mecanismo de falha para as terças com luvas.



**(a)** Falha local-distorcional.



**(b)** Falha distorcional.

**Fonte:** FÁVERO NETO (2013).

O protótipo com luva de espessura 1,75 mm resultou no momento fletor resistente experimental 14% menor e deslocamento 10% maior ao do protótipo contínuo. Quanto ao protótipo com luva e espessura de 2,70 mm, o momento fletor resistente ficou 5% menor e o deslocamento 68% maior.

Comparando os resultados dos momentos fletores resistentes experimentais aos calculados teoricamente, sendo esse calculado pelo MRD para um único perfil isolado (sem emenda), o momento resistente experimental mostrou-se 0,67 do teórico.

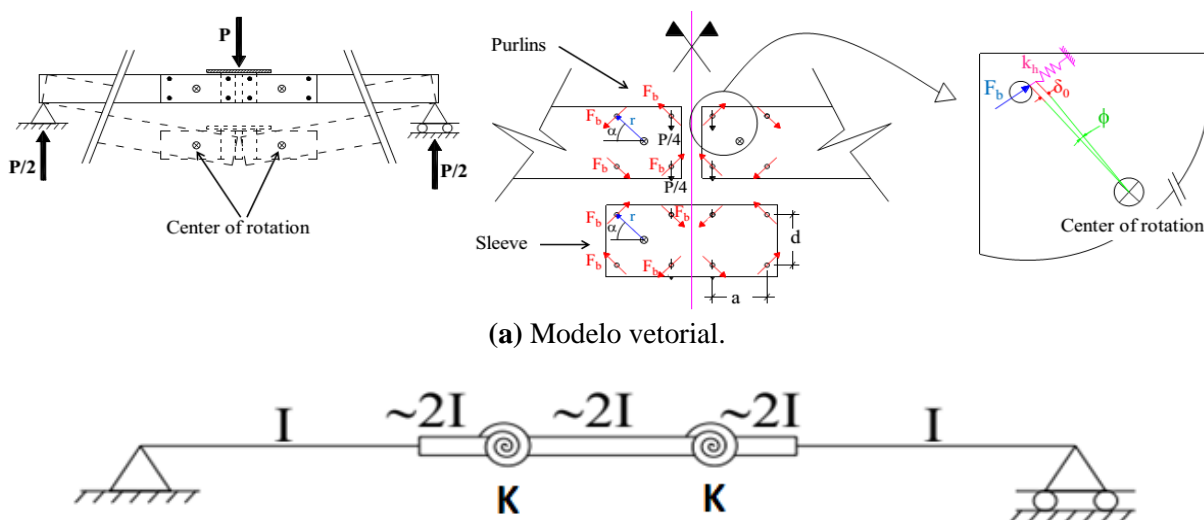
O autor atribui que a interação das instabilidades Distorcional – Local (D-L) influenciam diretamente no modo de falha dos protótipos e na redução dos momentos fletores resistentes. Essa interação seria um dos principais motivos pelo qual as falhas dos perfis acontecem no fim da ligação e os momentos fletores resistentes serem inferiores aos previstos pelos textos normativos.

FÁVERO NETO (2013) admitiu que o deslocamento vertical máximo das terças é constituído pelas quatro parcelas citadas em 2.3.1. Onde a parcela do deslocamento causado pela deformação da parede dos furos ( $\Delta_b$ ) foi proposta pelos dois métodos:

- (i) Método da rigidez equivalente;
- (ii) Método da rigidez rotacional.

Para os protótipos com luva, utilizou-se o segundo método para o modelo teórico proposto no cálculo dos esforços e deslocamentos (Figura 2.40b). Devido ao programa experimental limitado, não foi possível determinar uma expressão para o fator  $\alpha$ . O autor determinou um modelo com duas molas rotacionais e uma expressão para o cálculo de sua rigidez ( $k_\phi$ ), baseada na rigidez de contato da parede do furo ( $k_h$ ).

**Figura 2.40** – Modelos propostos por FÁVERO NETO (2013).



**(b)** Modelo de simplificação da ligação.

Fonte: FÁVERO NETO (2013).



Sendo:

$$K = 4k_h r^2 \quad (2.56)$$

$K$ : Rigidez rotacional da mola;

$k_h$ : Rigidez de contato da parede do furo;

$r$ : Distância entre o centro da ligação e o parafuso.

O autor realizou duas análises para verificação do método proposto:

- (i) Análise elástica de primeira ordem ( $\Delta 1^{\text{a}}$  ordem);
- (ii) Análise elástica de segunda ordem, levando em conta a não linearidade física devida ao escoamento parcial da seção ( $\Delta 2^{\text{a}}$  ordem).

Utilizou para o cálculo da rigidez de contato da parede do furo (c) a Equação proposta por BRYAN (1993). Os resultados obtidos em ambas análises foram satisfatórios pois, para a primeira análise, os resultados ficaram em média 6% abaixo dos resultados experimentais, enquanto que na segunda análise, esse valor se reduziu para apenas 3%.

Dando continuidade ao estudo de FÁVERO NETO (2013) na EESC, GILIO (2016) focou o estudo apenas às ligações parafusada com luva.

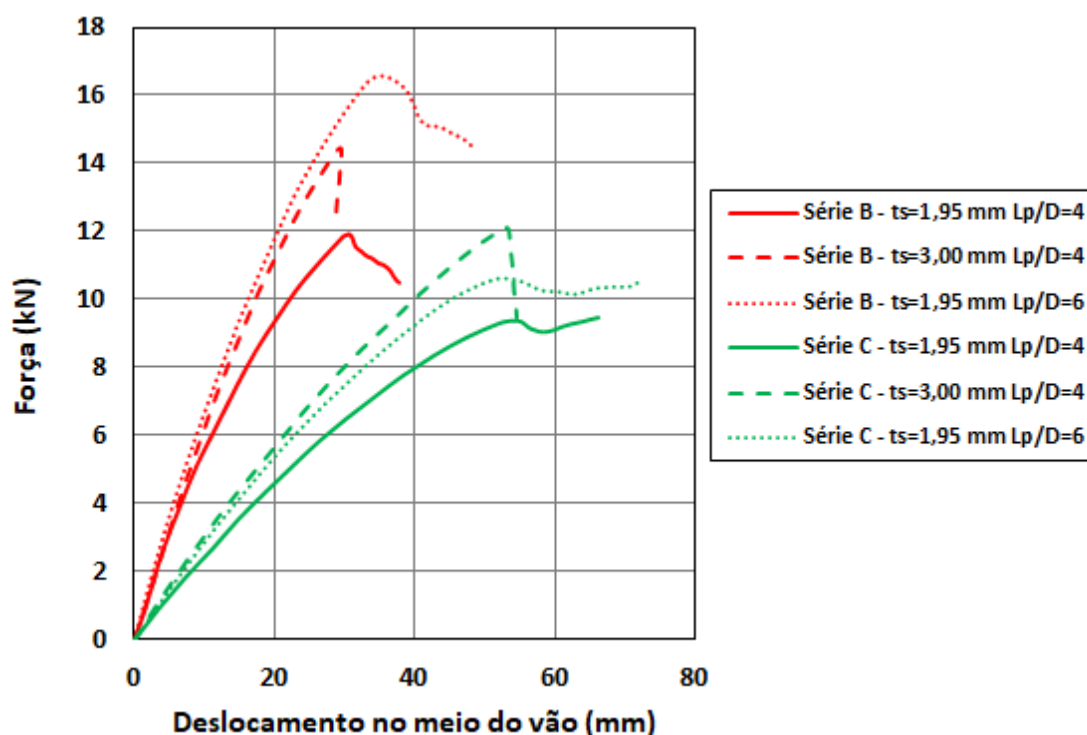
O autor analisou perfis tipo “Z” enrijecido a 90° em ensaios flexão. Considerou a influência da variação do comprimento da luva, da altura do perfil, da espessura da luva e do vão no programa experimental e numérico. A relação comprimento efetivo da ligação com a altura do perfil,  $L_p/D$ , foi adotada como 2, 4 e 6, a espessura da terça 1,95 mm e as espessuras das luvas 1,95 e 3,0 mm.

Os resultados obtidos coincidiram com os de FÁVERO NETO (2013), a rigidez do sistema resultou inferior à da terça contínua, evidenciando que é relevante considerar a resposta momento-rotação da ligação na análise das terças contínuas de múltiplos vãos.

Segundo GILIO (2016), a variação do comprimento da luva influenciou consideravelmente a rigidez da ligação. Conforme a relação  $L_p/D$  aumentava, o comportamento dos protótipos aproximou-se do comportamento de terças contínuas fisicamente sendo que, para  $L_p/D = 6$ , a ligação apresentou rigidez igual ou superior ao de terças fisicamente contínuas.

A variação da espessura da luva mostrou-se relevante para o comportamento mecânico da ligação visto que, para a luva de espessura nominal 3,00 mm e relação  $L_p/D = 4$ , o resultado do deslocamento mostrou-se próximo ao do protótipo com luva de espessura 1,95 mm e relação  $L_p/D = 6$ . Assim, pode-se aumentar a capacidade do sistema apenas com o aumento da espessura da luva. Na Figura 2.41, nota-se a melhora na resposta força versus deslocamento quando se aumenta apenas a espessura da luva.

**Figura 2.41** – Curvas força versus deslocamento de protótipos da série B e C.



Fonte: Adaptado de GILIO (2016).

Nas terças fisicamente contínuas a falha se deu a meio vão por instabilidade distorcional e instabilidade local. No caso das terças com luva a falha ocorreu (Foto 2.6):

- (i) Na parte central da luva em decorrência da instabilidade local;
- (ii) Na terça, próximo ao final da luva, também por instabilidade local.

Após os ensaios, não foi observado esmagamento significativo dos furos, portanto não houve interferência desse fenômeno na rigidez dos protótipos como em YANG e LIU (2012) ou YE et al. (2013).

O autor ainda analisou um protótipo confeccionado apenas com o suporte, ou seja, sem luva. O resultado mostrou que, apesar do suporte apresentar capacidade reduzida em promover

a continuidade do sistema, ele é responsável por uma pequena parcela da rigidez à flexão da ligação entre as terças e a luva.

**Foto 2.6 – Modos de falha.**

**(a)** Terças contínuas fisicamente



Instabilidade distorcional



Instabilidade local

**(b)** Terças com luva curta ( $L_p/D = 2$ ) e terças com luva de espessura nominal de 3,00 mm



Instabilidade local da terça no fim da ligação



**(c)** Terças com luva mediana ( $L_p/D = 4$ ) e luva longa ( $L_p/D = 6$ ).



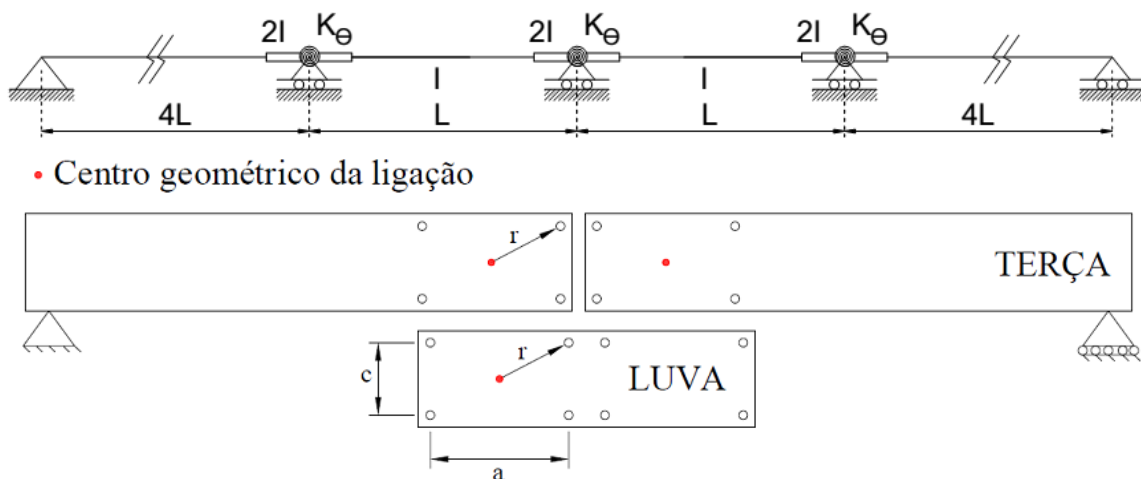
Instabilidade local no meio da luva

**Fonte:** Adaptada de GILIO (2016).

Na análise teórica, GILIO (2016) utilizou o Método da Rigidez Rotacional. O modelo proposto utilizou um sistema de múltiplos vãos submetidos a um carregamento uniformemente distribuído, onde admitiu que a ligação fosse representada por uma mola rotacional (Figura 2.42). Determinou que o momento fletor,  $M$ , e a rigidez,  $K_\theta$ , fossem calculados a partir das Equações (2.57) e (2.58) propostas por ele.

O modelo foi confeccionado a partir da hipótese de superposição de efeitos onde os deslocamentos foram separados em parcelas provenientes do momento fletor e da mola. As Equações propostas foram utilizadas para prever a relação não linear entre momento e rotação relativa, representada pela curva ( $M-\theta$ ). Para validação do método, o autor comparou os resultados numéricos com os valores obtidos experimentalmente e com modelos propostos por outros autores.

**Figura 2.42** – Modelo proposto por GILIO (2016).



Fonte: Adaptado de GILIO (2016).

Sendo:

$$M = \alpha r (1 - e^{-\beta D r \theta}) \quad (2.57)$$

$\theta$ : rotação relativa da ligação;

$$\alpha = -15,42 L_p/D + 123,03$$

$$\alpha = [16,45(1 - L_t/6) - 1,43] L_p/D + [67,10 - 65,77(1 - L_t/6)]$$

$$\beta = -0,59 L_p/D + 5,20$$

$$r = 0,5(a^2 + c^2)^{1/2}$$

Quando:

$$2 \leq L_p/D \leq 4$$

$$4 < L_p/D \leq 6$$

$$2 \leq L_p/D \leq 6$$

O cálculo da rigidez da mola é definido por:

$$K = \frac{M}{\theta} = \frac{FL_t\beta Dr}{4 \ln\left(\frac{4\alpha r}{4\alpha r - FL_t}\right)} \quad (2.58)$$

Posteriormente, em GILIO, VIEIRA e MALITE (2018), os autores aprimoraram as expressões propostas em GILIO (2016) tornando-as dependentes apenas de  $L_p/D$  e  $L_t$ , como pode ser visto nas Equações (2.59) e (2.60).

$$M = \alpha(1 - e^{-\beta DL_p\theta}) \quad (2.59)$$

$$K = \frac{M}{\theta} = \frac{FL_t\beta DL_p}{4 \ln\left(\frac{4\alpha L_p}{4\alpha L_p - FL_t}\right)} \quad (2.60)$$

$\theta$ : rotação relativa da ligação;

$$\alpha = -4,62 L_p/D + 33,55$$

$$\alpha = [3,81(1 - L_t/6) - 0,42] L_p/D + [16,76 - 15,24(1 - L_t/6)]$$

$$\beta = -0,16 L_p/D + 1,38$$

Quando:

$$2 \leq L_p/D \leq 4$$

$$4 < L_p/D \leq 6$$

$$2 \leq L_p/D \leq 6$$

Sendo:

$F$ : Força aplicada no meio do vão, em Newton;

$M$ : Momento fletor no meio do vão, kN.m;

$K$ : Rigidez rotacional da mola;

$\theta$ : Rotação relativa da ligação, em mrad;

$L_p$ : Comprimento efetivo da luva, em metro;

$L_t$ : Vão de ensaio, em metro;

$D$ : Altura do perfil, em metro.

As Equações presentes nesses estudos são válidas para: comprimento efetivo da luva ( $L_p/D = 2-6$ ), altura da seção transversal ( $D = 220-315 \text{ mm}$ ), vão ( $L_t = 6000-8000 \text{ mm}$ ) e espessura da seção transversal de 1,95 mm. A resposta não linear das expressões propostas se adequaram de forma expressiva as curvas momento-rotação chegando a valores muito próximos aos obtidos experimentalmente.

As pesquisas apresentadas neste item demonstram que a utilização de expressões e de modelos propostos são sensivelmente dependentes de diversos fatores, como por exemplo, às seções transversais utilizadas. A simples mudança das dimensões dos perfis faz com que muitas dessas expressões não sejam mais válidas, os sistemas apresentem novos modos de falha e suportem diferentes esforços solicitantes.

Apesar dessas pesquisas não apresentarem expressões que generalizam o dimensionamento de terças conectadas com luvas, elas contribuem para determinar os parâmetros fundamentais para avaliar diretamente os esforços e a rigidez dessas ligações. São eles:

- (i) Razão entre o comprimento da ligação ( $L_p$ ) e a altura do perfil ( $D$ ),  $L_p/D$ ;
- (ii) Razão entre o comprimento da ligação ( $L_p$ ) e o vão da terça ( $L_t$ ),  $L_p/L_t$ ;
- (iii) Configuração geométrica da ligação;
- (iv) Espessura da chapa do perfil;
- (v) Nível de carregamento.

As variações desses parâmetros fizeram com que cada estudo realizado tivesse suas particularidades e resultados díspares. Assim, quando mudam esses fatores, necessita-se de novas análises experimentais, teóricas e/ou numéricas. Entretanto, pode-se verificar que, os autores identificaram os parâmetros (i), (ii) e (iv) como os principais fatores que influenciam no comportamento estrutural das terças com continuidade por meio de luva. Deste modo, esta pesquisa focou na variação desses parâmetros no programa experimental desenvolvido e apresentado no Capítulo 3.

Em relação aos modelos propostos para determinação dos deslocamentos e esforços solicitantes, pode-se notar que a grande maioria das pesquisas utilizou o Método da Rigidez Rotacional. Sendo predominante a utilização de molas de rigidez rotacional linear e em GILIO (2016) a utilização de mola de rigidez rotacional não linear. Em FÁVERO NETO (2013) houve a intenção de utilizar o Método da Rigidez Equivalente, porém, devido ao reduzido programa experimental com luvas, o modelo proposto por ele também utilizou molas rotacionais. No caso do estudo de YE et al. (2013), o modelo com o modificador da rigidez foi possível e os autores propuseram expressões para seu cálculo.

Nesta pesquisa adotou-se o modelo que melhor representou os resultados experimentais, ou seja, o Método da Rigidez Rotacional. Mais detalhes são apresentados no Capítulo 4.

## **3 ANÁLISE EXPERIMENTAL**

---

### **3.1. MATERIAIS UTILIZADOS**

Para a identificação do material, fez-se ensaios de caracterização do aço. O revestimento adotado foi o Z275, com massa mínima de zinco depositada em ambas as faces de  $275 \text{ g/m}^2$ , correspondente a uma espessura de cobertura mínima de 0,02 mm por face. Este revestimento será desconsiderado dos cálculos, pois não desempenha função estrutural.

Foram utilizados parafusos M16, especificação A325, de alta resistência na região da ligação e para os travamentos laterais parafusos M12, especificação A307.

#### **3.1.1. CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL**

Para a caracterização mecânica do aço dos perfis, foram realizados 12 ensaios, sendo seis da chapa de 1,25 mm e seis da chapa de 1,75 mm. Os corpos de prova foram extraídos de terças adicionais, sendo retirados um corpo de prova de cada mesa e outro da alma. As terças adicionais foram confeccionadas com as mesmas bobinas das terças dos ensaios de flexão. Mais detalhes são apresentados no APÊNDICE C.

### **3.2. ENSAIO DE FLEXÃO**

Os esforços solicitantes em terças pertencentes a sistemas de coberturas ou fechamentos são geralmente provenientes do peso próprio da estrutura, sobrecargas na cobertura, ação do vento, entre outros. Esses esforços são distribuídos no sistema de acordo com o tipo de ligação empregada entre as terças adjacentes. Em virtude do alto grau de continuidade (que é dependente da rigidez e do desempenho da ligação), as terças de aço formadas a frio adjacentes podem ser consideradas contínuas quando estão unidas por ligações parafusadas.

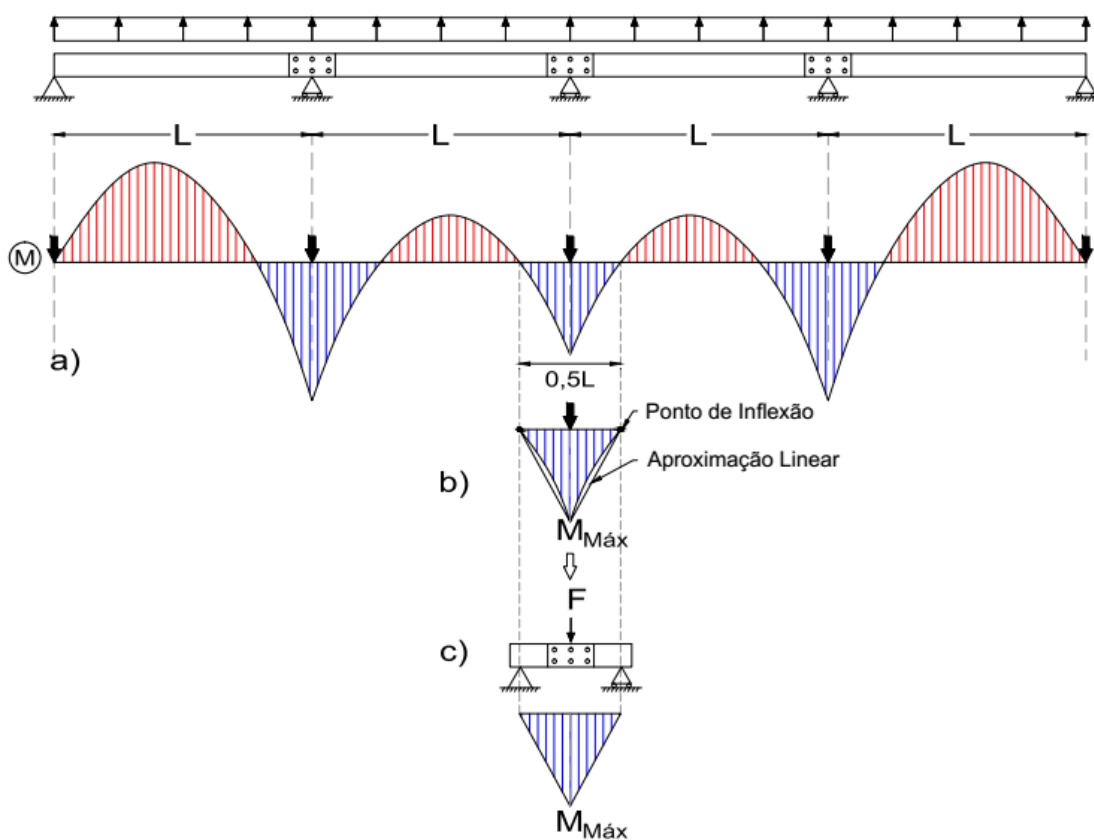
Para realização de estudos experimentais de coberturas em tamanho real, seria necessária a utilização de caixa de pressão. Contudo, a utilização desse método, conforme JAVARONI (1999) e WIBBERNMEYER (2010), se mostra laboriosa devido a detalhes complexos necessários para sua execução, como o controle da pressão no interior da caixa. Outros problemas para ensaios em tamanho real são enfrentados como:

- (i) Tamanho dos protótipos, dificultando o armazenamento, transporte e montagem;
- (ii) Desperdício de material;
- (iii) Excesso de dados coletados para a análise.

Desta forma, buscam-se outros modelos experimentais que possam ser utilizados de forma eficiente e econômica, possibilitando uma boa concepção dos protótipos a serem ensaiados e uma adequada instrumentação para o objetivo do estudo em questão.

GHOSN e SINNO (1995) apresentaram uma metodologia experimental que simplifica e facilita os experimentos de terças contínuas nos apoios por meio de ligações parafusadas. Os autores se baseiam na hipótese de que nos pontos onde o momento fletor é nulo eles correspondem a apoios rotulados de uma viga simplesmente apoiada, como pode ser visto na Figura 3.1b. Para a aplicação do carregamento na estrutura, o apoio central é substituído por uma força concentrada representando a reação vertical do apoio.

**Figura 3.1** – Idealização do ensaio.



(a) Diagrama de momento fletor de uma terça contínua. (b) Aproximação linear.

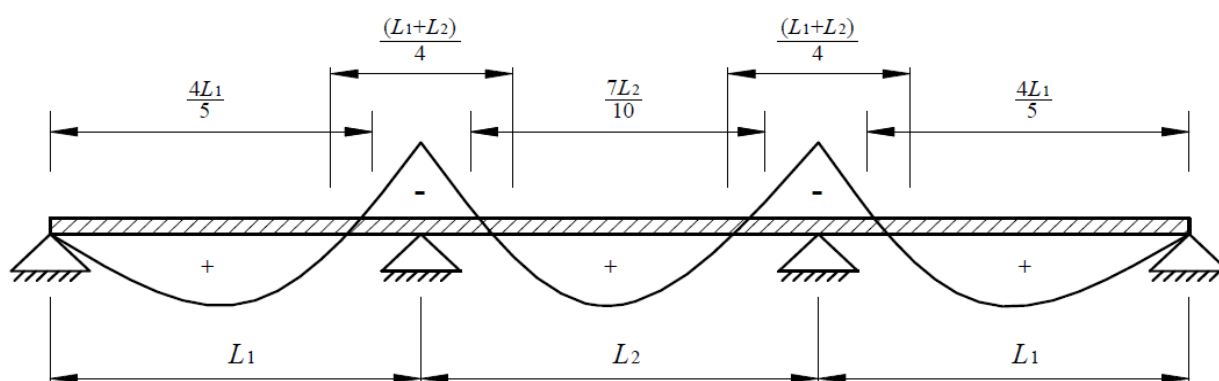
(c) Montagem final.

Fonte: A autora.



Em uma viga contínua ou semicontínua (Figura 3.2) o momento fletor nos apoios pode variar entre zero e  $qL^2/12$ , sendo  $L$  o tamanho do vão e  $q$  uma força uniformemente distribuída. A variação do momento fletor resulta da rigidez rotacional nos apoios e da relação de rigidez entre tramos adjacentes de viga, sendo o menor valor considerando rigidez nula no apoio e o maior valor considerando rigidez infinita e vãos adjacentes com rigidez muito maior que a do vão em análise. A posição dos pontos de inflexão do diagrama (contado a partir do apoio para o meio do vão) varia entre zero e aproximadamente  $0,211L$  para os casos anteriores. Este último valor pode variar apresentando posições diferentes, desta forma a ABNT NBR 8800 sugere que a distância entre pontos de inflexão do diagrama de momento fletor seja aproximada para  $0,25L$ , como pode ser visto na Figura 3.2.

**Figura 3.2** – Representação esquemática de vigas contínuas e semicontínuas nos apoios.



Fonte: ABNT NBR 8800:2008.

A metodologia de GHOSN e SINNO (1995) mostrou-se fiel às estruturas reais e desta forma foi utilizada para os ensaios de flexão deste projeto. As terças foram consideradas como vigas biapoiadas e isostáticas com aplicação de uma força concentrada a meio vão, assim os esforços solicitantes puderam ser determinados de forma direta sem que se precise conhecer a rigidez da ligação.

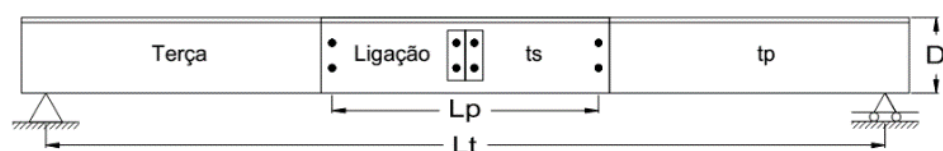
### 3.2.1. DESCRIÇÃO DOS PROTÓTIPOS

Para a confecção dos protótipos foram utilizados perfis do tipo ZAE com enrijecedores de borda a  $90^\circ$  e também com dois enrijecedores na alma (APÊNDICE A) confeccionados pela empresa *Modular Sistema Construtivo*. Os parâmetros de variação entre os protótipos, como espessura da chapa dos elementos, comprimento da ligação, comprimento do vão, bem como as dimensões dos perfis estão apresentados na Tabela 3.1.

**Tabela 3.1** – Descrição e dimensões nominais dos protótipos ensaiados.

Série	Protótipo	Tipo de emenda	Altura do perfil ( $D$ ) (mm)	Comprimento efetivo da ligação ( $L_p$ ) (mm)	Vão de ensaio ( $L_t$ ) (mm)	Espessura da terça ( $t_p$ ) (mm)	Espessura da luva ( $t_s$ ) (mm)	Relação $L_p/D$	Relação $L_p/L_t$ (%)
A	ZAL – 26125	Luva	245	490	6000	1,25	1,25	2	8,17
	ZAL – 46125			980				4	16,33
	ZAL – 66125			1470				6	24,50
	ZAL – 86125			1960				8	36,67
	ZAC – 6125	Contínua		-				-	-
B	ZBL – 26175	Luva	340	680	6000	1,75	1,75	2	11,33
	ZBL – 46175			1360				4	22,67
	ZBL – 66175			2040				6	34,00
	ZBL – 86175			2720				8	45,33
	ZBC – 6175	Contínua		-				-	-
C	ZCL – 28175	Luva	340	680	8000	1,75	1,75	2	8,50
	ZCL – 48175			1360				4	17,00
	ZCL – 68175			2040				6	25,50
	ZCC – 8175	Contínua		-				-	-

Sendo as variáveis estudadas e nomenclatura:



Série: A, B OU C

Tipo de emenda  
L: Luva  
C: Contínua

Espessura do perfil multiplicado por 100

**Z A L - 2 6 1 2 5**

Perfil com seção transversal do tipo "Z"

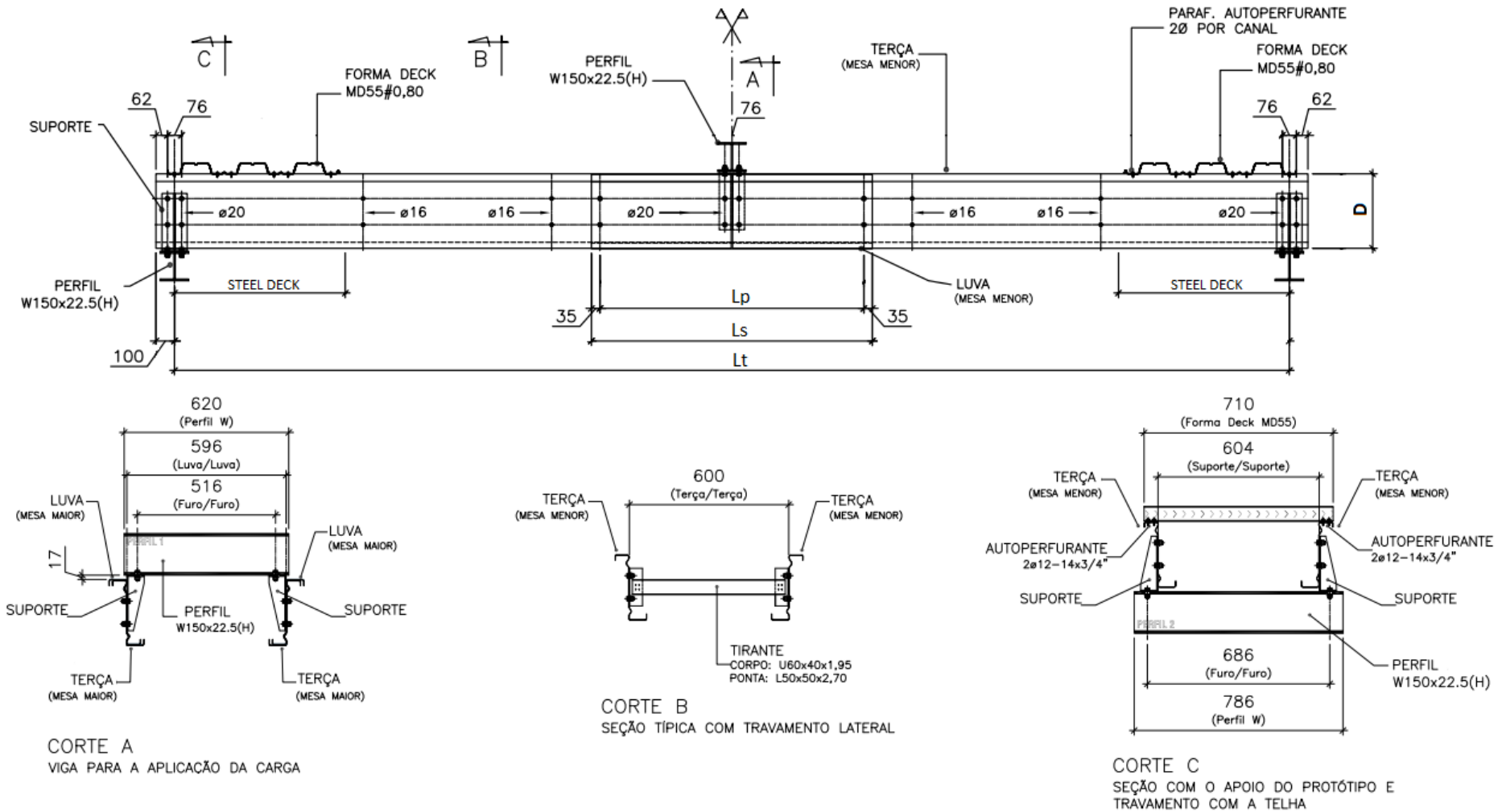
Relação  $L_p/D$

Comprimento do vão,  $L_t$ , em metros

### 3.2.2. MONTAGEM E INSTRUMENTAÇÃO DO ENSAIO

As terças foram ensaiadas aos pares e travadas entre si a fim de evitar a instabilidade global por torção (FLT) e condicionar os protótipos à hipótese de flexão restringida em torno do eixo perpendicular à alma. Na flexão restringida, a distribuição de tensões nas mesas é uniforme, ou seja, a razão entre a tensão longitudinal em dois pontos quaisquer na mesa é constante. Esta hipótese mostrou-se verdadeira em FÁVERO NETO (2013) e foi também utilizada neste projeto. A montagem dos protótipos foi feita de acordo com a Figura 3.3 e como mostrado na Foto 3.1.

Figura 3.3 – Montagem do ensaio de flexão.



Fonte: Modular Sistema Construtivo.

Foto 3.1 – Montagem final.



As terças foram interligadas por um perfil W – 150x22,5 mm e dois suportes (cantoneiras) posicionados no meio da ligação e parafusados na alma. A aplicação da força foi feita por um atuador servo-hidráulico, com controle de deslocamentos do pistão, aplicando a carga no perfil W que transmitiu o esforço diretamente para a alma dos perfis, simulando o apoio das terças nos sistemas usualmente empregados no Brasil (Foto 3.2). Este dispositivo também atuou como travamento lateral na seção central.

**Foto 3.2** – Montagem da aplicação da força.



Foram posicionados travamentos ao longo da terça de modo que fosse imposta a flexão restringida, porém sem inibir as instabilidades local e distorcional do sistema. Assim, duas cantoneiras foram parafusadas na alma das terças interligadas por um perfil tipo “U” soldado (Foto 3.3).

**Foto 3.3** – Travamentos laterais.



Os apoios foram confeccionados com uma montagem semelhante à Foto 3.4 para simular uma viga biapoiada obedecendo a hipótese dos pontos de inflexão descrita no item 3.2. Foram posicionados sobre rótulas, sendo um apoio fixo e outro apoio móvel.

**Foto 3.4** – Montagem dos apoios.



Nas regiões próximas aos apoios foram parafusadas nas mesas superiores chapas de aço perfiladas (steel decks) com o propósito de aumentar o travamento lateral do sistema (Foto 3.5). Sendo que, nos protótipos de 6 metros de comprimento foi utilizado um steel deck em cada apoio e nos de 8 metros, dois steel decks.

**Foto 3.5** – Travamentos de steel deck.



A ligação presente nos protótipos foi confeccionada utilizando oito parafusos de alta resistência M16, sendo quatro internos, conectando as terças às cantoneiras do dispositivo de aplicação da força, e dois externos no final de cada lado da ligação, tendo a função de transmitir o momento fletor entre a ligação e as terças (Foto 3.6). O aperto nos parafusos das ligações foi padronizado com torque de 200 N.m.

Utilizaram-se furos alargados, tendo, portanto, o diâmetro do parafuso mais 4 mm. Este é o padrão adotado pela empresa *Modular Sistema Construtivo* para parafusos com diâmetro igual ou superior a 12,7 mm, possibilitando facilidade na montagem dos sistemas e compensando as imperfeições de fabricação.

**Foto 3.6** – Configuração da ligação.



A instrumentação foi basicamente feita com a utilização de transdutores de deslocamento, que mediram o deslocamento vertical dos protótipos, extensômetros uni e triaxiais que mediram as deformações e inclinômetros. Mais detalhes podem ser vistos no APÊNDICE D.

### 3.2.3. PROCEDIMENTO DE ENSAIO

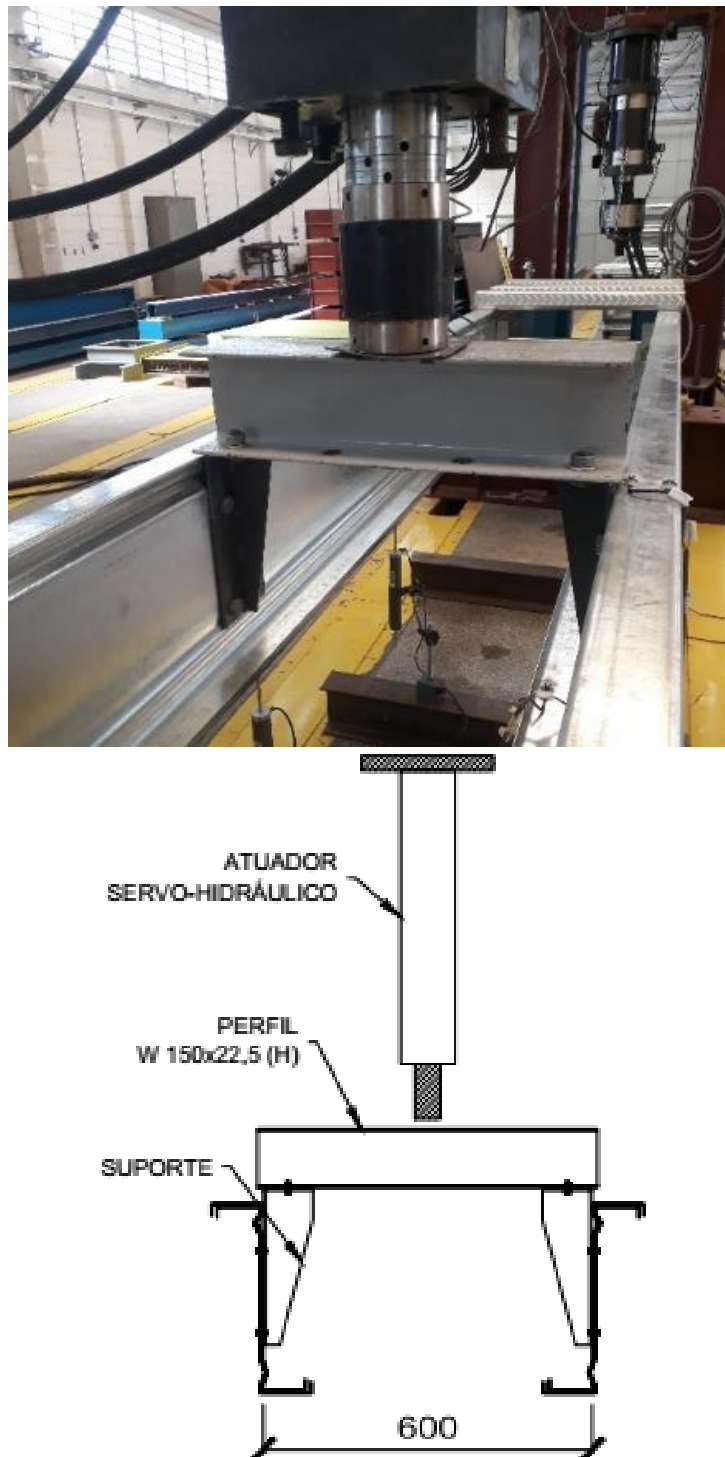
Os protótipos foram, inicialmente, submetidos a 15% da força máxima estimada e descarregados em seguida com a utilização de atuador servo-hidráulico. Tal procedimento visa à acomodação do sistema, a verificação e teste da instrumentação. Logo após, os ensaios foram realizados até o esgotamento da capacidade resistente dos protótipos, ou seja, até alcançar o estado-limite último.

O deslocamento do pistão do atuador servo-hidráulico foi controlado para manter taxas que variaram de 0,03 mm/s (inicial) a 0,1 mm/s. Essa variação ocorreu devido ao acréscimo de deslocamento que ocorria independente do aumento da força aplicada. Esperaram-se os protótipos se estabilizarem e continuou-se o procedimento de controle até que a falha do sistema

fosse alcançada. As medidas de deslocamento, rotação e deformação foram gravadas a cada um segundo.

Em seguida, os protótipos foram desmontados para verificação das condições dos furos dos parafusos, bem como a verificação de outras particularidades das falhas dos protótipos.

**Figura 3.4** – Esquema de aplicação da força.





## **4 RESULTADOS DAS ANÁLISES TEÓRICA E EXPERIMENTAL**

---

### **4.1. ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA**

Foram realizadas análises de estabilidade elástica para os perfis ZAE-245x68x55x22x22x1,25 mm, ZAE-340x95x80x22x22x1,75 mm e suas respectivas seções “Z”, com dimensões 245x71x62x22x22x1,25 mm e 340x99x89x22x23x1,75 mm. Utilizou-se o software CUFSM v.4.05 (SCHAFER; ADANY, 2012), que permite a identificação dos modos de instabilidade, suas respectivas tensões críticas e comprimentos de semionda. Foram consideradas as dimensões dos perfis que constituíram as terças descontando a espessura do revestimento de zinco, aproximadamente 0,05 mm.

Uma característica das seções do tipo “Z” e ZAE é que os perfis são assimétricos e utilizam mesas de larguras diferentes. As dimensões diferentes são justificadas pela facilidade de encaixe na região de sobreposição e são utilizadas tanto na posição de mesa maior comprimida quanto de mesa menor comprimida. Desta forma, faz-se necessária a análise dos perfis nas duas posições como pode ser visto nas Figura 4.1 e Figura 4.2. Considerou-se também a hipótese de flexão restringida, descrita com mais detalhes no item 3.2.2.

De acordo com a análise do perfil ZAE-245x68x55x22x22x1,25 mm pode-se verificar que, quando a mesa maior está comprimida, há o surgimento de um segundo modo local. Sendo este, associado à alma. Para as diferentes posições dos perfis, a instabilidade local é o modo que mais sofre alteração, com uma mudança significativa na tensão crítica (Figura 4.1). No caso da análise do perfil ZAE- 340x95x80x22x22x1,75 mm, a principal mudança ocorre também no modo local. A tensão crítica maior desse modo é alcançada quando se utiliza a mesa menor comprimida, porém com uma ligeira redução do comprimento de semionda (Figura 4.2).

Figura 4.1 – Análise de estabilidade elástica do perfil ZAE-245x68x55x22x22x1,25 mm.

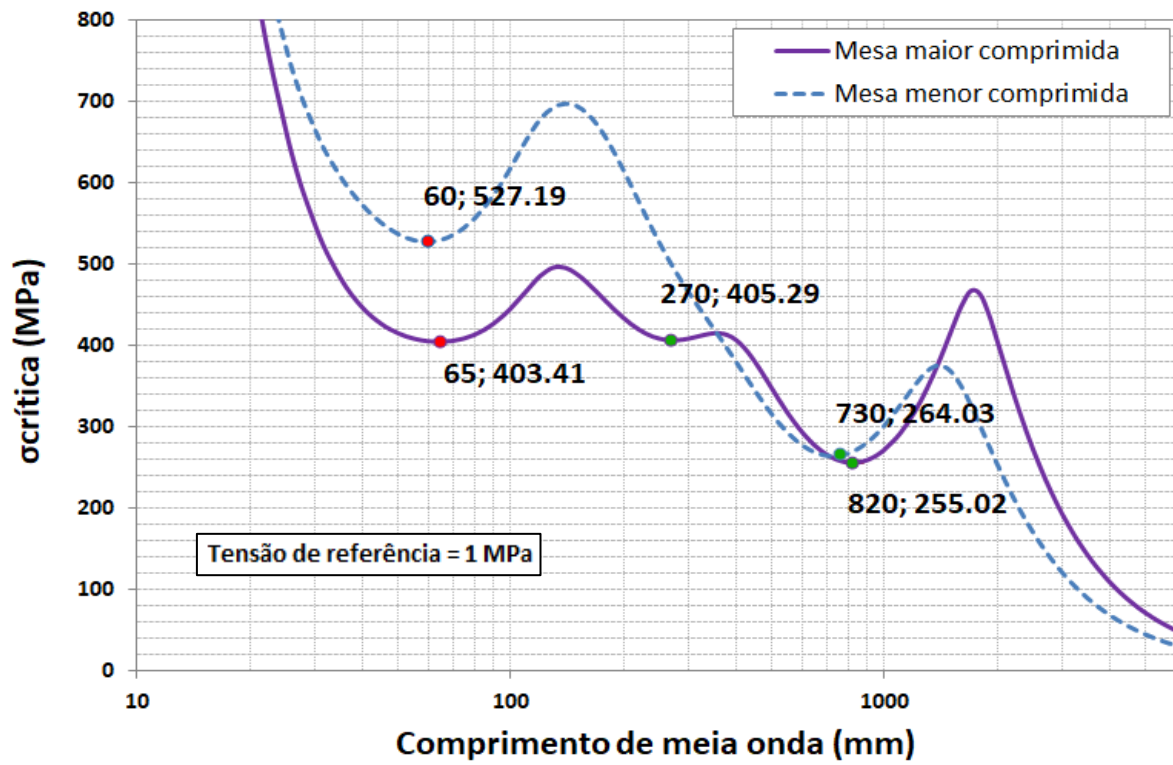
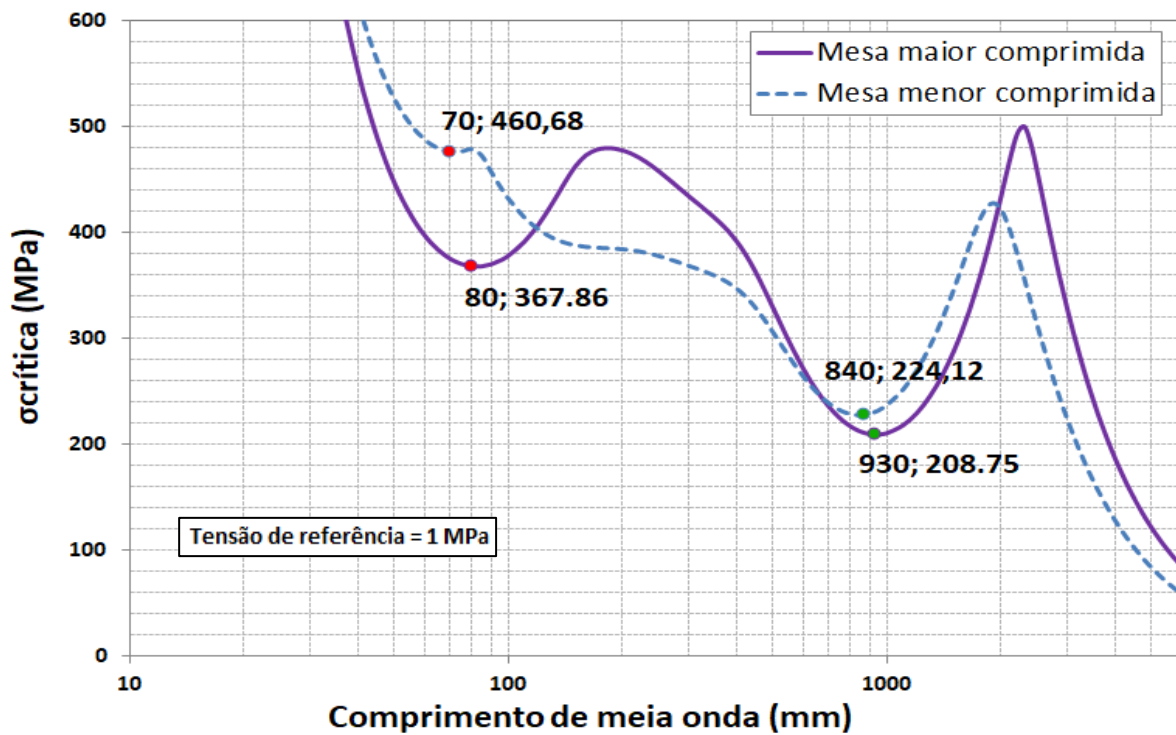


Figura 4.2 – Análise de estabilidade elástica do perfil ZAE-340x95x80x22x22x1,75 mm.



A fim de comparação, foram analisados também os perfis do tipo “Z”. Na Figura 4.3 é apresentada a análise de estabilidade elástica do perfil do tipo ZAE-245x68x55x22x22x1,25 mm e Z-245x71x62x22x22x1,25 mm. Nota-se que a presença dos enrijecedores intermediários na alma causaram aumento significativo da tensão crítica referente à instabilidade local, ampliando seu valor em 208%.

No caso dos perfis ZAE-340x95x80x22x22x1,75 mm e Z-340x99x89x22x23x1,75 mm, os enrijecedores na alma aumentaram a tensão crítica do modo local em 166%, sem o surgimento de outro modo distorcional.

Tanto na análise dos perfis com espessura 1,25 mm quanto na dos perfis 1,75 mm, as diferenças dos modos distorcionais e globais mostraram-se pequenas em relação as tensões críticas, porém com mudanças significativas no comprimento de semionda. Um fator que interferiu nesse resultado é a sutil diferença entre os comprimentos das mesas e enrijecedores de borda dos perfis “Z” e ZAE.

Em ambas as análises de estabilidade elástica dos perfis pode-se observar que, com a utilização dos enrijecedores longitudinais e o consequente aumento das tensões críticas do modo local, o modo de instabilidade crítico deixa de ser o modo local passando a ser o modo distorcional.

O aumento das tensões críticas do modo local indicam uma grande vantagem dos perfis de alma enrijecida, pois a interação momento fletor – força cortante, uma das principais causas de falha das terças contínuas por ligações parafusadas, é verificada considerando este modo de instabilidade (Eq. (2.20) e (2.21)). Com a presença dos enrijecedores longitudinais pode-se aumentar a capacidade resistente do sistema fazendo apenas uma pequena alteração na geometria da seção transversal.

Figura 4.3 – Análise de Estabilidade Elástica do perfil com e sem enrijecedores na alma.

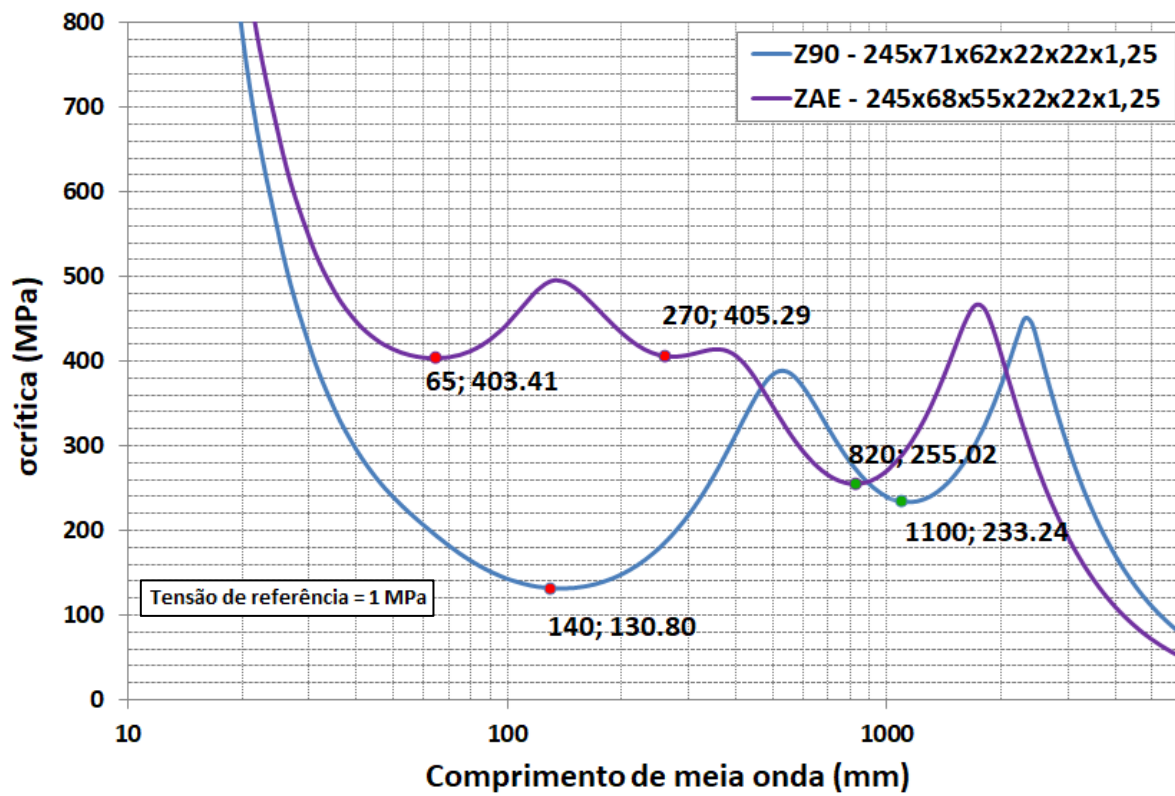
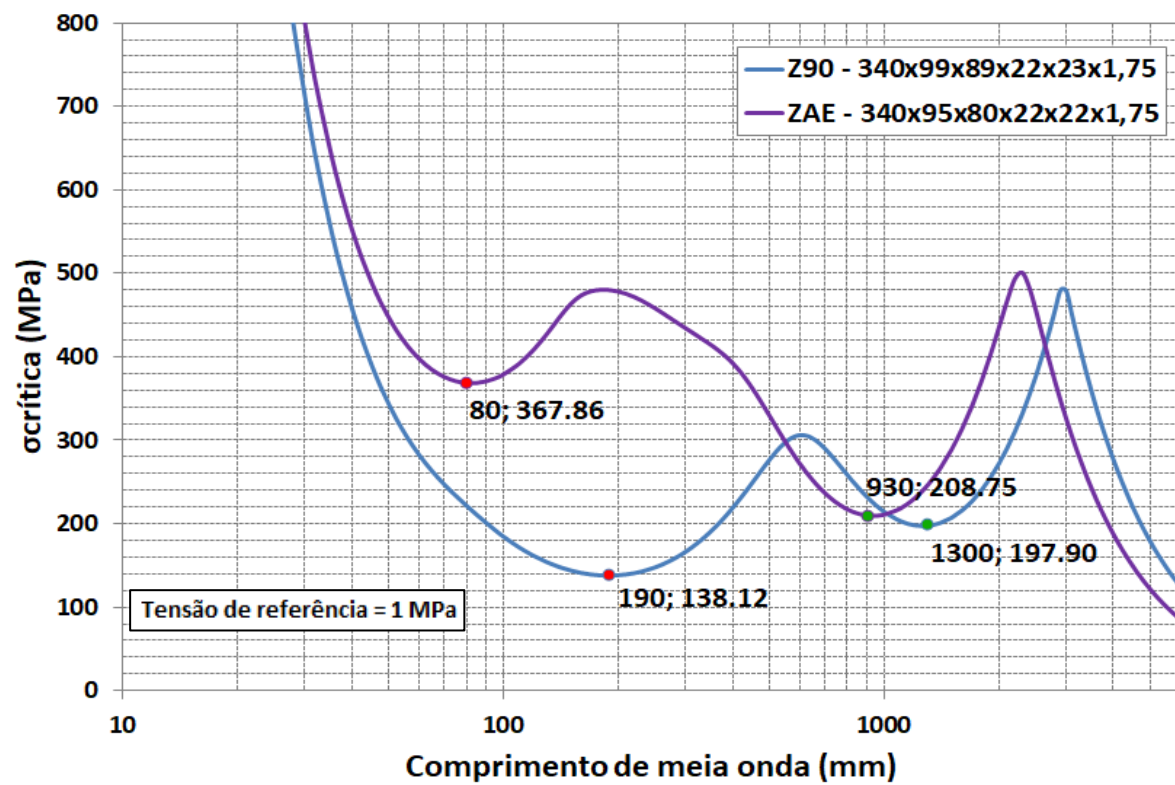


Figura 4.4 – Análise de Estabilidade Elástica do perfil com e sem enrijecedores na alma.



Após a medição das dimensões reais (APÊNDICE A) dos perfis dos protótipos ensaiados pode-se atualizar a análise de estabilidade elástica. Possuindo dimensões reais diferentes das dimensões nominais, principalmente nas mesas, enrijecedores de borda e espessura, as tensões críticas mostram-se maiores em grande parte dos protótipos. Há ainda o desaparecimento do modo local associado à alma nos perfis de 1,25 mm de espessura.

**Tabela 4.1** – Análise de estabilidade elástica dos protótipos.

Protótipos	Mesa maior comprimida (LUVA)						Mesa menor comprimida (TERÇA)			
	$\sigma_l$ (N/mm <sup>2</sup> )	$S_L$ (mm)	$\sigma_l$ (N/mm <sup>2</sup> )	$S_L$ (mm)	$\sigma_{dist}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$S_D$ (mm)	$\sigma_l$ (N/mm <sup>2</sup> )	$S_L$ (mm)	$\sigma_{dist}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$S_D$ (mm)
<b>Dimensões nominais</b>	403,41	65	405,29	270	255,02	820	527,19	69	264,03	730
ZAL – 26125	423,89	60	-	-	236,93	720	534,67	65	294,81	760
ZAL – 46125	411,22	65	-	-	242,6	760	547,92	60	284,84	720
ZAL – 66125	408,66	65	-	-	244,47	760	550,29	60	280,83	720
ZAL – 86125	408,22	65	-	-	239,42	740	521,55	60	284,81	740
ZAC – 6125	-	-	-	-	-	-	535,37	65	285,83	720
<b>Dimensões nominais</b>	367,86	80	-	-	208,75	930	460,88	70	224,12	840
ZBL – 26175	383,15	85	-	-	229,04	980	507,39	70	232,7	820
ZBL – 46175	379,92	85	-	-	231,04	1000	510,3	70	229,82	820
ZBL – 66175	383,29	85	-	-	232,55	1000	511,5	70	230,48	820
ZBL – 86175	380,63	85	-	-	230,69	980	503,49	70	228,88	800
ZBC – 6175	-	-	-	-	-	-	512,1	70	222,07	780
<b>Dimensões nominais</b>	367,86	80	-	-	208,75	930	460,88	70	224,12	840
ZCL – 28175	378,04	85	-	-	232,61	1000	514,81	70	229,33	800
ZCL – 48175	375,41	85	-	-	229,48	1000	515,7	70	225,91	800
ZCL – 68175	377,93	85	-	-	231,54	1000	514,47	70	227,88	800
ZCC – 8175	-	-	-	-	-	-	521,43	70	228,66	800

Sendo:

$\sigma_l$  : Tensão crítica elástica do modo local;

$S_L$ : Comprimento de semionda do modo local;

$\sigma_{dist}$ : Tensão crítica elástica do modo distorcional;

$S_D$ : Comprimento de semionda do modo distorcional.

## 4.2. ANÁLISE DE ESTADOS-LIMITES ÚLTIMOS

### 4.2.1. CÁLCULO DOS ESFORÇOS RESISTENTES

Os esforços resistentes das terças são obtidos através das equações presentes no item 2.2. Segundo a ABNT NBR 14762:2010, o cálculo do momento resistente é realizado de acordo com as Equações (2.1) a (2.14) que seguem o Método da Resistência Direta (MRD) e a força cortante resistente que é obtida pelas Equações (2.15) a (2.19).

Seria necessário ainda a verificação da interação entre o momento fletor e a força cortante (M-V) pela Equação (2.20), cuja expressão é utilizada para barras sem enrijecedores transversais de alma. Contudo essa verificação leva em consideração apenas o momento fletor resultante da instabilidade local da alma e nos protótipos analisados nessa pesquisa o modo crítico é o distorcional, tornando a verificação irrelevante.

Ainda, como a relação vão-altura dos protótipos é elevada, a consideração da força cortante na análise perde importância. Portanto foi feita apenas uma comparação entre o momento fletor obtido experimentalmente e o momento fletor resistente crítico calculado pela ABNT NBR 14762:2010.

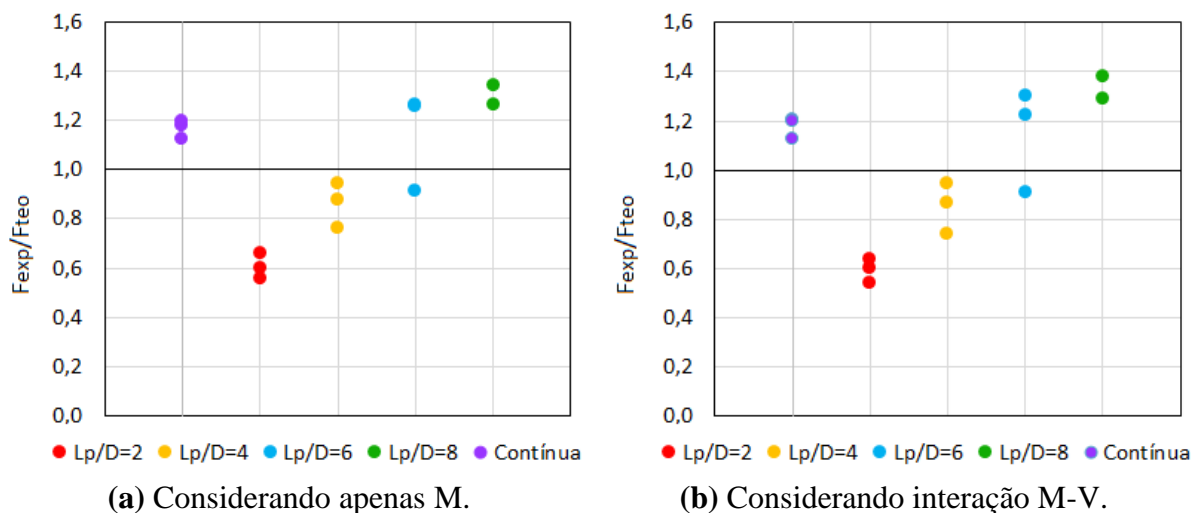
Como visto anteriormente, para utilização do MRD é necessária a realização da análise de estabilidade elástica. Para a análise foram consideradas as dimensões reais dos perfis utilizados medidas em laboratório (APÊNDICE A) e flexão restringida. Os valores utilizados das tensões críticas foram os apresentados no item anterior. Na espessura dos perfis foi desconsiderado o revestimento de zinco, cerca de 0,05 mm da espessura nominal e adotou-se o módulo de elasticidade longitudinal igual à 200.000 MPa como indicado pela ABNT NBR 14762:2010.

A Tabela 4.2 apresenta os valores teóricos, considerando e desconsiderando a interação M-V, e os valores obtidos experimentalmente da força máxima resistida pelo sistema ensaiado. Para identificação da parcela da força resistida pela terça ou pela luva foi utilizado o modelo mecânico apresentado no APÊNDICE B.

**Tabela 4.2** – Forças máximas experimentais e teóricas.

Protótipo	$F_{exp}$ (kN)	Falha <sub>exp</sub>	Considerando M				Considerando M-V			
			$F_{teo,T}$ (kN)	$F_{teo,L}$ (kN)	$F_{exp}/F_{teo}$	Falha <sub>teo</sub>	$F_{teo,T}$ (kN)	$F_{teo,L}$ (kN)	$F_{exp}/F_{teo}$	Falha <sub>teo</sub>
ZAL – 26125	2,84	Terça	5,17	5,10	0,56	Luva	5,40	5,23	0,54	Luva
ZAL – 46125	4,49	Terça	5,20	5,13	0,88	Luva	5,37	5,18	0,87	Luva
ZAL – 66125	4,65	Luva	5,18	5,10	0,91	Luva	5,31	5,11	0,91	Luva
ZAL – 86125	6,44	Luva	5,16	5,09	1,27	Luva	5,32	5,00	1,29	Luva
ZAC – 6125	6,07	Terça	5,17	-	1,18	Terça	5,40	-	1,12	Terça
ZBL – 26175	8,44	Terça	14,42	14,00	0,60	Luva	13,96	14,85	0,60	Terça
ZBL – 46175	13,11	Terça	14,34	13,92	0,94	Luva	13,81	14,10	0,95	Terça
ZBL – 66175	17,50	Luva	14,26	13,84	1,26	Luva	13,45	13,49	1,30	Terça
ZBL – 86175	18,56	Luva	14,24	13,82	1,34	Luva	13,69	13,43	1,38	Luva
ZBC – 6175	16,23	Terça	14,49	-	1,12	Terça	13,50	-	1,20	Terça
ZCL – 28175	6,62	Terça	10,36	10,05	0,66	Luva	10,39	10,88	0,64	Terça
ZCL – 48175	7,74	Luva	10,44	10,13	0,76	Luva	10,40	10,58	0,74	Terça
ZCL – 68175	12,68	Luva	10,39	10,08	1,26	Luva	10,45	10,37	1,22	Luva
ZCC – 8175	12,48	Terça	10,43	-	1,20	Terça	10,44	-	1,20	Terça

De acordo com a Tabela 4.2 e a Figura 4.5, observa-se que, para luvas com relação  $L_p/D = 2$ , o dimensionamento seguindo a ABNT NBR 14762:2010 mostra-se contra a segurança. O mesmo acontece para luvas com  $L_p/D = 4$ , que apresentam  $F_{exp}/F_{teo} < 1$ . Para as luvas maiores,  $L_p/D = 6$  e  $L_p/D = 8$ , o dimensionamento se mostrou inseguro apenas nos protótipos da série A para as luvas com  $L_p/D = 6$ . Outro fator relevante é que, quando foi considerada a interação M-V, o MRD indicou corretamente a localização da falha prevista para o sistema em apenas 63% dos protótipos.

**Figura 4.5** – Forças máximas experimentais e teóricas.

Os esforços experimentais e teóricos são apresentados na Tabela 4.3. Nela constam os valores dos momentos fletores resistentes provenientes da instabilidade local ( $M_{RI}$ ), instabilidade distorcional ( $M_{Rdist}$ ) e instabilidade global ( $M_{re}$ ), a força cortante resistente ( $V_{Rk}$ ) e valores experimentais ( $M_{exp}$  e  $V_{exp}$ ).

**Tabela 4.3** – Esforços experimentais e teóricos.

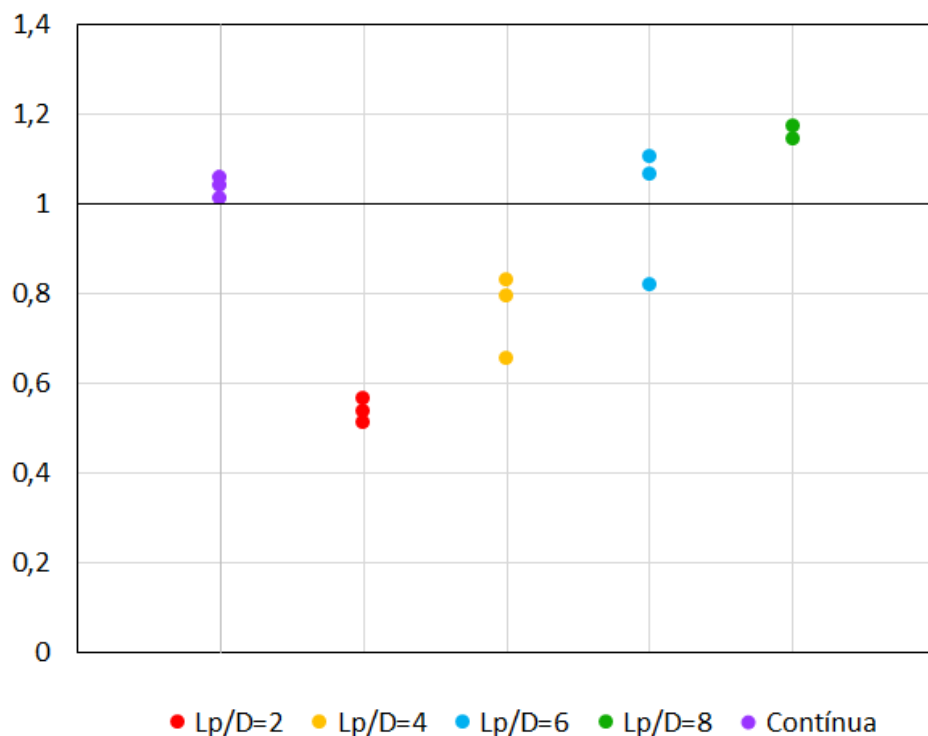
<b>Terça</b>						
<b>Protótipo</b>	$M_{re}$ (kN.cm)	$M_{RI}$ (kN.cm)	$M_{Rdist}$ (kN.cm)	$M_{exp}$ (kN.cm)	$V_{Rk}$ (kN)	$V_{exp}$ (kN)
ZAL – 26125	1259	1210	908	397	16,1	1,4
ZAL – 46125	1268	1229	903	573	16,1	2,2
ZAL – 66125	1267	1229	897	536	16,1	2,3
ZAL – 86125	1268	1210	902	663	16,1	3,2
ZAC – 6125	1266	1217	902	910	16,1	3,0
ZBL – 26175	3761	3437	2373	1139	26,3	4,2
ZBL – 46175	3763	3446	2363	1546	26,3	6,6
ZBL – 66175	3758	3444	2362	1765	26,3	8,7
ZBL – 86175	3767	3435	2361	1557	26,3	9,3
ZBC – 6175	3777	3462	2339	2434	26,3	8,1
ZCL – 28175	3714	3410	2330	1224	26,3	3,3
ZCL – 48175	3759	3453	2344	1299	26,3	3,9
ZCL – 68175	3783	3473	2367	1914	26,3	6,3
ZCC – 8175	3771	3477	2363	2496	26,3	6,2
<b>Luva</b>						
<b>Protótipo</b>	$M_{re}$ (kN.cm)	$M_{RI}$ (kN.cm)	$M_{Rdist}$ (kN.cm)	$M_{exp}$ (kN.cm)	$V_{Rk}$ (kN)	$V_{exp}$ (kN)
ZAL – 26125	1259	1124	834	426	11,0	1,4
ZAL – 46125	1343	1165	849	674	8,4	2,2
ZAL – 66125	1342	1162	850	698	16,1	2,3
ZAL – 86125	1343	1162	844	966	16,1	3,2
ZBL – 26175	3967	3250	2358	1266	20,2	4,2
ZBL – 46175	3970	3243	2368	1967	15,7	6,6
ZBL – 66175	3964	3248	2371	2625	26,3	8,7
ZBL – 86175	3974	3248	2369	2784	26,3	9,3
ZCL – 28175	3917	3195	2343	1324	20,2	3,3
ZCL – 48175	3965	3226	2359	1548	15,7	3,9
ZCL – 68175	3990	3254	2382	2537	26,3	6,3



Para o cálculo da força cortante resistente foi considerado o coeficiente de flambagem local por cisalhamento,  $k_v$ , determinado por SILVA e MALITE (2018), quando os perfis das terças e luvas apresentaram  $a/h \geq 5$ . No caso dos elementos das luvas curtas, utilizou-se o coeficiente segundo a ABNT NBR 14762:2010, pois  $a/h < 5$ . Através da tabela nota-se que a força cortante resistente se mostrou muito superior a força cortante experimental, isto ocorre devido à relação vão de ensaio/altura do perfil ser elevada, tornando o momento fletor o esforço limitante para a capacidade resistente do sistema.

A Figura 4.6 mostra a relação entre momento fletor experimental e momento fletor resistente. Pode-se observar que os resultados são a favor da segurança para os protótipos contínuos e luvas com relação  $L_p/D = 6$  e  $L_p/D = 8$ , com exceção do protótipo ZAL – 66125. Os demais apresentaram valores inferiores a 1,0, indicando que o cálculo do momento fletor segundo o texto normativo brasileiro não é adequado para sistemas com ligações parafusadas com luvas curtas.

**Figura 4.6** – Relação entre Momento fletor experimental e resistente.



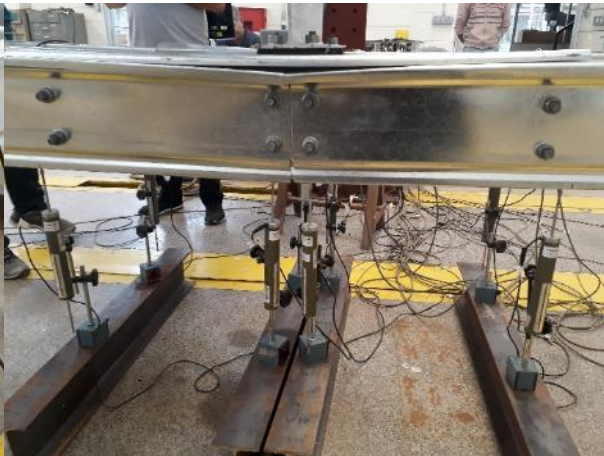
#### 4.2.2. MODOS DE FALHA

Na Foto 4.1, Foto 4.2 e Foto 4.3 são apresentados todos os modos de falha dos protótipos utilizados no programa experimental. De modo geral, a falha dos perfis se deu como previsto pela análise de estabilidade elástica, ou seja, pelo modo de instabilidade distorcional.

**Foto 4.1** – Modos de falha dos protótipos da Série A.



**(a)** ZAL-26175



**(b)** ZAL-46125



**(c)** ZAL-66125



**(d)** ZAL-86125



**(e)** ZAC-6125

**Foto 4.2 – Modos de falha dos protótipos da Série B.****(a) ZBL-26175****(b) ZBL-46175****(c) ZBL-66175****(d) ZBL-86175****(e) ZBC-6175**

**Foto 4.3 – Modos de falha dos protótipos da Série C.**



**(a) ZCL-28175**



**(b) ZCL-48175**



**(c) ZCL-68175**



**(d) ZCC-8175**

A falha dos protótipos contínuos deu-se inicialmente pela instabilidade distorcional e posterior surgimento de dobramentos na alma próxima ao enrijecedor intermediário superior e na mesa superior. Durante a execução do procedimento de ensaio pode-se visualizar nitidamente as semiondas se formando (Foto 4.4a).

**Foto 4.4** – Detalhes da falha dos protótipos contínuos.



**(a)** Semionda visível



**(b)** Típica falha.



**(c)** Dobramento na alma.



**(d)** Dobramento na mesa.

Nos protótipos com ligação as falhas se iniciaram com a elevação da mesa superior no final da luva (Foto 4.5b). Normalmente essa falha se iniciou na mesa que já apresentava leve distorção ou afastamento das mesas superiores antes do início do ensaio (Foto 4.5a). Quanto maior a deformação inicial, mais distorção o perfil apresentou ao fim do ensaio. Essa condição pode ter sido causada no transporte dos protótipos e/ou na montagem da estrutura, situações que podem ocorrer usualmente, tornando os resultados mais próximos da realidade.

RHODES e ZARAS (1988) sugere que este tipo de falha por afastamento das mesas pode ser melhorado acrescentando à ligação parafusos nas mesas, quando se utiliza perfis de chapas finas, e conseqüentemente, dando resistência adicional ao sistema.

**Foto 4.5** – Deformação geométrica inicial do protótipo ZAL – 86125.

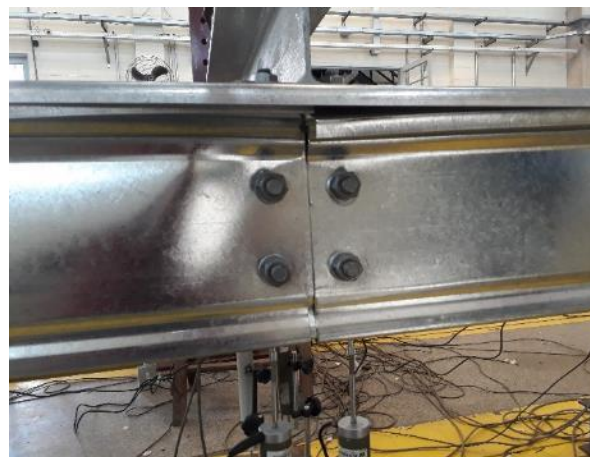


**(a)** Antes do ensaio (perfil do lado esquerdo e direito).



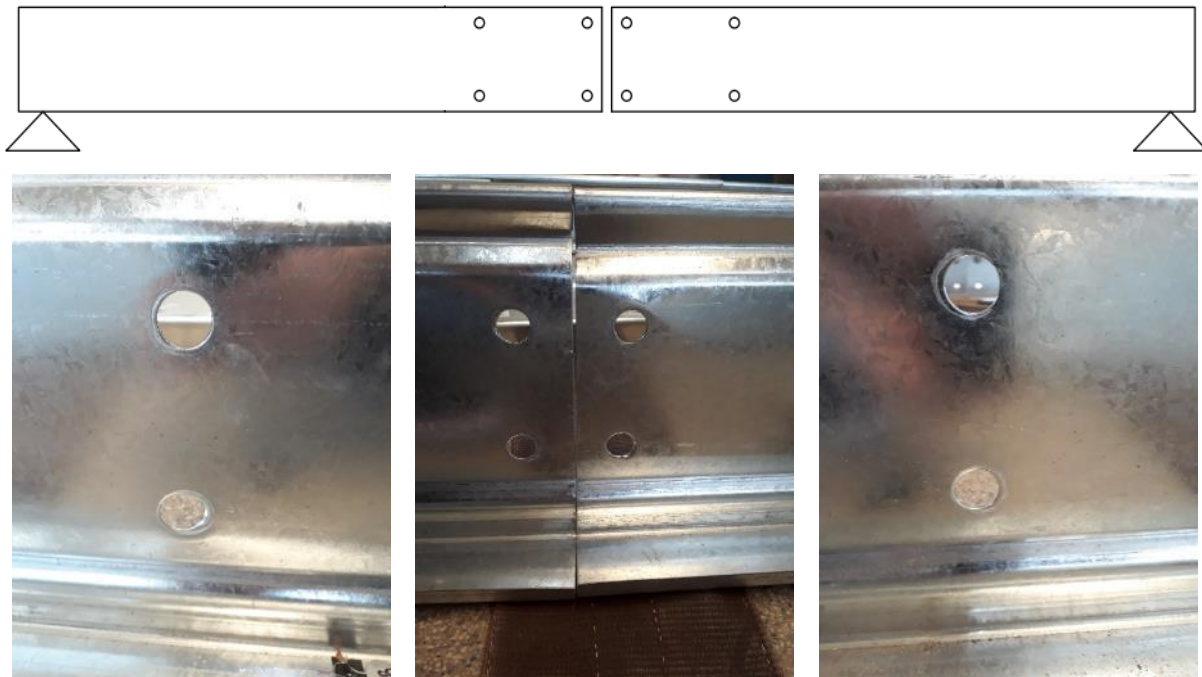
**(b)** Depois do ensaio (perfil do lado esquerdo e direito) e visão geral.

Após o surgimento da falha por instabilidade distorcional (Foto 4.6a) outras formas de falha foram observadas. Como nos protótipos contínuos, houve a evolução da distorção causando dobramentos, alguns casos no meio do vão (Foto 4.6b) e outros no final da ligação (Foto 4.6c). Nos protótipos com luvas de comprimento menores ( $L_p/D = 2$  e  $4$ ) foi nítido o afastamento das mesas superiores da luva e das terças (Foto 4.6d).

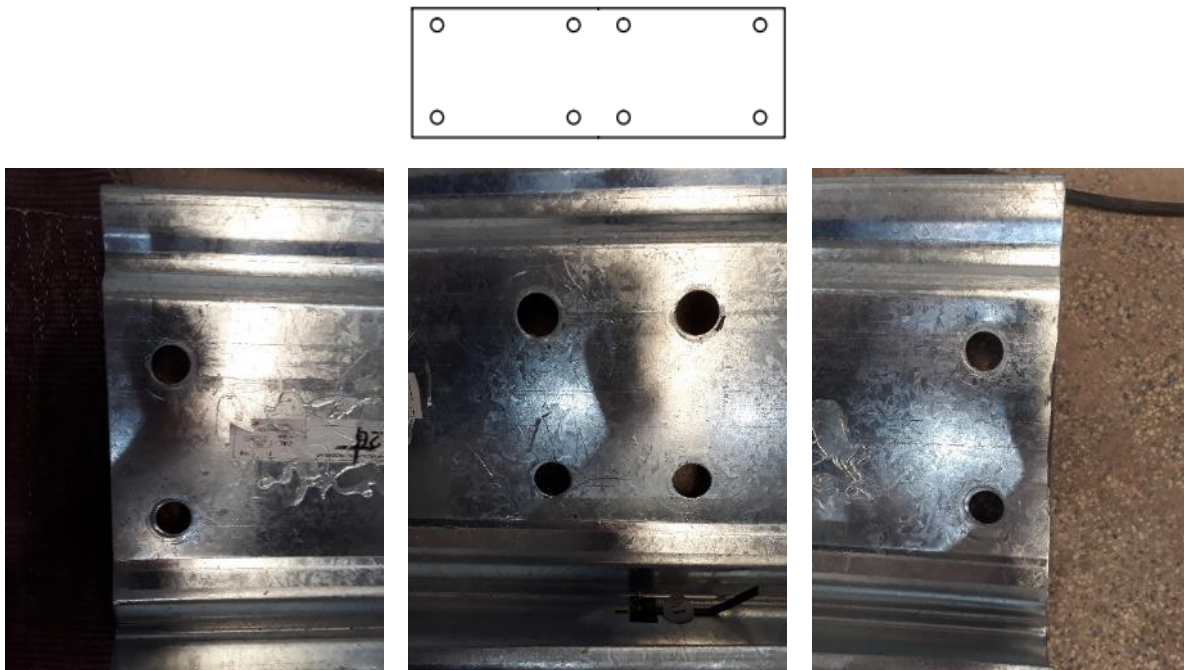
**Foto 4.6 – Falha dos protótipos com luva.****(a)** Início da falha com distorção no final da luva (ZAL – 86125).**(b)** Dobramento próximo ao suporte (ZAL – 86125).**(c)** Mecanismo plástico (ZBL – 46175).**(d)** Afastamento das mesas superiores (ZBL – 26175).

Para finalizar o procedimento experimental, posteriormente, os protótipos foram desmontados a fim de se analisar a deformação dos furos pós ensaio de flexão. Como citado anteriormente, alguns autores como YANG E LIU (2012) e YE et al. (2013) obtiveram resultados consideráveis de esmagamento dos furos que, segundo os autores, aumentaram a flexibilidade da ligação. Portanto, a inspeção desse fator é de extrema importância. Contudo, como pode ser visto na Figura 4.7, não foram identificados esmagamentos significativos na parede dos furos, mesmo os perfis tendo paredes finas de 1,25 e 1,75 mm.

**Figura 4.7** – Furos após ensaio do protótipo ZAL-26125.



**(a)** Furos da terça.



**(b)** Furos da luva.

### 4.3. AVALIAÇÃO DAS CURVAS FORÇA-DESLOCAMENTO

As curvas Força vs Deslocamento no meio do vão, obtidas experimentalmente, são apresentadas na Figura 4.8 a Figura 4.10. Nelas foi adicionada uma curva que se refere à barra prismática, isto é, com momento de inércia constante, descrevendo o comportamento elástico



linear do protótipo contínuo de cada série de ensaios. Determinou-se o deslocamento teórico no meio do vão através da Equação (4.1):

$$\delta = FL_t^3/48EI \quad (4.1)$$

Sendo:

$F$ : Força aplicada no meio do vão;

$L_t$ : Vão de ensaio;

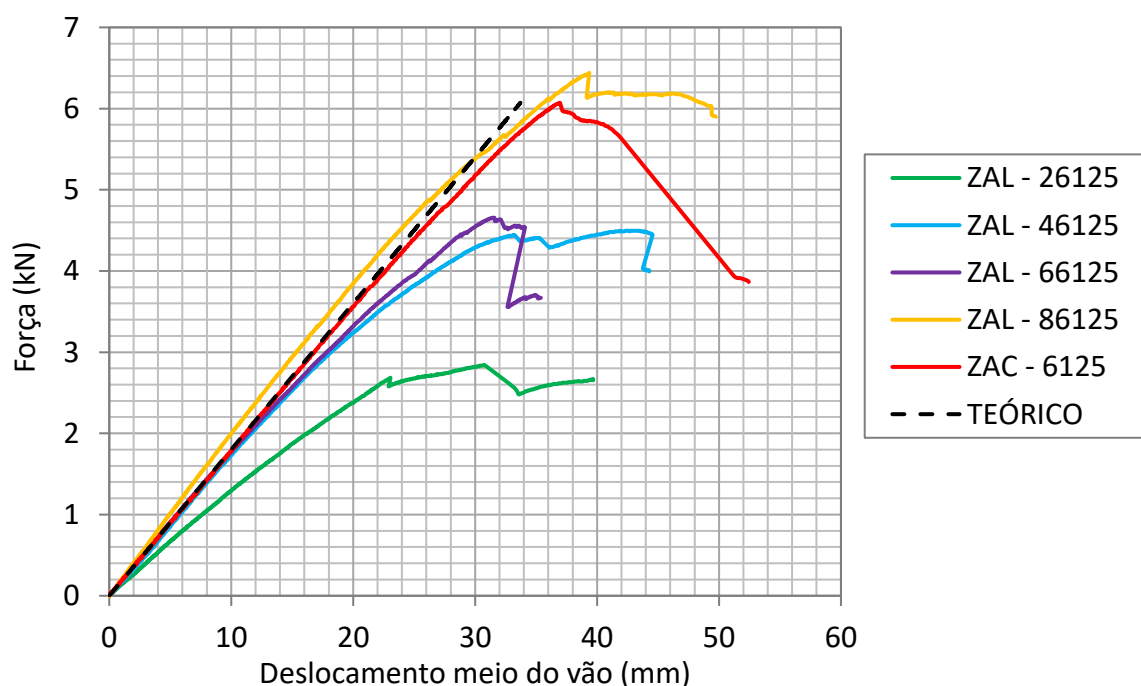
$E$ : Modulo de Elasticidade Longitudinal (200.000 MPa);

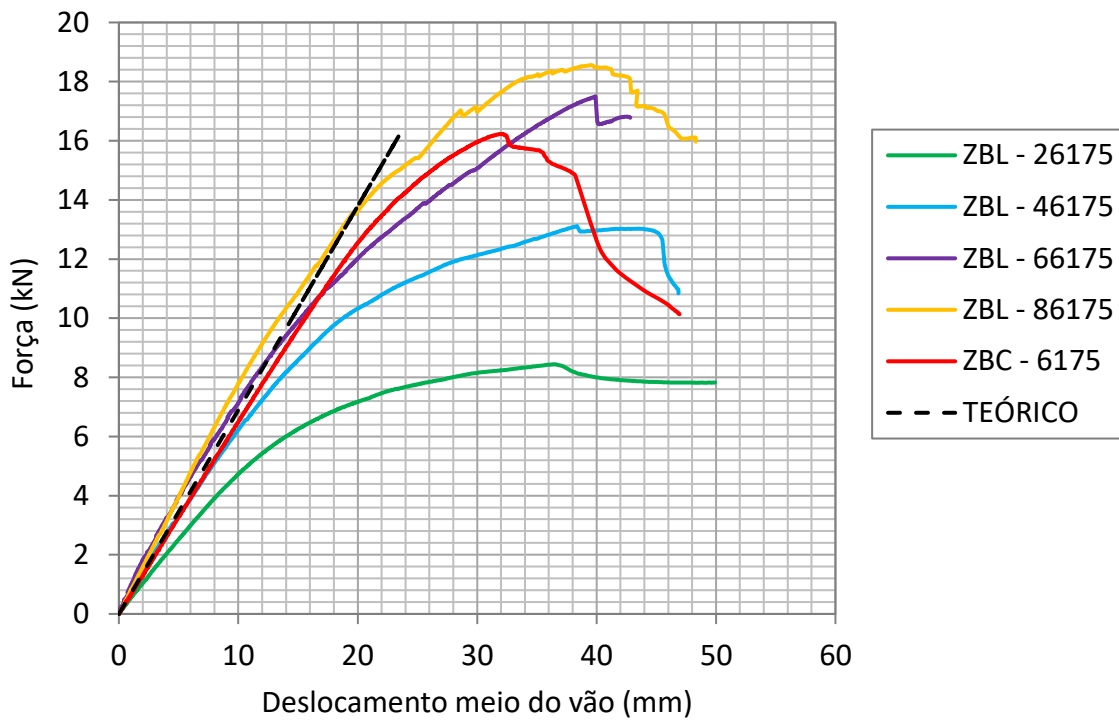
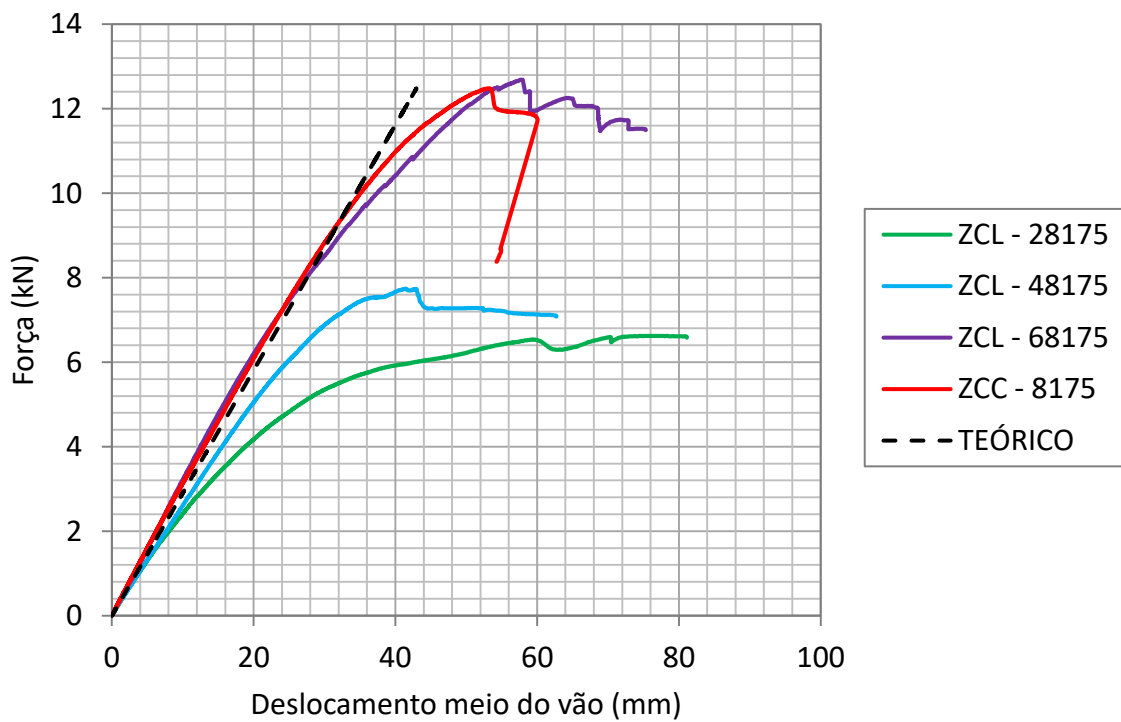
$I$ : Momento de Inércia da seção transversal da terça.

Com o auxilio das curvas Força vs Deslocamento no meio do vão pode-se identificar o comportamento do sistema terça-luva. Nota-se que o comprimento da ligação afeta consideravelmente a rigidez dos protótipos estudados.

Nas três séries os protótipos que possuíam  $L_p/D = 2$  apresentaram cerca de metade da resistência dos protótipos contínuos. As ligações de  $L_p/D = 6$  ficaram próximas ao valor contínuo com exceção do protótipo da série A, onde se aproximou do comportamento da ligação  $L_p/D = 4$ . No caso dos protótipos de  $L_p/D = 8$  a resistência se aproximou ou superou os protótipos contínuos. Por fim, conclui-se que a rigidez dos protótipos aumentava conforme o valor de  $L_p/D$  também aumentava.

**Figura 4.8** – Curvas força vs deslocamento no meio do vão dos protótipos da Série A.



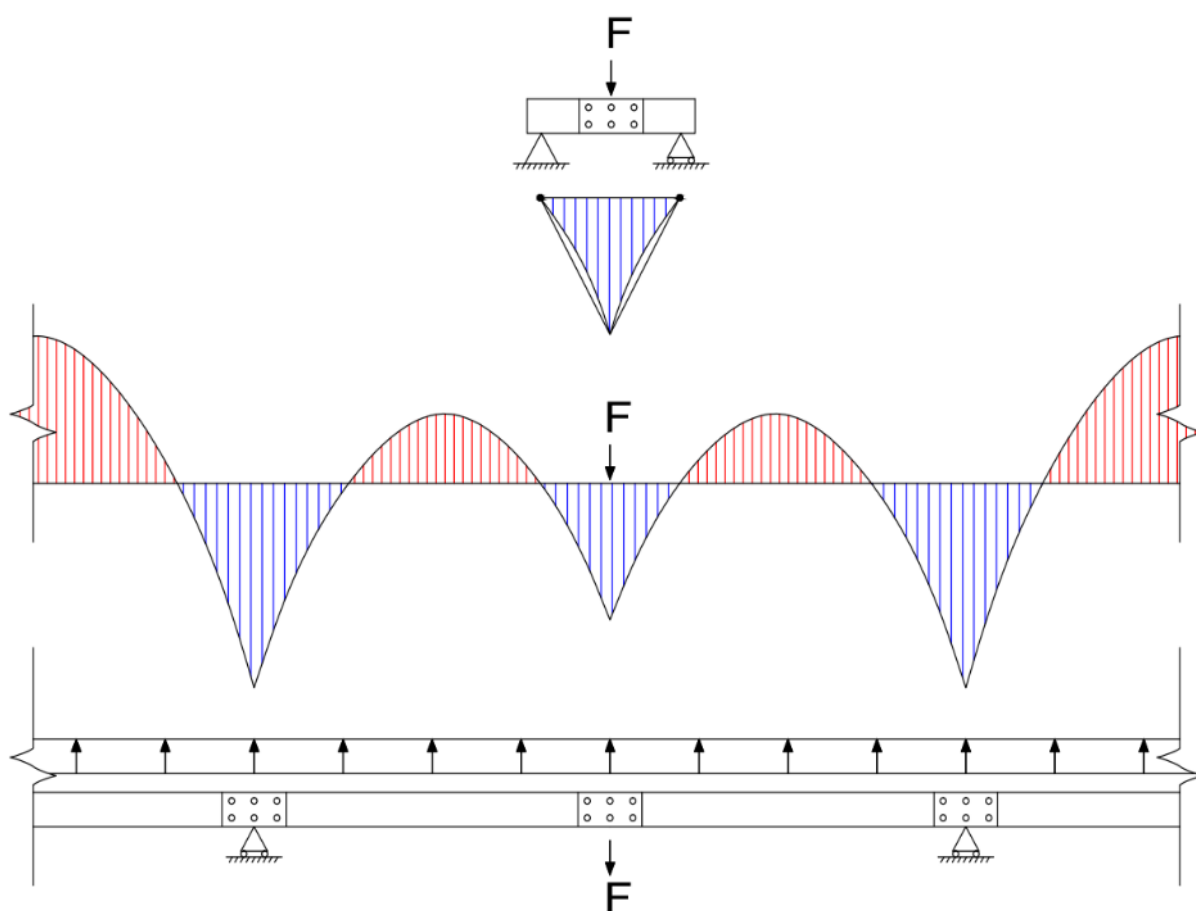
**Figura 4.9** – Curvas força vs deslocamento no meio do vão dos protótipos da Série B.**Figura 4.10** – Curvas força vs deslocamento no meio do vão dos protótipos da Série C.

## 4.4. PARAMETRIZAÇÃO

### 4.4.1. ESTIMATIVA DA FORÇA MÁXIMA

Através dos ensaios de flexão pode-se obter a força máxima experimental do sistema Terça-Luva. O ensaio foi realizado admitindo a simplificação mostrada no item 3.2, portanto a força suportada dos protótipos representa a reação nos apoios do sistema contínuo de múltiplos vãos, como pode ser visto na Figura 4.11.

**Figura 4.11** – Força suportada pelo sistema.



A fim de criar um método para estimar a força suportada pelo sistema com luva, e baseado no trabalho de YE et al. (2013), foi desenvolvida a constante  $\gamma$ . A Equação (4.2) representa a relação entre o momento máximo dos protótipos com luva,  $M_{MÁX}$ , e o momento máximo dos protótipos contínuos,  $M_{CON}$ , ambos valores experimentais.

$$\gamma = M_{MÁX}/M_{CON} \quad (4.2)$$

**Tabela 4.4** – Resultados experimentais e a constante  $\gamma$ .

Protótipos	$L_p/D$	$t$ (mm)	$L_p/L_t$	$F_{MÁX}$ (kN)	$M_{MÁX}$ (kN.cm)	$M_{CON}$ (kN.cm)	$\gamma$
ZAL – 26125	2	1,20	0,082	2,68	201	455	0,468
ZAL – 46125	4	1,20	0,163	4,44	333		0,741
ZAL – 66125	6	1,20	0,245	4,65	349		0,767
ZAL – 86125	8	1,20	0,327	6,44	483		1,061
ZBL – 26175	2	1,70	0,113	8,44	633	1217	0,520
ZBL – 46175	4	1,70	0,227	13,11	983		0,808
ZBL – 66175	6	1,70	0,340	17,50	1312		1,078
ZBL – 86175	8	1,70	0,453	18,56	1392		1,144
ZCL – 28175	2	1,70	0,085	6,62	662	1248	0,531
ZCL – 48175	4	1,70	0,170	7,74	774		0,620
ZCL – 68175	6	1,70	0,255	12,68	1268		1,016

A partir dos valores obtidos pode-se parametrizar a constante  $\gamma$  em função das características dos perfis, do comprimento do vão e do comprimento da luva.

$$\gamma = GL_p^3 \quad (4.3)$$

Sendo  $G$  determinado pelas Equações (4.4) a (4.7):

$$G = G_1 + G_2(D^2L_t/L_p) + G_3(D^2L_t/L_p)^2 \quad (4.4)$$

$$G_1 = -0,59645 + 7,53 \cdot 10^{-3}(L_t^2/D) - 1,20762 \cdot 10^{-5}(L_t^2/D)^2 \quad (4.5)$$

$$G_2 = -6,0025 + 85,315(Dt/L_t) - 297,18(Dt/L_t)^2 \quad (4.6)$$

$$G_3 = 28,725 - 13,237(DtL_t) + 1,5997(DtL_t)^2 \quad (4.7)$$

Sendo:

$D$ : Altura do perfil, em metros;

$t$ : Espessura do perfil, em milímetros;

$L_p$ : Comprimento efetivo da luva, em metros;

$L_t$ : Vão de ensaio, em metros.

Utilizando a Equação (4.3), pode-se determinar a força máxima do sistema através da Equação (4.8). É importante destacar que, essa força é determinada utilizando o momento máximo considerando o sistema como contínuo e com total transferência de esforços. Portanto esse momento pode ser calculado pelo Método da Resistência Direta apresentado na ABNT NBR 14762:2010.

$$F = 4\gamma M_{CON}/L_t \quad (4.8)$$

Sendo:

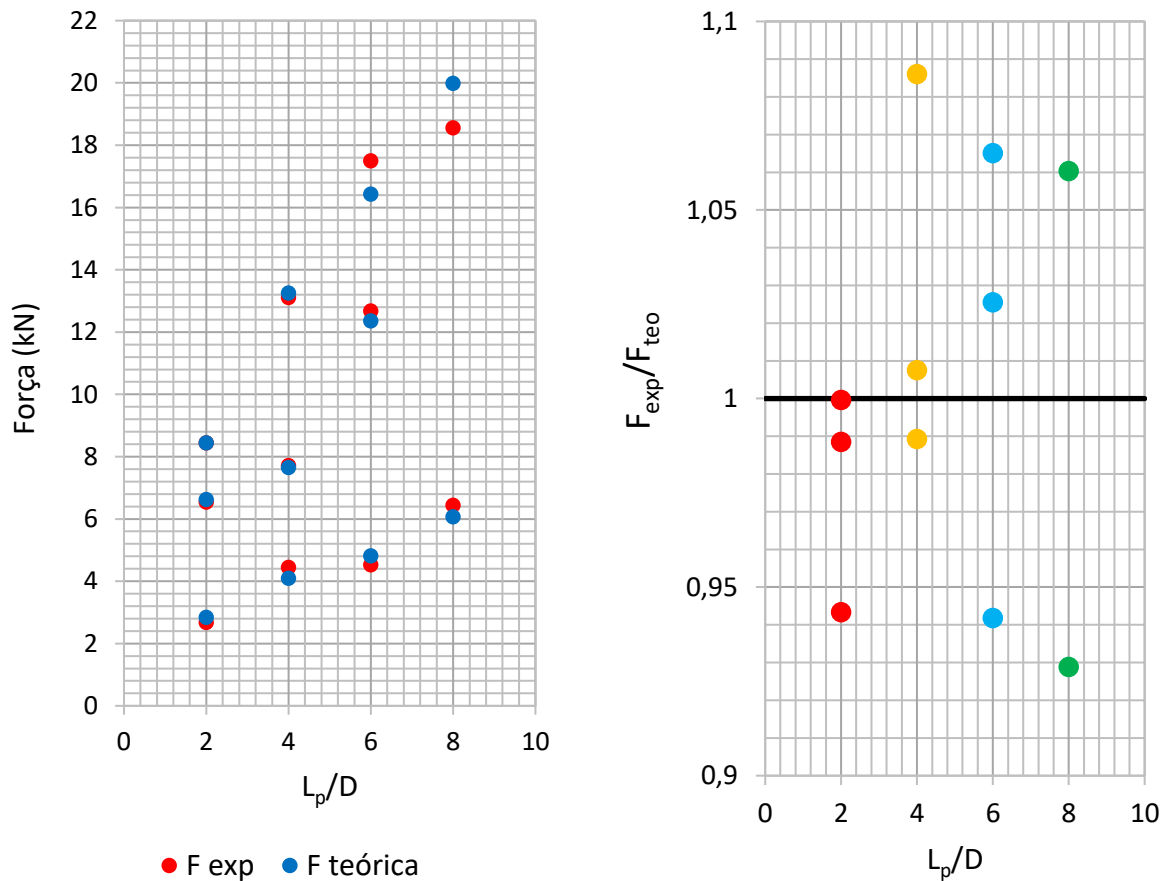
$M_{CON}$ : Momento máximo dos protótipos contínuos, em kN.m, valor experimental ou calculado pelo Método da Resistência Direta;

$F$ : Força suportada, em kN;

$L_t$ : Vão de ensaio, em metros.

Por fim, ao comparar os resultados experimentais com a Equação (4.8), apresentou-se boa aproximação com a realidade. A comparação como pode ser visto na Figura 4.12. A Equação aproximou-se melhor dos resultados nos protótipos com luvas menores, alcançando até 8% de erro nos protótipos com luvas maiores.

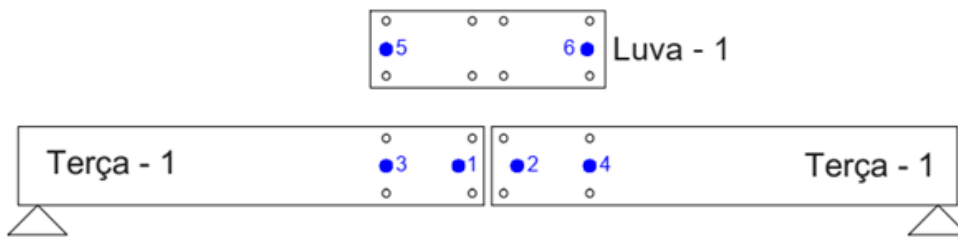
**Figura 4.12** – Resultados experimentais e teóricos para a força máxima dos protótipos.



### 4.4.2. MÉTODO DA RIGIDEZ ROTACIONAL

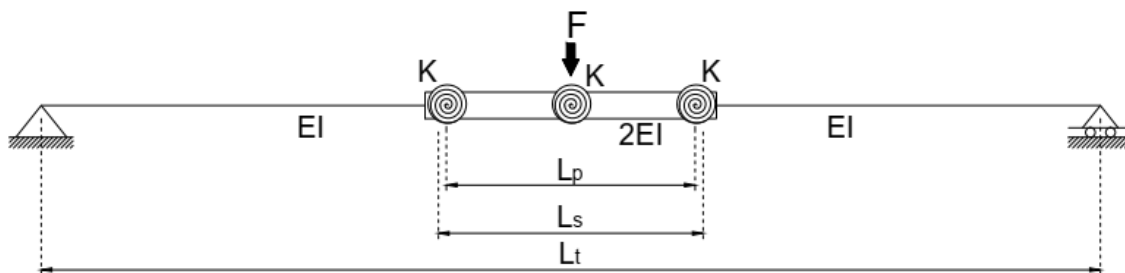
Como parte da instrumentação no ensaio de flexão foram posicionados seis inclinômetros, quatro na terça e dois na luva. Eles permitiram obter a rotação relativa do sistema em função da carga aplicada, e conseqüentemente, do momento fletor. Mais detalhes sobre a instrumentação podem ser lidos no APÊNDICE D.

**Figura 4.13** – Posicionamento do inclinômetros.



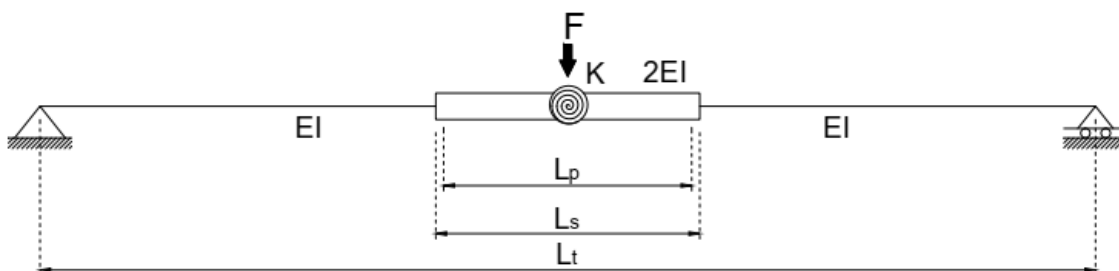
O posicionamento dos inclinômetros resultou em um modelo de três molas rotacionais como mostrado na Figura 4.14.

**Figura 4.14** – Modelo obtido após ensaios.

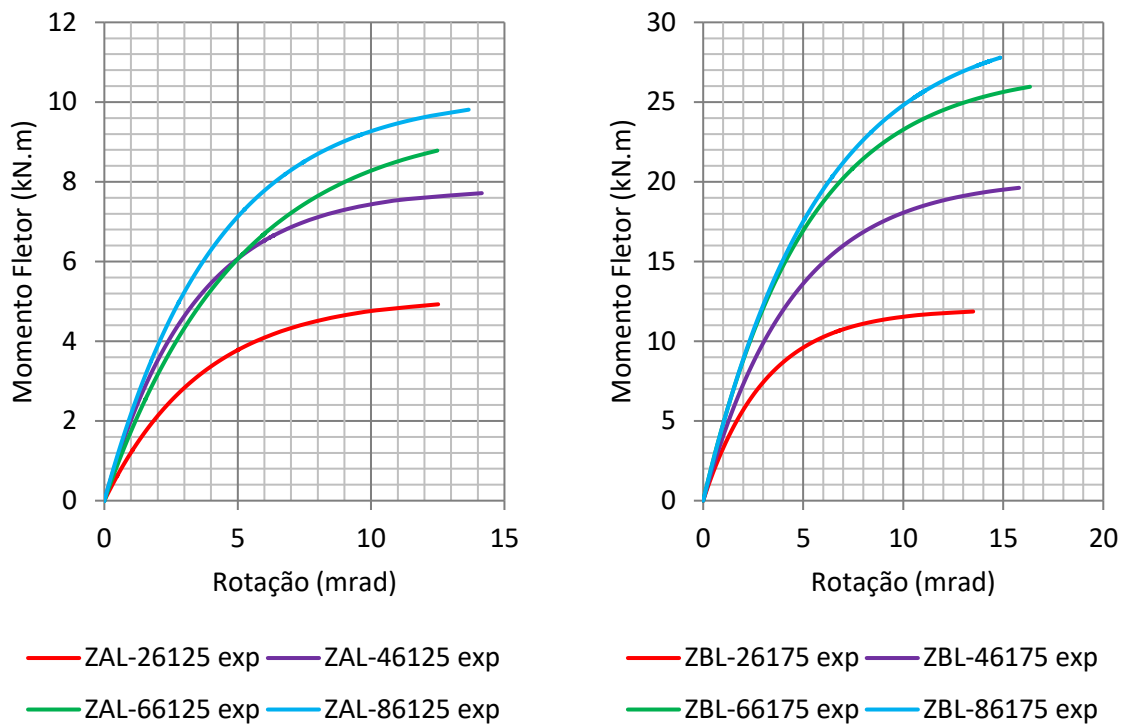
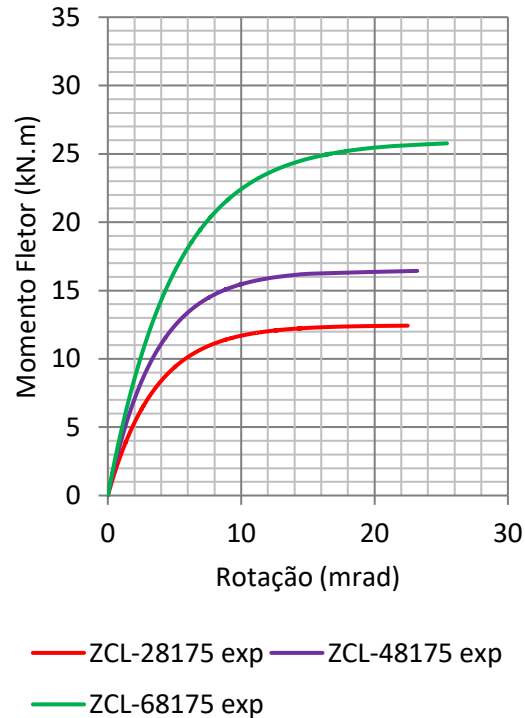


Entretanto, usando como referência o trabalho de GILIO (2016), o modelo foi simplificado para outro com apenas uma mola rotacional não linear na região central da ligação, Figura 4.15. A mola na região central representa a soma das três molas do modelo anterior.

**Figura 4.15** – Modelo desenvolvido com mola equivalente.



Partindo desse modelo final, foi possível obter as curvas Momento fletor vs Rotação relativa e determinar Equações que traçassem essas curvas de cada protótipo.

**Figura 4.16** – Curvas Momento fletor vs Rotação relativa.**(a)** Série A.**(b)** Série B.**(c)** Série C.

De acordo com as curvas mostradas na Figura 4.16, notou-se o comportamento exponencial em todos os resultados possibilitando ser expresso pela Equação (4.9).

$$M = a(1 - e^{-b\theta}) \quad (4.9)$$

Em seguida, determinaram-se através das Equações (4.10) a (4.19) as variáveis dependentes  $a$  e  $b$  em função das características dos perfis e das ligações.

$$a = A(L_p^2 L_t / D) \quad (4.10)$$

$$A = A_1 + A_2(D^2 L_t / L_p) + A_3(D^2 L_t / L_p)^2 \quad (4.11)$$

$$A_1 = -0,0598 \left( D (L_t^2 - D) / t^2 \right)^2 + 0,5705 \left( D (L_t^2 - D) / t^2 \right) - 1,1711 \quad (4.12)$$

$$A_2 = 0,1912 \left( D (L_t^2 - D) / t^2 \right)^2 - 1,6899 \left( D (L_t^2 - D) / t^2 \right) + 2,2151 \quad (4.13)$$

$$A_3 = -0,0067 \left( D (L_t^2 - D) / t^2 \right)^2 - 0,1009 \left( D (L_t^2 - D) / t^2 \right) + 0,4425 \quad (4.14)$$

$$b = B L_p / (D^2 L_t) \quad (4.15)$$

$$B = B_1 + B_2(D^2 L_t / L_p) + B_3(D^2 L_t / L_p)^2 \quad (4.16)$$

$$B_1 = 0,0173 \left( D (L_t^2 - D) / t^2 \right)^2 - 0,1529 \left( D (L_t^2 - D) / t^2 \right) + 0,3356 \quad (4.17)$$

$$B_2 = 0,0203 \left( D (L_t^2 - D) / t^2 \right)^2 - 0,3908 \left( D (L_t^2 - D) / t^2 \right) + 1,1496 \quad (4.18)$$

$$B_3 = -0,0625 \left( D (L_t^2 - D) / t^3 \right)^2 + 0,6181 \left( D (L_t^2 - D) / t^3 \right) - 1,3322 \quad (4.19)$$

Sendo:

$M$ : Momento fletor no meio do vão, em kN.m;

$\theta$ : Rotação relativa, em mrad;

$D$ : Altura do perfil, em metros;

$t$ : Espessura do perfil, em milímetros;

$L_p$ : Comprimento efetivo da luva, em metros;

$L_t$ : Vão de ensaio, em metros.

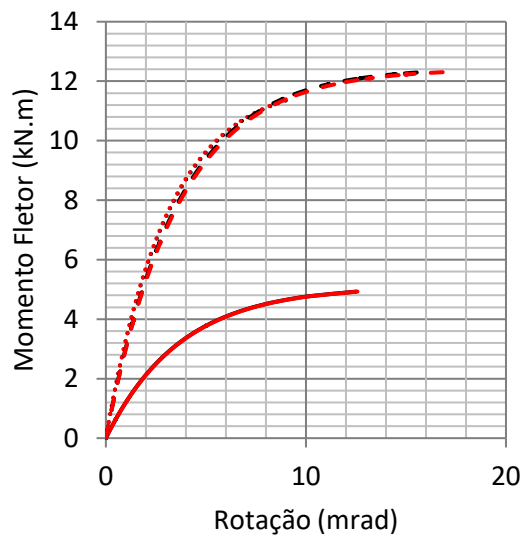
Por fim, desenvolvendo a Equação (4.9), obtém-se que a rigidez rotacional na mola é dada pela Equação (4.20) e a rotação relativa pela Equação (4.21).

$$K_\theta = \frac{M}{\theta} = \frac{F L_t b}{4 \ln \left( \frac{a L_t}{a L_t - 4 F} \right)} \quad (4.20)$$

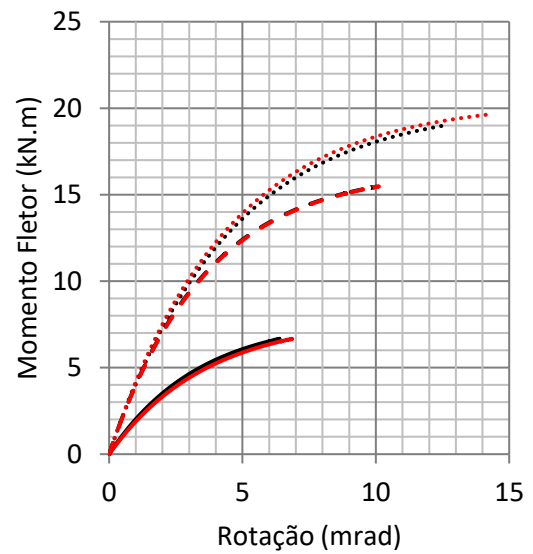
$$\theta = \frac{1}{b} \ln \left( \frac{a}{a - M} \right) \quad (4.21)$$

Na Figura 4.17 são comparadas as curvas Momento fletor vs Rotação relativa obtidas experimentalmente e pela Equação (4.9).

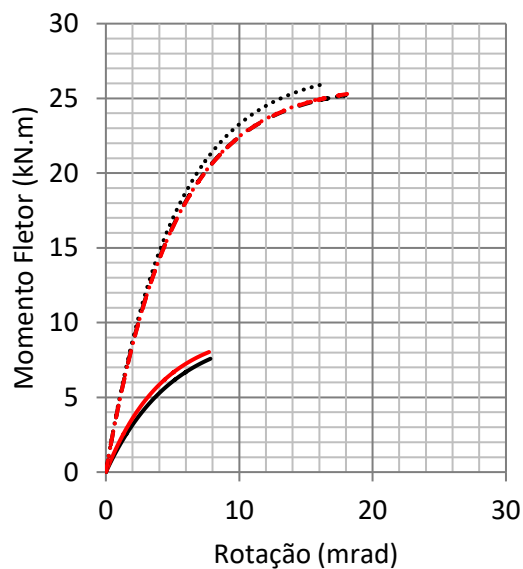


**Figura 4.17** – Curvas Momento vs Rotação relativa experimentais e teóricas.

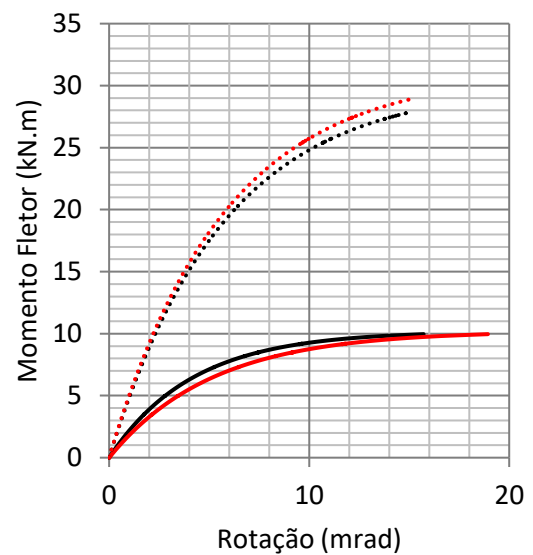
— ZAL-26125 exp    — ZAL-26125  
 ..... ZBL-26175 exp    ..... ZBL-26175  
 - - - ZCL-28175 exp    - - - ZCL-28175

**(a)** Protótipos com  $L_p/D = 2$ .

— ZAL-46125 exp    — ZAL-46125  
 ..... ZBL-46175 exp    ..... ZBL-46175  
 - - - ZCL-48175 exp    - - - ZCL-48175

**(b)** Protótipos com  $L_p/D = 4$ .

— ZAL-66125 exp    — ZAL-66125  
 ..... ZBL-66175 exp    ..... ZBL-66175  
 - - - ZCL-68175 exp    - - - ZCL-68175

**(c)** Protótipos com  $L_p/D = 6$ .

— ZAL-86125 exp    — ZAL-86125  
 ..... ZBL-86175 exp    ..... ZBL-86175

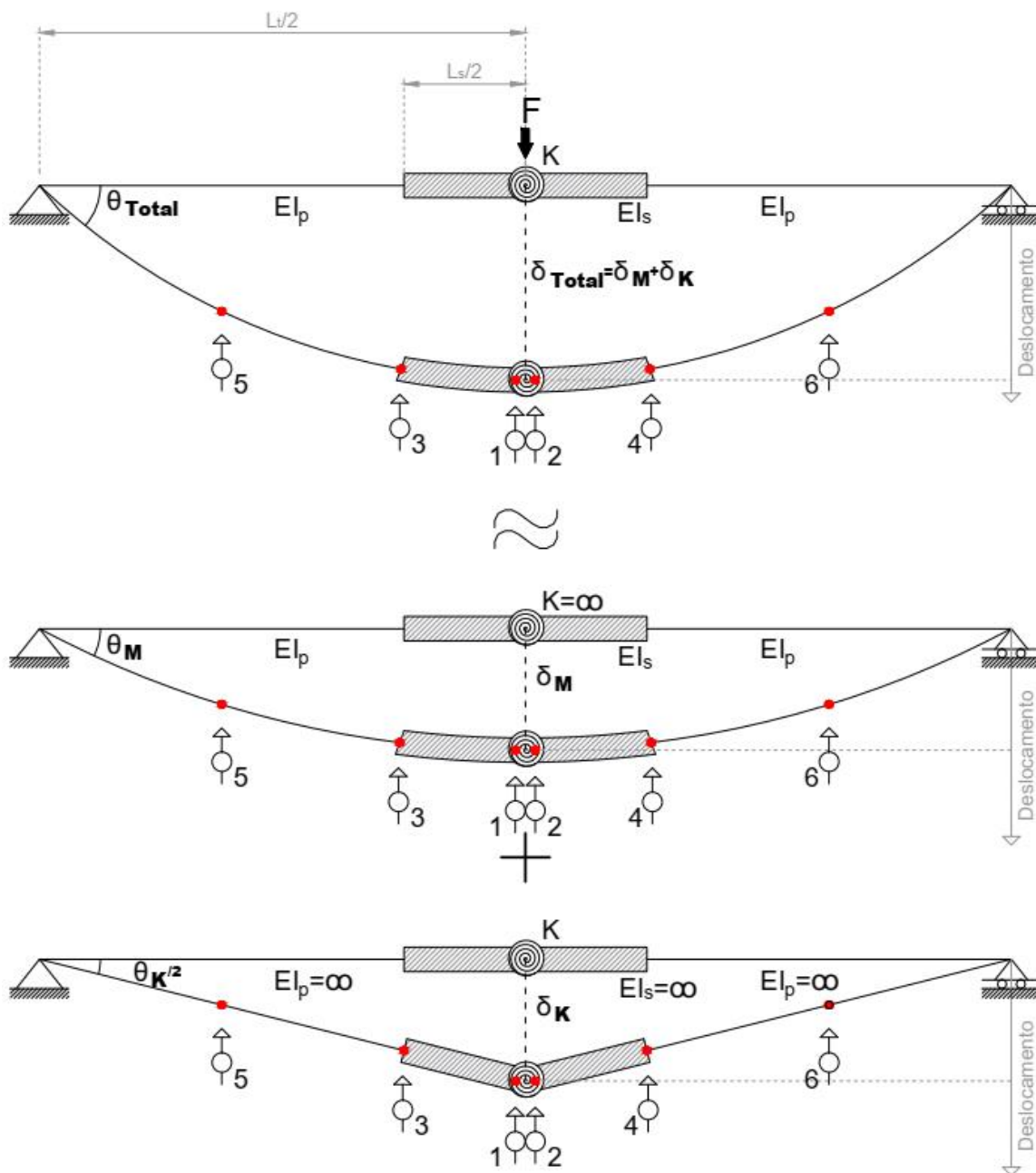
**(d)** Protótipos com  $L_p/D = 8$ .

Para análise dos deslocamentos no meio do vão dos protótipos (Eq. (4.22)),  $\delta_{total}$ , aplicando a Equação proposta (4.9), utilizou-se o teorema de Castigliano. O modelo foi dividido em deslocamento causado pelo momento fletor,  $\delta_M$ , e o deslocamento causado pela mola,  $\delta_K$ .

$$\delta_{total} = \delta_M + \delta_K \tag{4.22}$$

Na Figura 4.18 é demonstrado o modelo e as parcelas de deslocamentos somadas para calcular o deslocamento total no meio do vão dos protótipos.

**Figura 4.18 – Modelo com mola desenvolvida.**



Segundo o teorema, a derivada parcial da energia de deformação interna, em relação a uma força atuante, fornece o deslocamento corresponde à força considerada na direção de ação da força em questão. Para o sistema estudado a energia de deformação interna é obtida pela Equação (4.23).

$$U_i = 2 \left( \int_0^{(L_t-L_s)/2} \frac{M^2}{2EI_p} dx + \int_{(L_t-L_s)/2}^{L_t/2} \frac{M^2}{2EI_s} dx \right) + \frac{K\theta^2}{2} \quad (4.23)$$

Sendo:

$U_i$ : Energia de deformação interna;

$L_s$ : Comprimento da luva;

$L_t$ : Vão de ensaio;

$I_s$ : Momento de inercia na região da luva;

$I_p$ : Momento de inercia na região da terça;

$M$ : Momento fletor;

$K$ : Rigidez da mola;

$\theta$ : Rotação relativa.

Pelo diagrama de corpo livre e equação de equilíbrio, tem-se que a resultante do momento fletor é dada pela Equação (4.24) ao longo de toda a extensão do modelo.

$$M = Fx/2 \quad \text{para } 0 \leq \lambda_0 \leq L_t/2 \quad (4.24)$$

Calculando as integrais da Equação (4.23) e utilizando o momento fletor definido em (4.24), obtêm-se a Equação (4.25).

$$U_i = \frac{F^2(L_t-L_s)^3}{96EI_p} + \frac{F^2L_t^3}{96EI_s} - \frac{F^2(L_t-L_s)^3}{96EI_s} + \frac{K\theta^2}{2} \quad (4.25)$$

A rotação relativa é dada pela Equação (4.26):

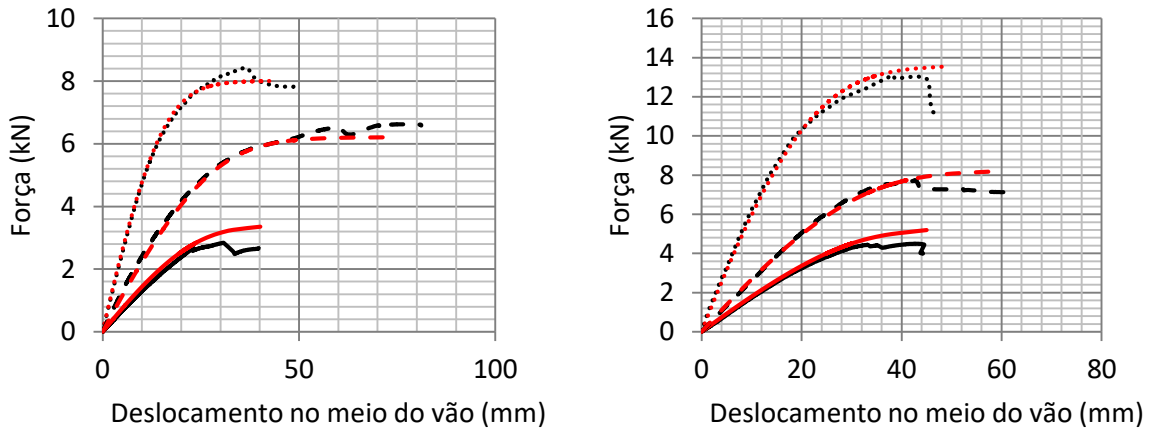
$$\theta = \frac{FL_t}{4K} \quad (4.26)$$

Por fim, o deslocamento total no meio do vão resulta da Equação (4.27). Vale destacar que a parcela correspondente a mola representa a parcela não linear do deslocamento, e o restante a parcela linear.

$$\delta_{total} = \frac{\partial U_i}{\partial F} = \frac{F(L_t-L_s)^3}{48EI_p} + \frac{FL_t^3}{48EI_s} - \frac{F(L_t-L_s)^3}{48EI_s} + \frac{2FL_t^2}{32K} \quad (4.27)$$

Na Figura 4.19 são apresentadas as curvas Força aplicada vs Deslocamento no meio do vão dos resultados experimentais e dos resultados teóricos utilizando a Equação (4.27). Nota-se a boa aproximação dos resultados experimentais e teóricos. Tanto as curvas momento-rotação como força-deslocamento apresentaram coeficientes de determinação muito próximos a 1. Portanto, o modelo se mostrou adequado para representar o sistema estudado.

**Figura 4.19** – Curvas Força vs Deslocamento experimentais e teóricas.

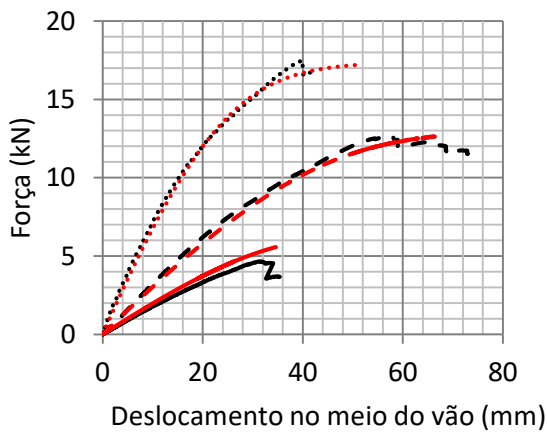


— ZAL 26125 exp    — ZAL 26125  
 ..... ZBL 26175 exp    ..... ZBL 26175  
 - - - ZCL 28175 exp    - - - ZCL 28175

— ZAL 46125 exp    — ZAL 46125  
 ..... ZBL 46175 exp    ..... ZBL 46175  
 - - - ZCL 48175 exp    - - - ZCL 48175

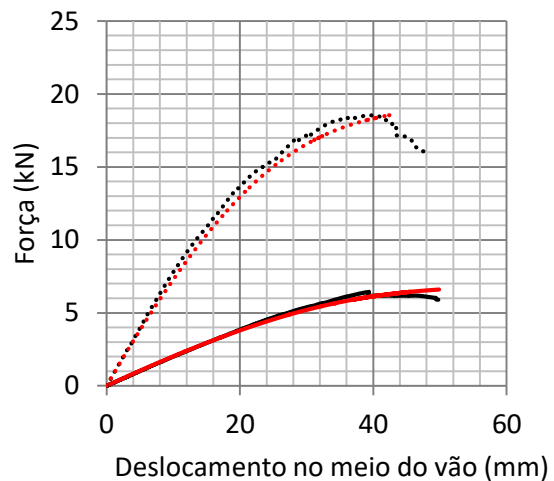
(a) Protótipos com  $L_p/D = 2$ .

(b) Protótipos com  $L_p/D = 4$ .



— ZAL 66125 exp    — ZAL 66125  
 ..... ZBL 66175 exp    ..... ZBL 66175  
 - - - ZCL 68175 exp    - - - ZCL 68175

(c) Protótipos com  $L_p/D = 6$ .



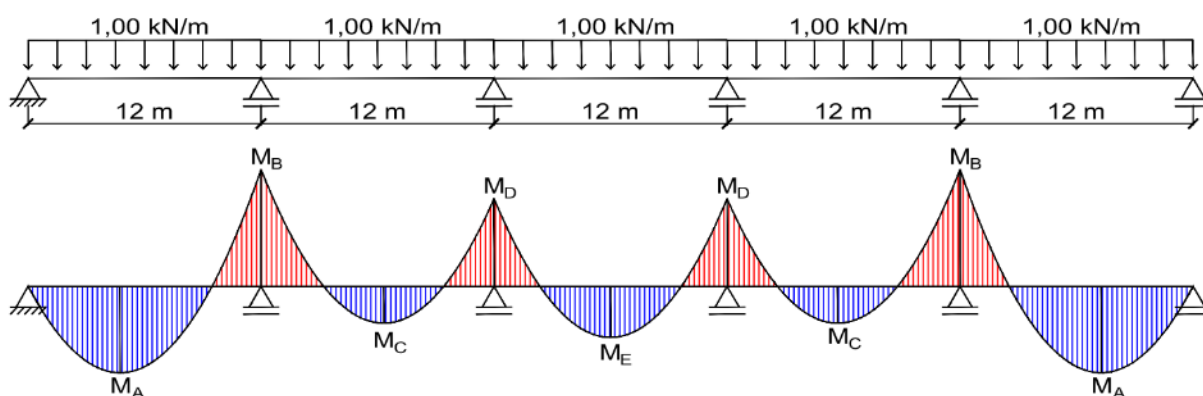
— ZAL 86125 exp    — ZAL 86125  
 ..... ZBL 86175 exp    ..... ZBL 86175

(d) Protótipos com  $L_p/D = 8$ .

#### 4.5. SIMULAÇÕES NUMÉRICAS

Utilizando o software ANSYS™, análises numéricas puderam ser realizadas para observar a distribuição de momentos fletores dos protótipos com luva. Foram simuladas estruturas com cinco vãos submetidas a um carregamento uniformemente distribuído de  $1 \text{ kN/m}$ .

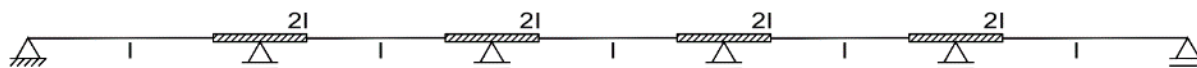
**Figura 4.20** – Sistema analisado.



A análise consistiu na utilização de elementos de barra (BEAM3) e molas rotacionais não lineares (COMBIN39) que simularam o comportamento momento-rotação da ligação. Ainda na região da ligação foi adotado como momento de inércia o dobro do valor do perfil unitário. Foram considerados três modelos:

- **Modelo 1:** modelo teórico elástico-linear que considera continuidade total das terças nos apoios e não utiliza molas rotacionais (Figura 4.21).

**Figura 4.21** – Modelo teórico elástico-linear.

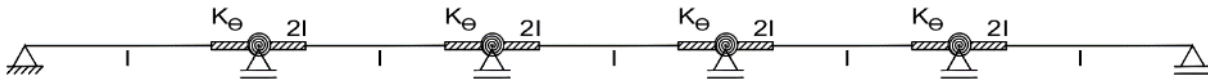


- **Modelo 2:** modelo que utiliza molas rotacionais não lineares,  $K$ , calibradas com os resultados experimentais do ensaio de flexão (Figura 4.22)

**Figura 4.22** – Modelo calibrado experimentalmente.



- **Modelo 3:** modelo que utiliza molas rotacionais não lineares,  $K_\theta$ , calibradas com a Equação (4.20) (Figura 4.23).

**Figura 4.23** – Modelo calibrado pela Equação (4.20).

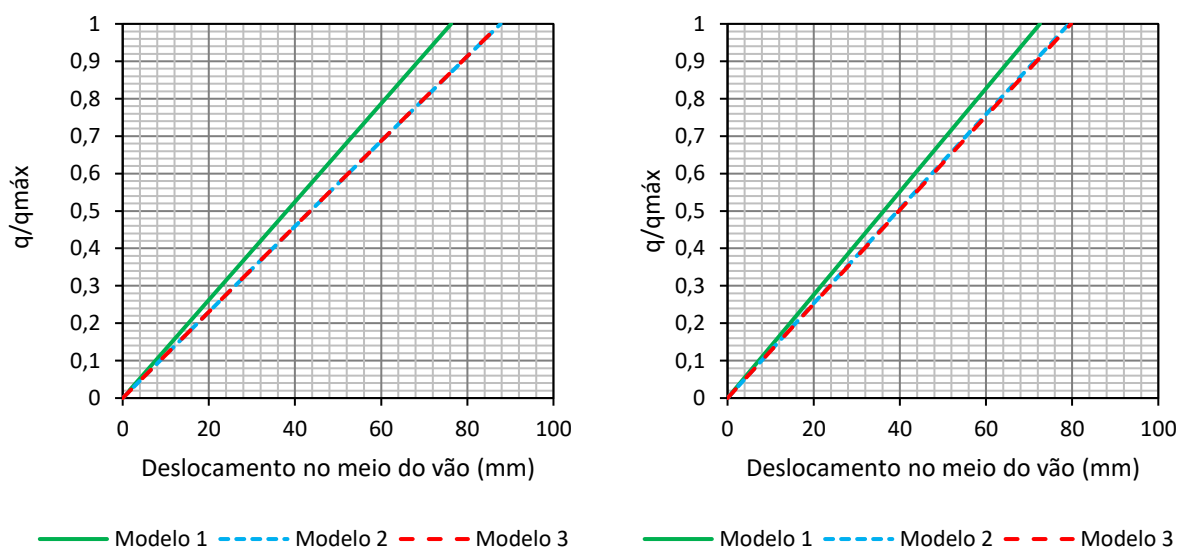
Utilizando-se dos três modelos, foram feitas análises teóricas com  $L_p/D$  variando entre 2 e 8 e a altura do perfil,  $D$ , de 245 e 340 mm. Os resultados são apresentados na Tabela 4.5. Pode-se observar que a consideração da ligação utilizando mola rotacional não linear fez com que os momentos fletores negativos (nos apoios),  $M_B$  e  $M_D$ , apresentassem redução nos valores. Nos momentos fletores positivos (meio do vão),  $M_A$ ,  $M_C$  e  $M_E$ , o oposto foi observado. Tal ocorrência representa a real distribuição de momentos fletores dos elementos conectados com luva.

**Tabela 4.5** – Resultados das simulações numéricas.

$L_p/D$	$D$ (mm)	Método	$M_A$ (kN.cm)	$M_B$ (kN.cm)	$M_C$ (kN.cm)	$M_D$ (kN.cm)	$M_E$ (kN.cm)
2	245	1	1106	-1530	450	-1132	644
		2	1152	-1414	532	-1080	696
		3	1152	-1414	532	-1080	696
4	245	1	1091	-1563	423	-1145	628
		2	1119	-1492	473	-1114	658
		3	1121	-1487	477	-1111	661
6	245	1	1078	-1599	399	-1161	613
		2	1112	-1511	461	-1123	650
		3	1107	-1524	452	-1129	645
8	245	1	1066	-1629	377	-1173	600
		2	1094	-1556	428	-1142	630
		3	1102	-1535	442	-1133	639
2	340	1	1100	-1544	439	-1138	638
		2	1175	-1357	575	-1049	727
		3	1174	-1358	574	-1049	726
4	340	1	1081	-1590	404	-1157	616
		2	1131	-1461	496	-1099	674
		3	1130	-1465	493	-1101	672
6	340	1	1064	-1635	374	-1176	598
		2	1109	-1518	456	-1126	648
		3	1111	-1515	458	-1124	650
8	340	1	1049	-1673	348	-1190	583
		2	1098	-1547	435	-1137	635
		3	1097	-1547	435	-1137	635

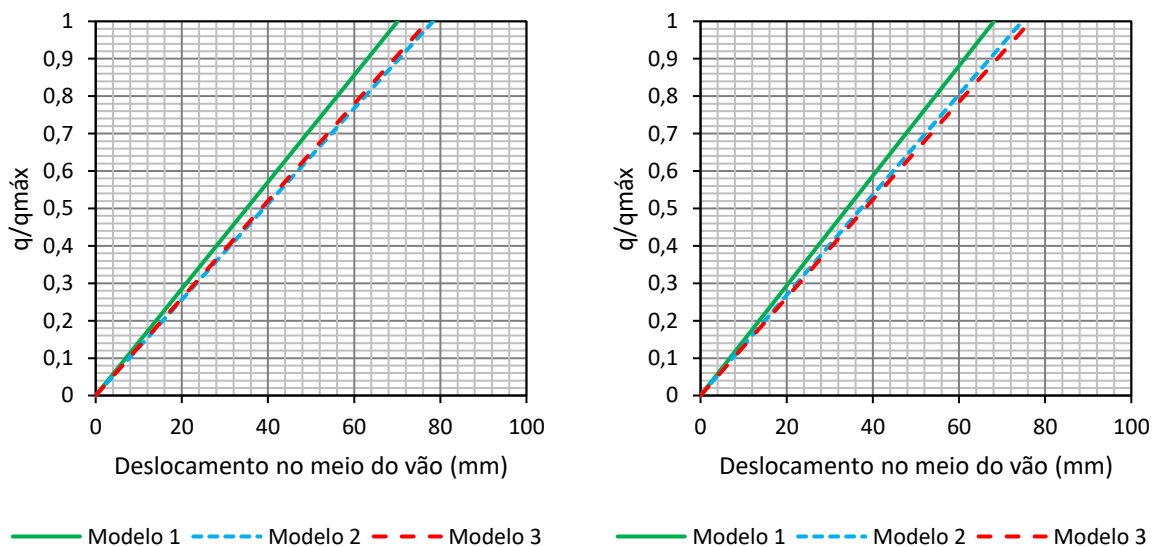
Comparando os modelos 2 e 3, ou seja, o modelo com a mola calibrada experimentalmente e com a mola calibrada pela Equação proposta nesta pesquisa, respectivamente, tem-se que o método proposto atende adequadamente o problema estudado. Obtiveram-se valores extremamente próximos, sendo as diferenças menores que 3% nos deslocamentos no meio do 3º vão, apresentados nas Figura 4.24 e Figura 4.25, e 5% nos momentos fletores, apresentados na Tabela 4.5.

**Figura 4.24** – Comparação entre os deslocamentos no meio do 3º vão dos modelos utilizando perfis de  $t=1,25$  mm.



**(a)** Protótipo ZAL-26125.

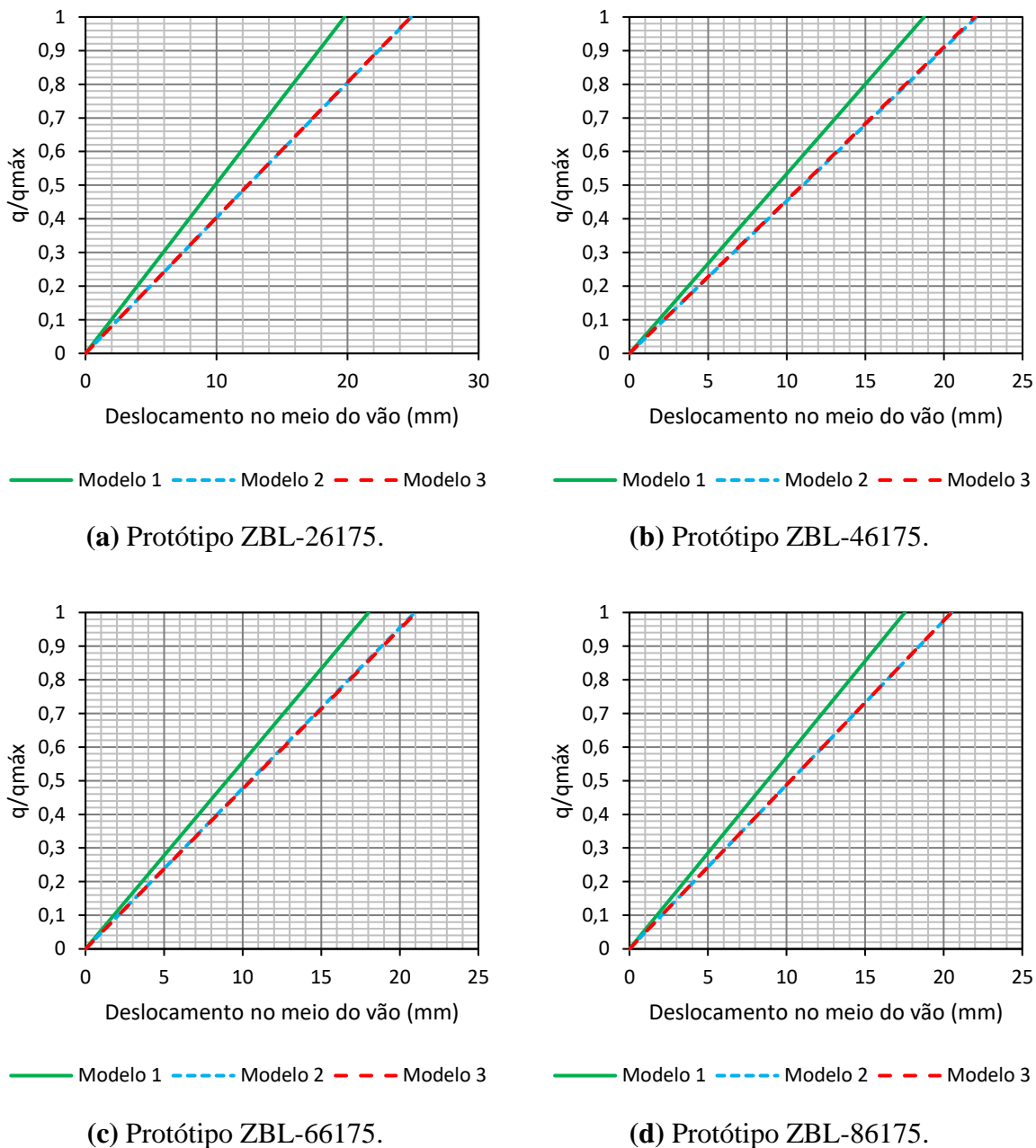
**(b)** Protótipo ZAL-46125.



**(c)** Protótipo ZAL-66125.

**(d)** Protótipo ZAL-86125.

**Figura 4.25** – Comparação entre os deslocamentos no meio do vão dos modelos utilizando perfis de  $t=1,75$  mm.

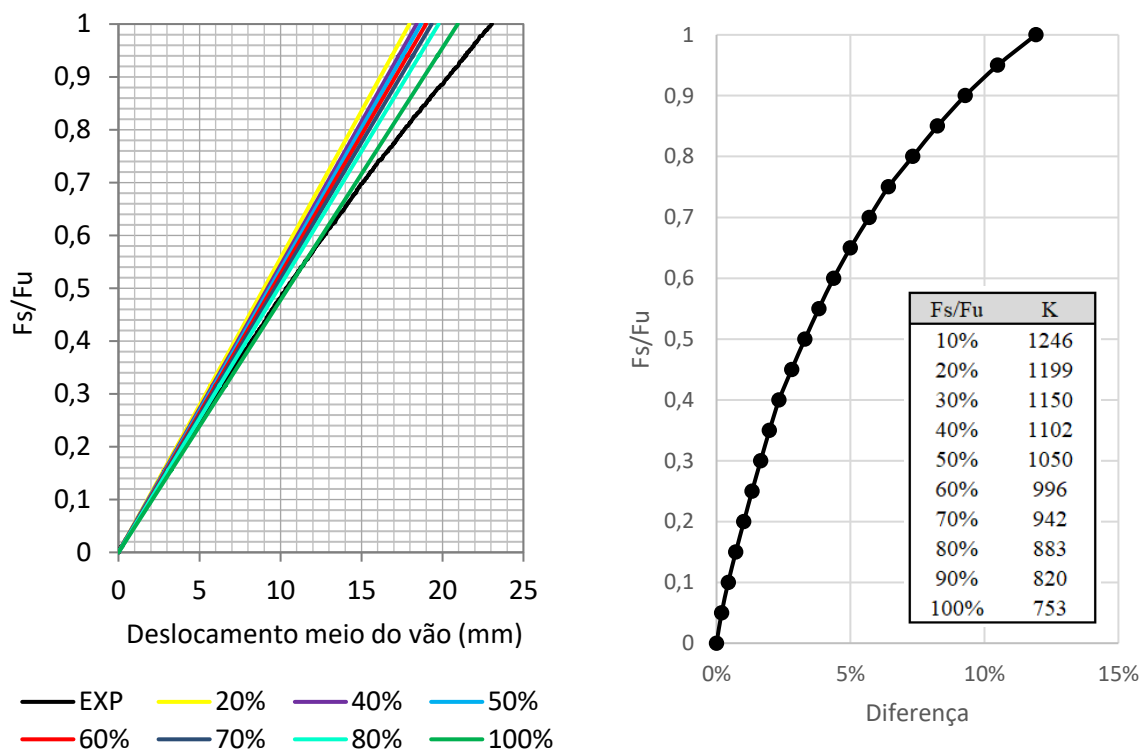


#### 4.6. SIMPLIFICAÇÃO DO MÉTODO PROPOSTO

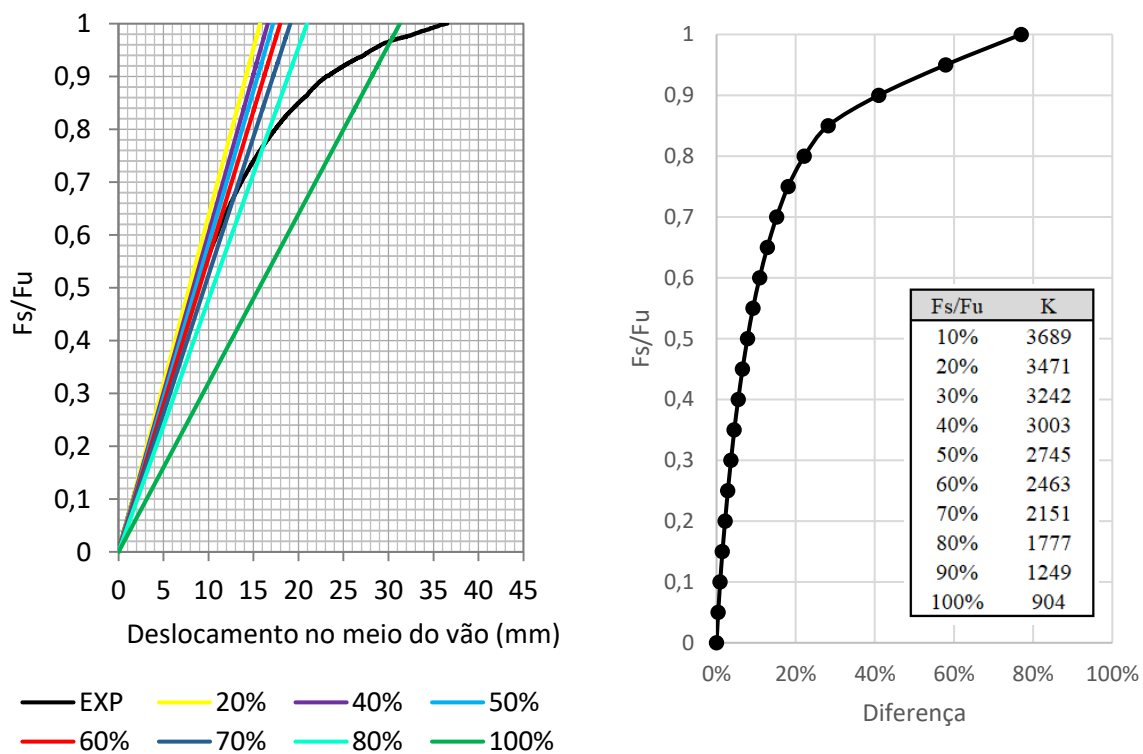
O modelo proposto nesta pesquisa se baseia no uso de molas rotacionais não lineares, entretanto, o uso desses elementos dificultam a ampla utilização nos softwares mais simples. Por esse motivo, na Figura 4.26, é mostrado os resultados de simulações numéricas considerando mola rotacional linear para os protótipos ZAL-26125 e ZBL-26175. Foram adotadas rigidezes secantes  $K$  das molas de acordo com a relação  $F_s/F_u$ , ou seja, força em serviço pela força última suportada pelo sistema.



**Figura 4.26** – Resultados da simplificação utilizando molas lineares.



**(a)** Protótipo ZAL-26125.



**(b)** Protótipo ZBL-26175.

Na Figura 4.26 foram apresentados apenas os resultados de dois protótipos, os demais podem ser conferidos no APÊNDICE F.

Pelos resultados pode-se notar que, pela série A possuir comportamento próximo ao linear, a utilização de molas rotacionais constantes não apresentou grande perda de resposta Força x Deslocamento e, conseqüentemente, resultou em diferenças pequenas se comparado ao modelo com molas não lineares. Há uma exceção ao protótipo ZAL-86125, que se enquadrou de forma semelhante ao observado nas simulações da série B e C.

No que diz respeito ao protótipo ZAL-86125 e as séries B e C, a utilização de mola rotacional linear mostra diferenças consideráveis para esforços em serviços maiores que 70% do esforço último. Em todos os protótipos quando o  $K$  correspondia a  $F_s/F_u = 70\%$ , as diferenças relativas de deslocamento no meio do vão mostram-se próximos a 10%, indicando uma boa aproximação.

Para avaliar o impacto da utilização de molas lineares constantes no modelo em relação a distribuição de momentos fletores, as simulações do item 4.5 foram refeitas. Assim como para a análise do deslocamento, foram consideradas molas com os valores equivalentes de  $F_s/F_u$  variando até 100%. Na Tabela 4.6 e Tabela 4.7 são apresentados os valores para protótipos com  $L_p/D = 2$  e  $D = 245$  e  $340$  mm.

Corroborando com os resultados obtidos para Força x Deslocamento, os protótipos com  $D = 245$  mm não apresentaram grandes diferenças entre a utilização de molas lineares ou não lineares. Ainda para  $D = 340$  mm, resultados aceitáveis foram alcançados com  $F_s/F_u = 70\%$ .

Desta forma, para terças conectadas com luva utilizando o perfil ZAE com  $D = 345$  mm estudado nesta pesquisa, o modelo proposto pode ser simplificado utilizando molas rotacionais lineares com valores correspondentes a esforços de serviço de 0,7. Para o perfil com  $D = 245$  mm, com exceção para o sistema de  $L_p/D = 8$ , a simplificação mostra uma boa aproximação dos resultados dos deslocamentos e distribuição de momentos fletores mesmo para esforços em serviços de 1,0.

**Tabela 4.6** – Resultados das simulações numéricas de  $L_p/D = 2$  e  $D = 245$  mm.

Momento	EXP	10%		20%		30%		40%		50%	
		M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Erro	M	Dif.
MA	1152	1149	0%	1151	0%	1152	0%	1154	0%	1156	0%
MB	-1414	-1422	1%	-1418	0%	-1413	0%	-1409	0%	-1403	-1%
MC	532	528	-1%	531	0%	535	0%	538	1%	542	2%
MD	-1080	-1081	0%	-1079	0%	-1076	0%	-1074	-1%	-1071	-1%
ME	696	696	0%	698	0%	700	1%	703	1%	705	1%
Momento	EXP	60%		70%		80%		90%		100%	
		M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.
MA	1152	1159	1%	1162	1%	1165	1%	1169	2%	1174	2%
MB	-1414	-1397	-1%	-1390	-2%	-1382	-2%	-1371	-3%	-1359	-4%
MC	532	547	3%	552	4%	558	5%	566	6%	575	8%
MD	-1080	-1068	-1%	-1065	-1%	-1060	-2%	-1055	-2%	-1048	-3%
ME	696	709	2%	712	2%	716	3%	722	4%	728	5%

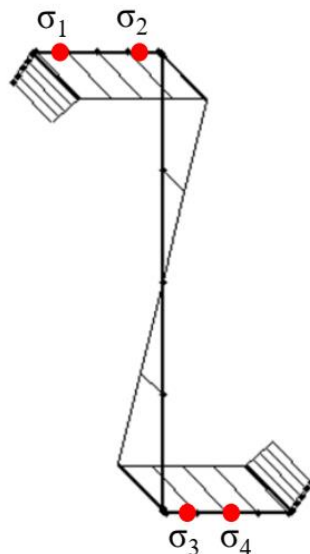
**Tabela 4.7** – Resultados das simulações numéricas de  $L_p/D = 2$  e  $D = 340$  mm.

Momento	EXP	10%		20%		30%		40%		50%	
		M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.
MA	1175	1173	0%	1176	0%	1180	0%	1184	1%	1189	1%
MB	-1357	-1360	0%	-1353	0%	-1344	-1%	-1334	-2%	-1321	-3%
MC	575	574	0%	579	1%	586	2%	593	3%	603	5%
MD	-1049	-1049	0%	-1045	0%	-1040	-1%	-1035	-1%	-1028	-2%
ME	727	727	0%	731	1%	735	1%	741	2%	748	3%
Momento	EXP	60%		70%		80%		90%		100%	
		M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.
MA	1175	1196	2%	1205	3%	1220	4%	1254	7%	1291	10%
MB	-1357	-1304	-4%	-1281	-6%	-1245	-8%	-1165	-14%	-1076	-21%
MC	575	616	7%	634	10%	662	15%	724	26%	796	38%
MD	-1049	-1019	-3%	-1006	-4%	-986	-6%	-939	-10%	-884	-16%
ME	727	757	4%	769	6%	790	9%	836	15%	891	23%

## 4.7. ANÁLISE DE DEFORMAÇÕES

Como mencionado no item 3.2.2, a flexão restringida foi tida como hipótese para o desenvolvimento desta pesquisa. Nela a flexão ocorre em torno do eixo perpendicular à alma, passando pelo centroide, e a distribuição de deformações na mesa ocorre de modo uniforme pois as tensões longitudinais ocorrem da mesma forma (Figura 4.27).

**Figura 4.27** – Distribuição de tensões longitudinais na flexão restringida.

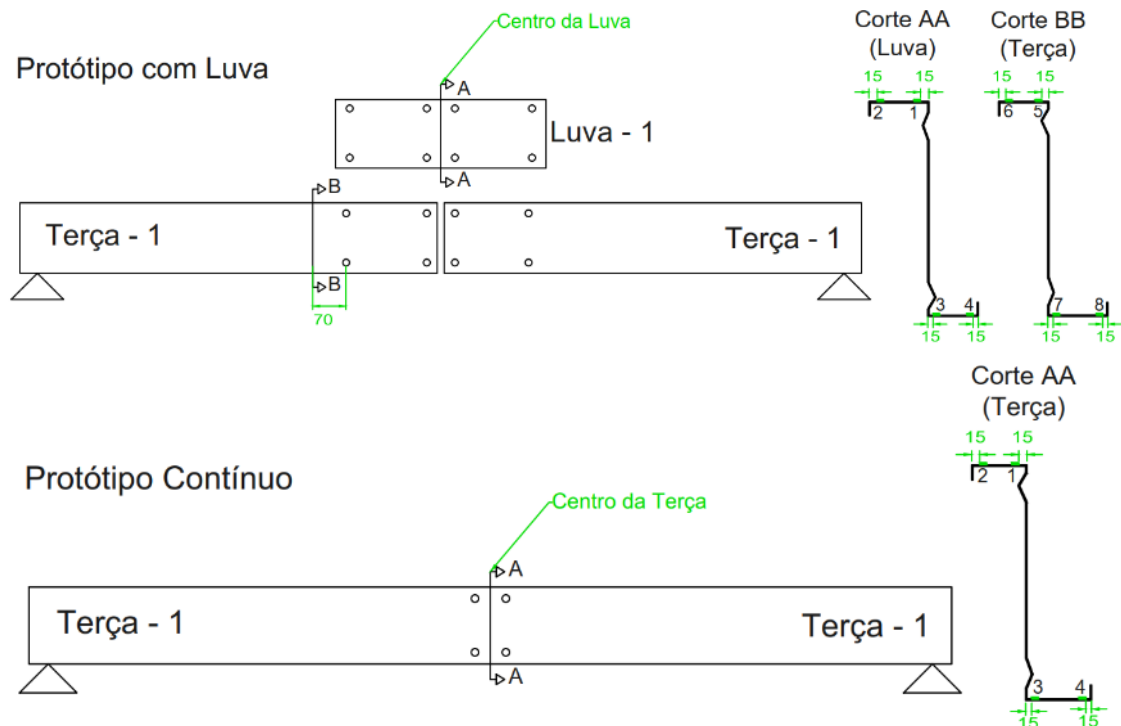


**Fonte:** Adaptado de FÁVERO NETO (2013).

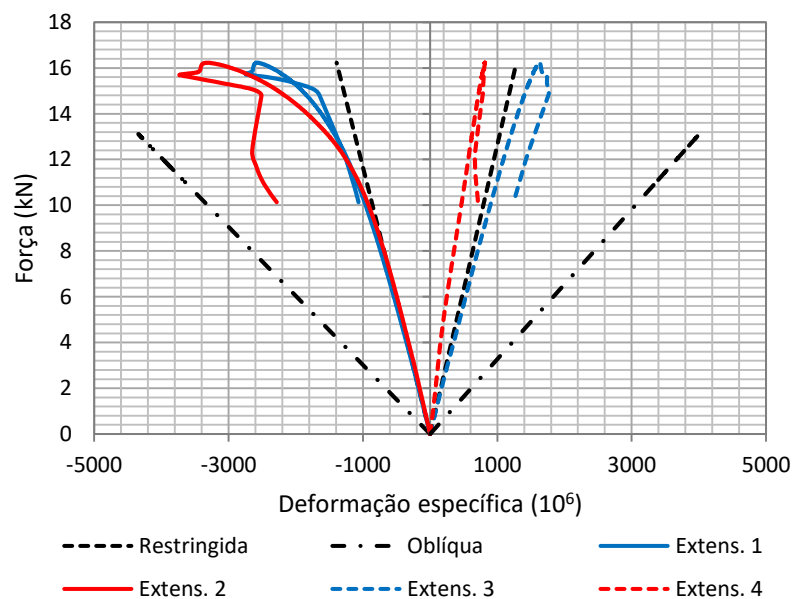
A montagem dos ensaios de flexão buscou proporcionar o travamento lateral tanto para inibir a instabilidade global como para que a hipótese de flexão restringida se tornasse verdadeira.

Para corroborar a veracidade da hipótese, os protótipos nos ensaios de flexão foram instrumentados com extensômetros nas mesas no centro do protótipo (Seção A-A) e a 70 mm dos parafusos externos da ligação (Seção B-B). Para a série B foram utilizados quatro extensômetros em cada posição nos protótipos com luva e no protótipo contínuo, quatro extensômetros no meio do vão de ensaio (Figura 4.28). Para as demais séries adotou-se dois extensômetros em cada posição a fim de simplificar a instrumentação dos ensaios.

Neste item serão mostrados os resultados da série B. As deformações na mesa, próximo à alma, foram denominadas  $\varepsilon_{MESA-ALMA}$  e as deformações na mesa próximas ao enrijecedor de borda foram denominadas  $\varepsilon_{ENR-MESA}$ .

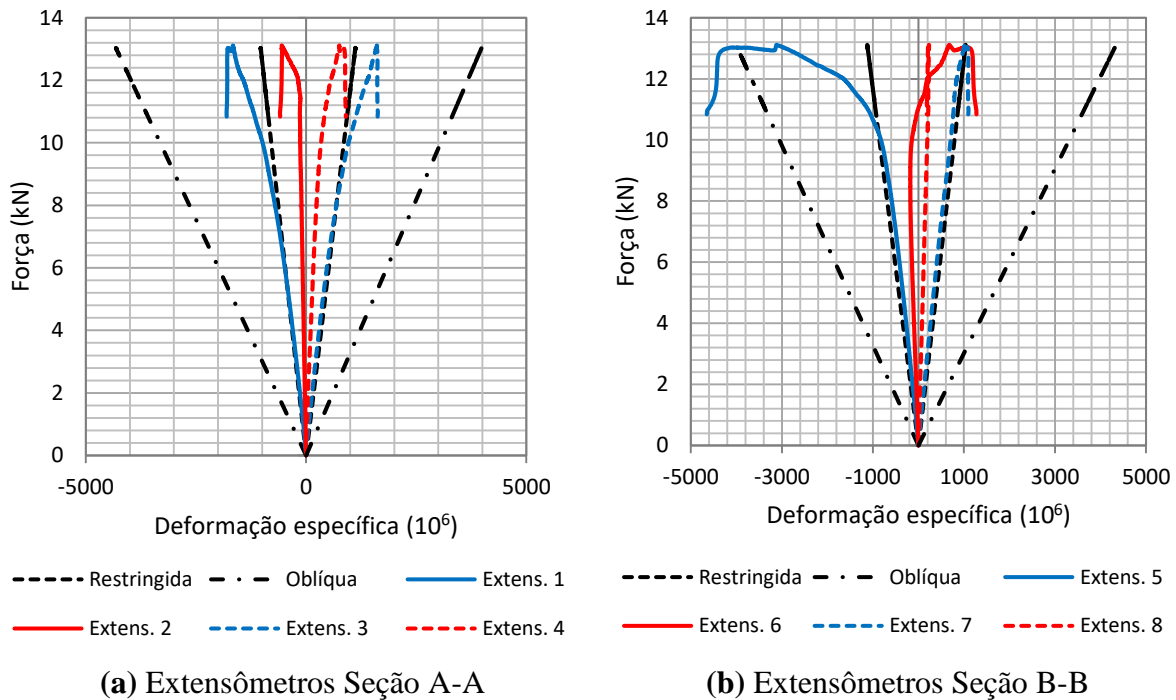
**Figura 4.28** – Posicionamento dos extensômetros no protótipo ZBL-46175 e ZBC-6175.

Na Figura 4.29 é mostrada a evolução das deformações do protótipo contínuo em função da força aplicada. Ainda é apresentada a curva teórica de deformação elástico-linear considerando flexão restringida e flexão oblíqua. Os resultados mostram que, para o protótipo contínuo, a flexão aproximou-se da característica restringida visto que os extensômetros equivalentes apresentaram valores próximos.

**Figura 4.29** – Curvas Força versus Deformação específica dos extensômetros do protótipo ZBC-6175.

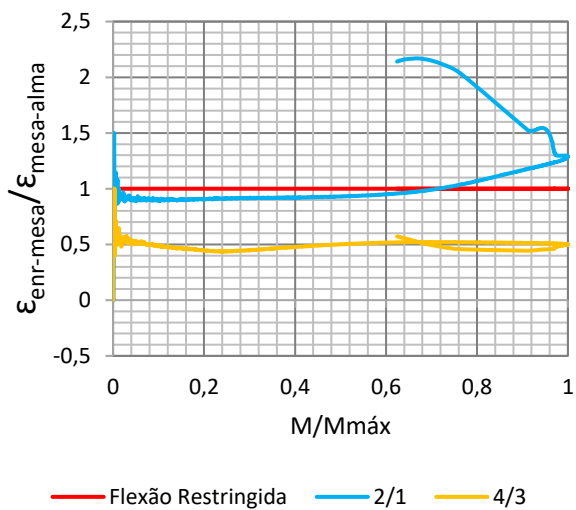
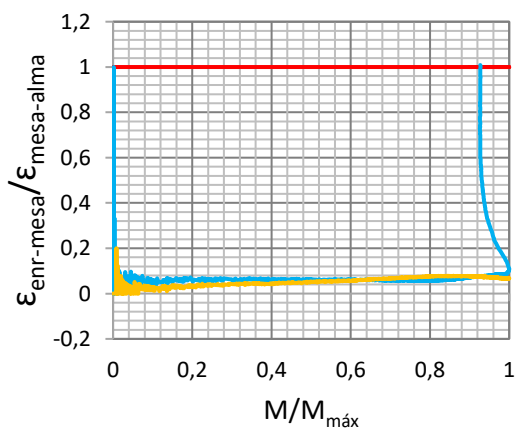
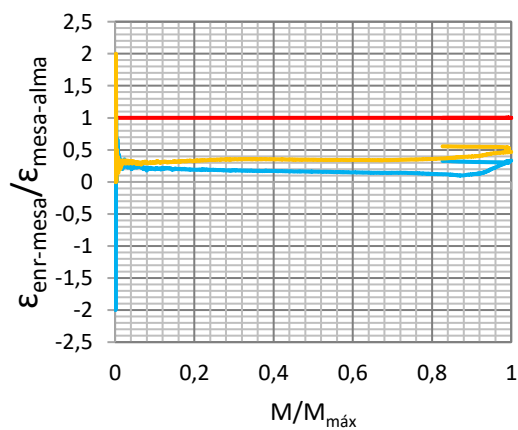
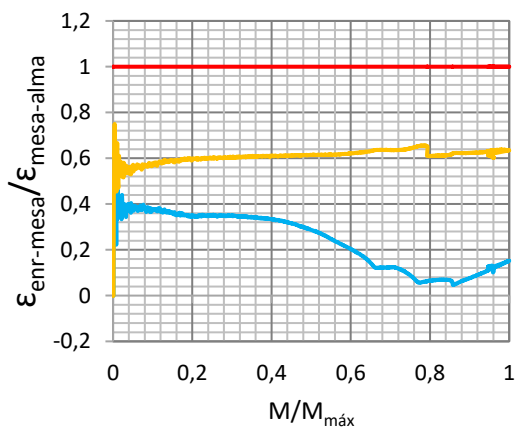
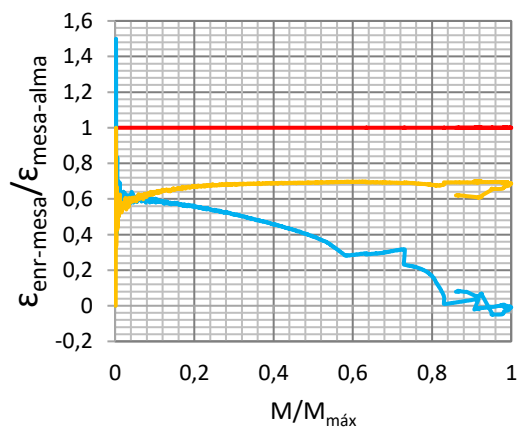
Quanto aos protótipos com luva, o comportamento das deformações também se aproximou mais da flexão restringida do que da flexão oblíqua, apesar dos extensômetros próximos aos enrijecedores de borda resultaram em deformações menores que os extensômetros próximos a alma.

**Figura 4.30** – Curvas Força versus Deformação específica dos extensômetros do protótipo ZBL-46175.

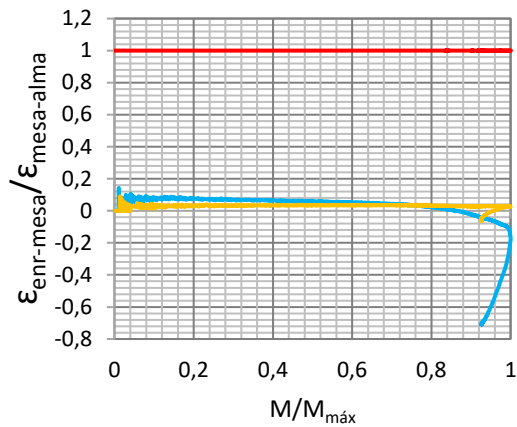


Na Figura 4.31 e Figura 4.32 podem ser observadas as razões entre as deformações  $\varepsilon_{ENR-MESA}/\varepsilon_{MESA-ALMA}$  versus a relação entre o momento solicitante e momento fletor máximo  $M/M_{máx}$ . Na Seção A-A, os protótipos com luva apresentaram comportamentos semelhantes com exceção do protótipo com relação  $L_p/D = 8$ . Na Seção B-B, a medida que a luva aumentava, mais os protótipos apresentavam comportamento próximo ao valor teórico da flexão restringida.

Nota-se que apesar da hipótese de flexão restringida ter sido confirmada há diferenças nas deformações dos extensômetros correspondentes. Essas discrepâncias devem-se pelo modo de falha ter sido o distorcional. Quando o perfil sofre distorção, ele muda a geometria e a posição das mesas que, conseqüentemente, interfere na distribuição de tensões.

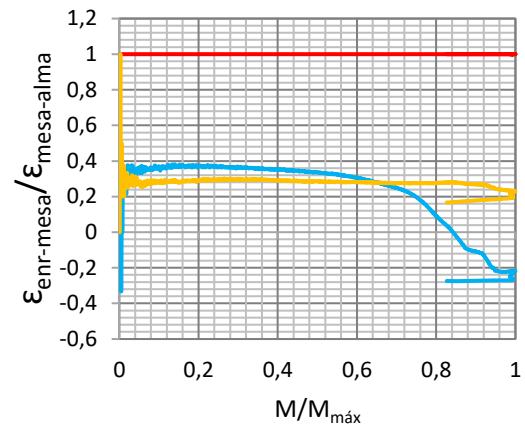
**Figura 4.31** – Razão entre deformações específicas da seção A-A.**(a) ZBC-6175****(b) ZBL-26175****(c) ZBL-46175****(d) ZBL-66175****(e) ZBL-86175**

**Figura 4.32** – Razão entre deformações específicas da seção B-B.



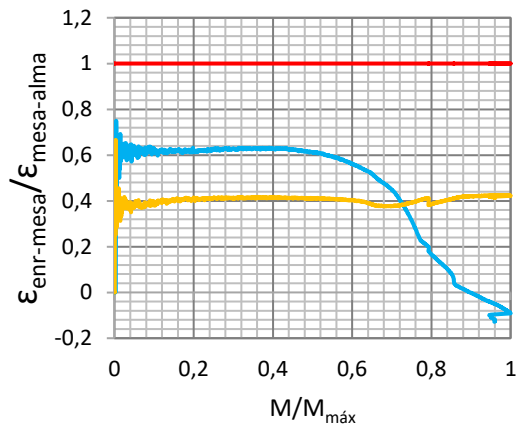
— Flexão Restringida — 6/5 — 8/7

**(a) ZBL-26175**



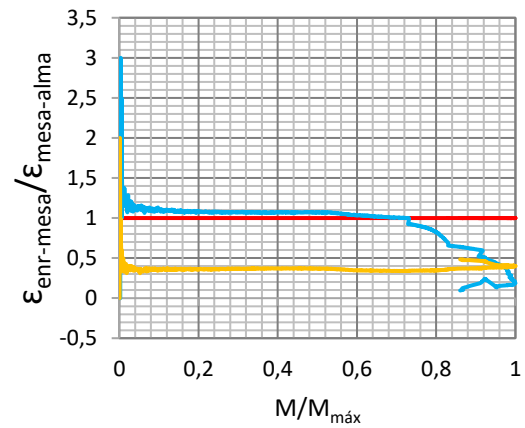
— Flexão Restringida — 6/5 — 8/7

**(b) ZBL-46175**



— Flexão Restringida — 6/5 — 8/7

**(c) ZBL-66175**



— Flexão Restringida — 6/5 — 8/7

**(d) ZBL-86175**



## 5 CONCLUSÕES

---

Os resultados mostraram que a rigidez dos sistemas com luvas de  $L_p/D = 2$  e 4 alcançaram valores consideravelmente menores que os obtidos pelas terças contínuas, e conseqüentemente, o calculado pela ABNT NBR 14.762:2010. Os protótipos com  $L_p/D = 6$  e 8 se aproximaram da rigidez das terças contínuas, porém, para o protótipo ZAL – 66125, essa rigidez também não foi alcançada. Desta forma, mostrou-se necessário considerar o comportamento momento fletor – rotação na análise de terças conectadas com luva, principalmente para luvas curtas e médias.

O modo de falha dos protótipos deu-se, sobretudo, pelo modo de instabilidade distorcional, como previsto pela análise de estabilidade elástica. Posteriormente, com o início do escoamento e distorção dos perfis, foram observados dobramentos tanto na mesa quanto na alma caracterizando o mecanismo plástico do sistema.

Houve também o nítido afastamento das mesas sob compressão da luva e da terça, agravada pela montagem ou transporte dos protótipos, situação que pode ocorrer na prática. Essa falha poderia ser evitada ou postergada adicionando parafusos as mesas e dando mais rigidez e resistência ao sistema. A desmontagem dos protótipos foi realizada posteriormente para a inspeção de possível esmagamento na parede do furo, o que não foi constatado, ao contrário do que ocorreu nos estudos de YANG e LIU (2012) e YE et al. (2013).

A análise teórica deu início com a análise de estabilidade elástica dos perfis utilizando o software CUFSM v.4.05 (SCHAFER; ADANY, 2012). Foram feitas análises tanto para posição de mesa maior comprimida quanto para posição de mesa menor comprimida, situação presente na prática. A análise dos perfis com espessura de 1,25 mm identificou um modo local associado à alma com influência também da instabilidade distorcional. Porém, após a análise dos perfis com dimensões reais dos protótipos, este segundo modo não foi observado.

Com o intuito de comparação, análise de estabilidade também foi feita para os perfis “Z”. Para ambas as dimensões, 245x68x55x22x22x1,25 mm e 340x99x89x22x23x1,75 mm, os enrijecedores proporcionaram aumento da tensão crítica do modo local, não tendo tanta influência nos demais modos. Isso significou que, com os enrijecedores, o modo de instabilidade crítico deixou de ser o modo local, passando a ser o modo distorcional.

Pelo modo crítico passar a ser o modo distorcional, o cálculo da interação M-V dos protótipos, segundo a ABNT NBR 14762:2010, torna-se irrelevante pela interação considerar apenas o momento resistente do modo local. Ainda, considerando a elevada relação vão/altura do perfil, a análise da força cortante torna-se insignificante. Assim, para análise coerente do sistema, fez-se a comparação apenas dos momentos fletores experimentais e teóricos. Os protótipos com  $L_p/D = 6$  e  $8$  e contínuos, alcançaram valores favor da segurança, com exceção de ZAL-66125, comparando o momento fletor experimental e o momento fletor resistente mínimo.

No cálculo da força cortante resistente foi utilizado o coeficiente de flambagem local por cisalhamento,  $k_v$ , determinado por SILVA e MALITE (2018) para os elementos com  $a/h \geq 5$ . Os resultados mostraram-se muito superiores as forças cortantes experimentais devido à relação vão de ensaio/altura do perfil ser elevada, fazendo com que os protótipos falhassem por momento fletor antes de atingir a força cortante máxima.

Para estimar a força de escoamento das ligações foi proposta uma constante  $\gamma$  que depende das características dos perfis, do comprimento do vão e do comprimento da luva. Ela relaciona o  $M_{m\acute{a}x}$  suportado pelo sistema terça-luva ao momento calculado utilizando a ABNT NBR 14762:2010 para terças fisicamente contínuas.

Dando sequência à análise numérica, foram propostas Equações que pudessem caracterizar o comportamento Momento fletor vs Rotação relativa da ligação. Isso foi possível em virtude da instrumentação que usou inclinômetros ao longo da ligação. A instrumentação permitiu que os inclinômetros fossem simplificados como três molas rotacionais relativas, sendo uma no centro da ligação e as outras duas na linha dos parafusos externos. Entretanto, como já visto em GILIO (2016), as três molas podem ser traduzidas em apenas uma no centro da ligação, visto que esta pode ser a soma das três molas.

Observando os resultados obtidos experimentalmente ficou evidente que a resposta  $M - \theta$  possui um comportamento não linear e assim foi adotada para parametrização uma Equação exponencial. Para proporcionar uma aproximação mais satisfatória, a mola de rigidez relativa também precisou ser não linear, diferente da grande maioria dos estudos até então realizados. Possuindo a expressão que avaliava o comportamento  $M - \theta$ , foi possível através do teorema de Castigliano associar os resultados à resposta Força vs Deslocamento no meio do vão. O método proposto mostrou-se satisfatório visto que apresentou erros extremamente baixos.

Para validar o modelo quanto a distribuição de momentos fletores, foram feitas simulações numéricas utilizando o software ANSYS™. Consistiram na simulação de cinco vãos conectados por ligações parafusadas com luva variando  $L_p / D$  entre 2 e 8 e a altura do perfil,  $D$ , de 245 e 340 mm. Foram comparados resultados do modelo teórico elástico-linear (modelo 1), do modelo com mola utilizando os valores diretamente obtidos experimentalmente (modelo 2) e o modelo utilizando a mola proposta (modelo 3). Erros relativos entre os modelos 2 e 3 mostraram-se muito pequenos sendo 3% para os deslocamentos no meio do vão e 5% para a distribuição dos momentos fletores.

Em busca de simplificar o método de forma que o modelo possa ser usado mais amplamente, foi proposto que a rigidez secante  $K$  da mola seja adotada como uma constante. Foram feitas novas análises adotando valores de  $K$  através da relação  $F_s/F_u$ . Por possuir comportamento mais linear, os protótipos da série A apresentaram boa aproximação mesmo com  $F_s/F_u = 1,0$  para os deslocamentos no meio do vão, com exceção de ZAL-86125. Este enquadrou-se melhor no grupo das séries B e C que apresentaram boa aproximação para  $F_s/F_u = 0,7$ . Investigou-se novamente a distribuição de momento fletor em múltiplos vãos que validaram os resultados obtidos para os deslocamentos indicando a mesma taxa de  $F_s/F_u$  para as séries.

Por fim, foi realizada uma análise de deformações para validar a hipótese adotada de flexão restringida. A hipótese se mostrou verdadeira tanto para os protótipos contínuos quanto para o sistema com luva. Sendo que as diferenças observadas dos extensômetros correspondentes deve-se a distorção dos perfis ao longo do ensaio de flexão.

### 5.1. SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS

As ligações parafusadas com luva possuem diversas vantagens, como apresentado na pesquisa, porém elas necessitam de mais pesquisas para que seu comportamento estrutural seja compreendido e permita ser amplamente utilizadas nas edificações. Algumas sugestões de trabalhos futuros são:

Realizar novos ensaios com diferentes alturas e espessuras dos perfis tipo “ZAE” a fim de analisar a validade das expressões propostas nesta pesquisa para os demais perfis;

Aperfeiçoar o perfil “ZAE”, modificando e analisando outras geometrias de enrijecedores, buscando além do aumento da resistência à instabilidade local, o aumento da resistência à instabilidade distorcional;

Estudos mais aprofundados sobre a rigidez de contato da parede do furo como feito por BRYAN (1993);

Analisar como a utilização de furos alongados influencia na rigidez da ligação parafusada com luva bem como o torque aplicado nos parafusos;

Desenvolver uma metodologia que possa concentrar todos os dados de pesquisas relacionadas da literatura de forma que, posteriormente, possam ser desenvolvidas equações gerais para o dimensionamento desse tipo de ligação;

Desenvolver e aprimorar métodos de simplificação de cálculo das ligações que facilitem a utilização em sistemas de múltiplos vãos.

## REFERÊNCIAS

---

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION (2016). **ANSI/AISC 360-16: Specification for Structural Steel Buildings**. Chicago, IL, 2016.

AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE (1996). **ANSI/AISI: Test Procedures for use with the 1996 AISI Cold-Formed Steel Specification**. Washington, DC, 1996.

AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE (2009). **Design Guide D111-09: Design Guide for Cold-Formed Steel Purlin Roof Framing Systems**. Washington, DC, 2009.

AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE (2012). **ANSI/AISI S100-2012: North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members**. Washington, DC, 2012.

AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE (2016). **ANSI/AISI S100-2016: North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members**. Washington, DC, 2016.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (2012). **ASTM A307: Standard Specification for Carbon Steel Bolts, Studs, and Threaded Rod 60 000 PSI Tensile Strength**. West Conshohocken, PA, 2012.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (2013). **ASTM A325: Standard Specification for Structural Bolts, Steel, Heat Treated 830 MPa Minimum Tensile Strength (Metric)**. West Conshohocken, PA, 2013.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (2017). **ASTM A370: Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products**. West Conshohocken, PA, 2017.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2008). **NBR 8800: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios**. Rio de Janeiro, 2008.

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

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2012). **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.

BRITISH STANDARDS INSTITUTION (1998). **BS 5950-5: Structural use of Steelwork in buildings: Code of Practice for the Design of Cold-Formed Sections**. London, 1998.

- BRUNEAU, L. A.; PHAM, C. H.; HANCOCK, G. J. (2014) 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.
- BRYAN, E.R. (1993). The design of bolted joints in cold-formed steel sections. **Thin-Walled Structures**, v.16, p.239-262, 1993.
- CHUNG, K.F.; HO, H.C. (2005). Analysis and design of lapped connections between cold-formed steel Z sections. **Thin-Walled Structures**, v.43, p.1071-1090, 2005.
- CHUNG, K.F.; HO, H.C.; WANG, A. J.; YU, W. K. (2008). Advances in analysis and design of cold-formed steel structures, **Advances in Steel Structures**, v. 11, n.6, p. 615-632, 2008.
- CHUNG, K.F.; IP, K.H. (2001). Finite element investigation on the structural behaviour of coldformed steel bolted connections. **Engineering Structures**, v.23, p.1115-1125.
- COOPER, P. B. (1967). "Strength of Longitudinally Stiffened Plate Girders", "Journal of the Structural Division", **ASCE Proceedings**, Vol. 93, April 1967.
- D'APICE, M.A.; FIELDING, D.J.; COOPER, P.B. (1966). "Static Tests on Longitudinally Stiffened Plate Girders," Bulletin N° 117," **Welding Research Council**, New York, 1966.
- DINIS, P.B.; YOUNG. B.; CAMOTIM, D. (2013). Strength, interactive failure and design of web-stiffened lipped channel columns exhibiting distortional buckling. **Thin-Walled Structures**, v. 81, p. 195-209, 2013.
- DUBAS, C. (1948). "Contribution a l' Etude du Voilement des Toles Raidies," Prelim. Report, **3rd Congr. Inter. Assoc. Bridge and Structural Engineering**, Liege , 1948.
- DUBINA, D.; UNGUREANU, V. (2010). Behaviour of multi-span cold-formed Z-purlins with bolted lapped connections. **Thin-Walled Structures**, v.48, p.866-871, 2010.
- EL-SAYED, K, M; KHALIL, N. N.; ZAKY, A. (2015). Flexural Behavior of Lapped Connections in Multi-span Cold-formed Z-purlins. **Advances in Research**. 5. 10.9734/AIR/2015/18797.
- EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION (2005). **Eurocode 3: Design of Steel Structures - Part 1-8: Design of joints**. EN-1993-1-8.
- EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION (2006). **Eurocode 3: Design of Steel Structures - Part 1-5: Plated Structural Elements**. EN-1993-1-5.

FÁVERO NETO, A. H. (2013). **Terças de aço formadas a frio com continuidade nos apoios: ênfase ao estudo das ligações de alma parafusadas com transpasse ou luva**. 2013. 93 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Departamento de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. São Carlos, 2013.

FÁVERO NETO, A.H.; VIEIRA JR., L.C.M.; MALITE, M. (2016). Strength and Stiffness of cold-formed steel purlins with sleeved and overlapped bolted connections. **Thin-Walled Structures**, v.104, p. 44-53, 2016.

FTOOL. Two-Dimensional Frame Analysis Tool.

GHOSN, A.A. (2002). Deflection of nested cold-formed steel Z-section beams. **Journal of Structural Engineering**, v. 128, n. 11, p. 1423-1428, 2002.

GHOSN, A.A.; SINNO, R.R. (1995). Governing stresses in Z-purlin lap joints. **Journal of Structural Engineering**, v.121, n.12, p.1735-1741, 1995.

GHOSN, A.A.; SINNO, R.R. (1996). Load capacity of nested, laterally braced, cold-formed steel Z-section beams. **Journal of Structural Engineering**, v.122, n.8, p.968-971, 1996.

GILIO, F.H.S. (2016). **Terças de aço formadas a frio com continuidade nos apoios por meio de luvas**. 2016. 120 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Departamento de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. São Carlos, 2016.

GILIO, F.H.S.; VIEIRA JR, L.C.M.; MALITE M. (2018). Stability and moment-rotation behavior of cold-formed steel purlins with sleeved bolted connection. **Engineering Structures**, v. 171, p. 658-672, 2018.

GUTIERREZ, R.; LOUREIRO, A.; LOPEZ, M.; MORENO, A. (2011). Analysis of cold-formed purlins with slotted sleeve connections. **Thin-Walled Structures**, v.49, p.833-841, 2011.

GUTIERREZ, R.; LOUREIRO, A.; REINOSA, J. M.; LOPEZ, M. (2015). Numerical study of purlin joints with sleeve connections. **Thin-Walled Structures**, v.94, p.214-224, 2015.

HANCOCK, G.J.; MURRAY, T.M.; ELLIFRITT, D.S. (2001). **Cold-formed steel structures to the AISI specification**. New York: Marcel Dekker, Inc, 2001.

HE, Z.; ZHOU, X.; LIU, Z.; CHEN, M. (2014). Post-buckling behaviour and DSM design of web-stiffened lipped channel columns with distortional and local mode interaction. **Thin-Walled Structures**, v. 84, p. 189-203, 2014.

- HO, H.C.; CHUNG, K.F. (2002). An experimental investigation into lapped moment connections between Z sections, **Advances in Steel Structures**, v. 1, p. 437-444, 2002.
- HO, H.C.; CHUNG, K.F. (2004). Experimental investigation into the structural behaviour of lapped connections between cold-formed steel Z sections. **Thin-Walled Structures**, v.42, p.1013-1033, 2004.
- HO, H.C.; CHUNG, K.F. (2005). Analytical prediction on deformation characteristics of lapped connections between cold-formed steel Z sections. **Thin-Walled Structures**, v.44, p.115-130, 2006.
- HO, H.C.; CHUNG, K.F. (2006). Structural behaviour of lapped cold-formed steel Z sections with generic bolted configurations. **Thin-Walled Structures**, v.44, p.466-480, 2006.
- HO, H.C.; CHUNG, K.F. (2017). Advanced numerical investigation into structural behaviour of high-strength cold-formed steel lapped Z-sections with different overlapping lengths, **Advances in Steel Structures**, v. 20, n.7, p. 1074-1097, 2017.
- HUI, C. (2014). **Moment Redistribution in Cold-Formed Steel Purlin Systems**. Dissertação (Doutorado). Imperial College London, UK, 2014.
- HUI, C.; GARDNER, L.; NETHERCOT, D. A. (2016). Moment redistribution in cold-formed steel continuous beams. **Thin-Walled Structures**, v. 98, part B. p.465-477, 2016.
- JAVARONI, C.E. (1999). **Perfis de aço conformados a frio submetidos à flexão: Análise teórico-experimental**. São Carlos. 255p. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 1999.
- JAVARONI, C.E. (2015). **Estruturas de aço: Dimensionamento de perfis formados a frio**. 1 ed. Rio de Janeiro: Elsevier, 2015.
- KAITILA, O. (2007). Web crippling of thin-walled cold formed steel cassettes, **Journal of Constructional Steel Research**, v. 63, Issue 6, p. 766-778, 2007.
- LABOUBE, R.A. (1994). Web crippling behavior of nested Z-purlins. **Engineering Structures**, v. 16, n. 5, p. 332-336, 1994.
- LIM, J.B.P.; NETHERCOT, D.A. (2003a). Ultimate strength of bolted moment-connections between cold-formed steel members. **Thin-Walled Structures**, v.41, p.1019-1039, 2003.
- LIM, J.B.P.; NETHERCOT, D.A. (2003b). Stiffness prediction for bolted moment-connections between cold-formed steel members. **Journal of Constructional Steel Research**, v.60, p.85-107, 2004.
- LIU, J.; XU, L.; FOX, S. (2015a). Lapped cold-formed steel Z-shaped purlin connections with vertical slotted holes. **Journal of Constructional Steel Research**, v.107 p.150-161, 2015.



LIU, Q.; YANG, J; WANG, F. (2015b). Numerical simulation of sleeve connections for cold formed steel sigma sections, **Engineering Structures**, v. 100, p. 686-695, 2015.

Manual Técnico do Sistema MODULAR de Terças para Cobertura e Fechamento. Catálogo técnico. Edição – 2012. Disponível em:<  
[http://www.modularsc.com.br/catalogo/catalogo\\_modular\\_sistema\\_construtivo.pdf](http://www.modularsc.com.br/catalogo/catalogo_modular_sistema_construtivo.pdf) >. Acesso em: 28 Set. 2017.

MARTINS, A.D.; DINIS, P.B.; CAMOTIM, D. (2016). On the influence of local-distortional interaction in the behaviour and design of cold-formed steel web-stiffened lipped channel columns. **Thin-Walled Structures**, v. 101, p. 181-204, 2016.

MASSONET, C. (1940). "La Stabilité de l'Ame de Poutres Munies de Raidisseurs Horizontaux et Sollicitées par Flexion Pure," **Pubs. Inter. Assoc. Bridge and Structural Engr.**, Vol. 6 , 1940-1941.

MOORE, D.B. (1990). Moment-rotation characteristics of purlin connections. In: **International Specialty Conference on Cold-formed Steel Structures, 10.**, Saint Louis. Proceedings... University of Missouri-Rolla. p.525-544, 1990.

MURRAY, T.M.; ELHOUAR, S. (1994). North American approach to the design of continuous Z and C- purlins for gravity loading with experimental verification. **Engineering Structures**, v.16, n.5, p.337-341, 1994.

NGUYEN, P.; YU, W. W. (1980). 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. (2015). Experimental study of longitudinally stiffened web channels subjected to combined bending and shear. **Journal of Structural Engineering**, v. 141, n. 11, 2015.

PHAM, C. H.; DAVIS, A. F.; EMMETT, B. R. (2013). Experimental and numerical investigations of high strength cold-formed lapped Z purlins under combined bending and shear. Research Report No R938, **School of Civil Engineering**, The University of Sydney, 2013.

PHAM, C. H.; HANCOCK, G. J. (2015). Numerical investigation of longitudinally stiffened web channels predominantly in shear, **Thin-Walled Structures**, Volume 86, p. 47-55, 2015.

PHAM, S. H; PHAM, C. H.; HANCOCK, G. J. (2012). **Shear buckling of thin-walled channel sections with complex stiffened webs**. Research Report No R924, School of Civil Engineering, The University of Sydney. 2012.

- REIS, A.; CAMOTIM, D. (2001). **Estabilidade estrutural**. Portugal: McGraw-Hill.470p, 2001.
- RHODES, J.; ZARAS, J. (1988). 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.
- RIBEIRO, L.F.L. (1998). **Estudo do comportamento estrutural de ligações parafusadas viga-coluna com chapa de topo: Análise teóricoexperimental**. 1998. 561 p. Dissertação (Doutorado em Engenharia de Estruturas) - Departamento de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. São Carlos, 1998.
- ROBERTSON, G. W.; KURT, C. E. (1986). Behavior of nested Z-Shaped purlins. In: **Proceedings of 8st International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures**. Saint Louis, 1986.
- SÁLES, J.J. (1995). **Estudo do projeto e da construção de edifícios de andares múltiplos com estruturas de aço**. 1995. 257p. Dissertação (Doutorado em Engenharia de Estruturas) - Departamento de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. São Carlos, 1995.
- SALMON, C.G.; JOHNSON, J.E.; MALHAS, F.A. (2008). **Steel Structures: Design and Behavior**. 5.ed. New Jersey: Prentice Hall, 2009.
- SANTOS, L.B. (1998). **Influência da rigidez das ligações em estruturas de aço**. 1998. 159 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Departamento de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. São Carlos, 1998.
- SCHAFFER, B. W.; ÁDÁNY, S. (2006) 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.
- SCHAFFER, B. W.; PEKOZ, T. (1998) Computational modeling of cold-formed steel: characterizing geometric imperfections and residual stress. **Journal of Constructional Steel Research**, n. 47, p. 193-210. 1998
- SCHAFFER, B.W. (2006). Designing Cold-Formed Steel Using the Direct Strength Method, **18th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures**, Orlando, FL, 2006.
- SCHAFFER, B.W. (2008). Review: The Direct Strength Method of cold-formed steel member design. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 64., p. 776-778, 2008.
- SILVA, E. (2008). **Dimensionamento de perfis formados a frio conforme NBR 14762 e NBR 6355**. (Série manual de construção em aço). Rio de Janeiro: IBS/CBCA, p. 119, 2008.

SILVA, J. M. M. (2018). **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 de Estruturas) - Departamento de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. São Carlos, 2018.

SILVA, J. M. M.; MALITE M. (2018). Instabilidade elástica por força cortante em terças de aço formadas a frio com alma enrijecida. **Revista de Estrutura de Aço**, v. 8, p. 155-174, 2018.

TAN, S.H.; SEAH, L.K.; LI, Y. (2002). Connections of sleeve joint purlin system. **Structural Engineering and Mechanics**, v.13, n.1, p.1-16, 2002.

WANG, C.J.; MYNORS, D.J.; MORGAN, T.; CARTWRIGHT, B. (2012). Deflection analysis of sleeve jointed purlin systems with non-linear rotational stiffness. **Applied Mechanics and Materials**, v.147, p.66-69, 2012.

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

WIBBERNMEYER, K. D. (2010). **Determining the R values for 12 inch deep Z-purlins and girts with through-fastened panels under suction loading**. 60 p. Dissertação (Mestrado) -Faculty of the Graduate School, Missouri University of Science and Technology. 2010.

WINTER, G. (1956). Test on bolted connections in light gage steel. **Journal Structural Division**. v.82, n.ST2, 1956.

YANG, J.; LIU, Q. (2012). Sleeve connections of cold-formed steel sigma purlins. **Engineering Structures**, v.43, p.245-258, 2012.

YE, W.; WANG, C. J.; MYNORS, D. J.; KIBBLE, K. A.; MORGAN, T.; CARTWRIGHT, B. (2013). Load-deflection behavior of sleeved joints in modified Z purlin system. **Thin-Walled Structures**, v.73, p.318-328, 2013.

YERUDKAR, D. S.; VESMAWALA, G. R. (2018). Strength and buckling of cold-formed steel laterally unbraced stiffened C and Z sections. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings**, v. 171:3, p. 216-225, 2018.

YU, W.W.; LABOUBE, R.A. (2010). **Cold-formed Steel Design**. 3.ed. New York: John Wiley & Sons, Inc, 2010.

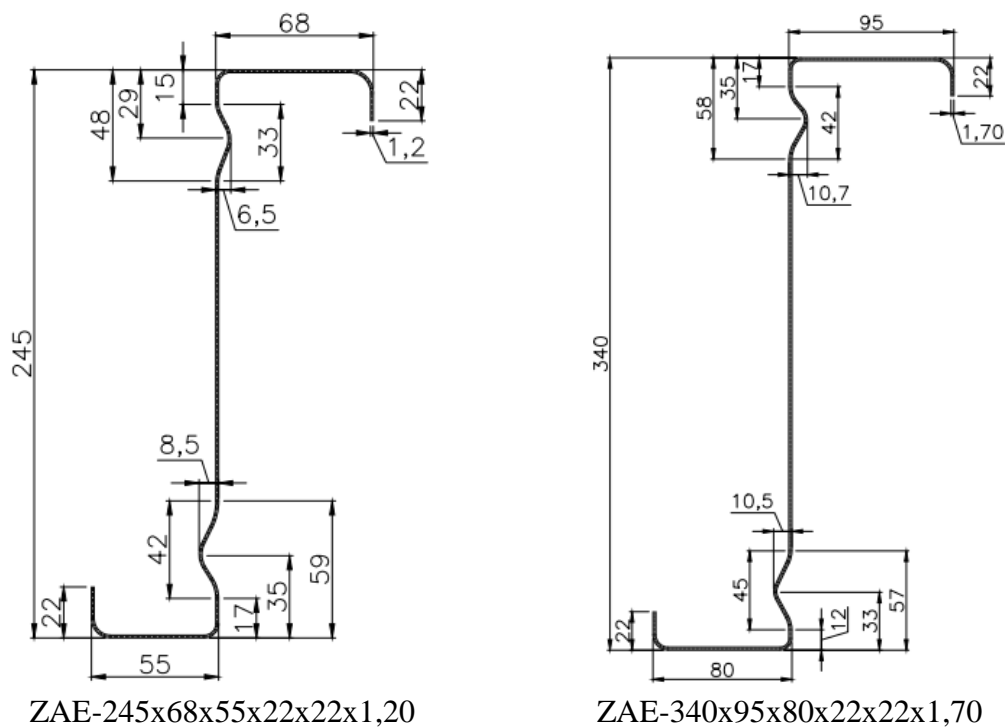
ZADANFARROKH, F.; BRYAN, E. R. (1992). Testing and design of bolted connections in cold formed steel sections. In: **Proceedings of 11st International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures**. Saint Louis, 1992.

ZAHARIA, R.; DUBINA, D. (2005). Stiffness of joints in bolted connected cold-formed steel trusses. **Journal of Constructional Steel Research**, v.62, p.240-249, 2005.

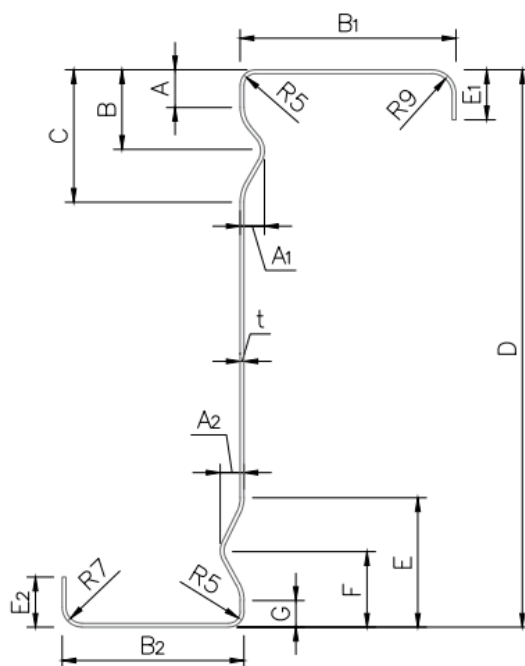
ZHANG, L.; TONG, G. (2007). Moment resistance and flexural rigidity of lapped connections in multi-span cold-formed Z purlin systems. **Thin-Walled Structures**, v.46, p. 551-560, 2008.

## APÊNDICE A. DIMENSÕES DAS SEÇÕES TRANSVERSAIS

**Figura A.1** – Dimensões nominais das seções transversais utilizadas no projeto (sem revestimento).



**Figura A.2** – Variáveis do perfil ZAE.

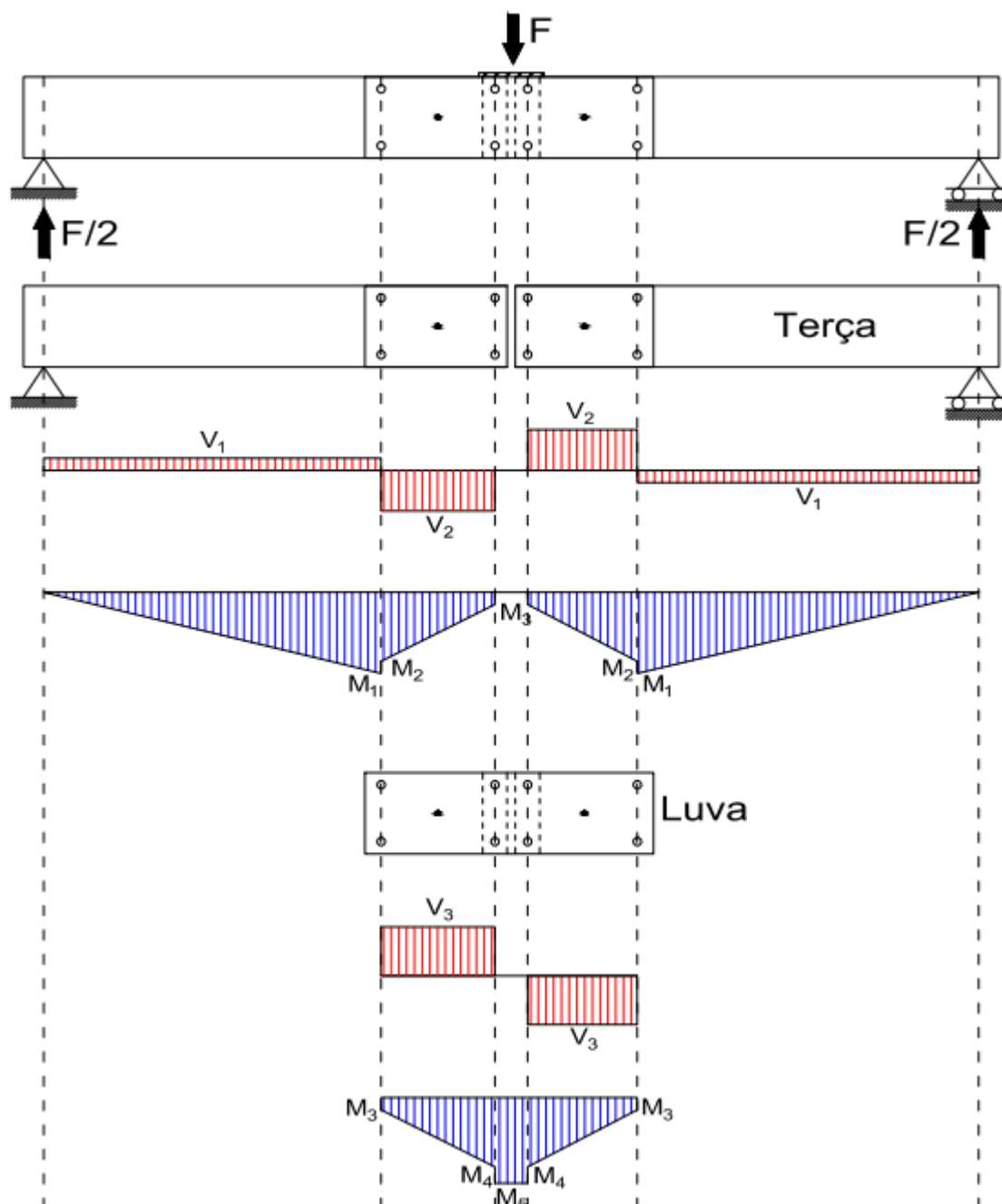


**Tabela A.1** – Dimensões (mm) dos perfis ZAE utilizados.

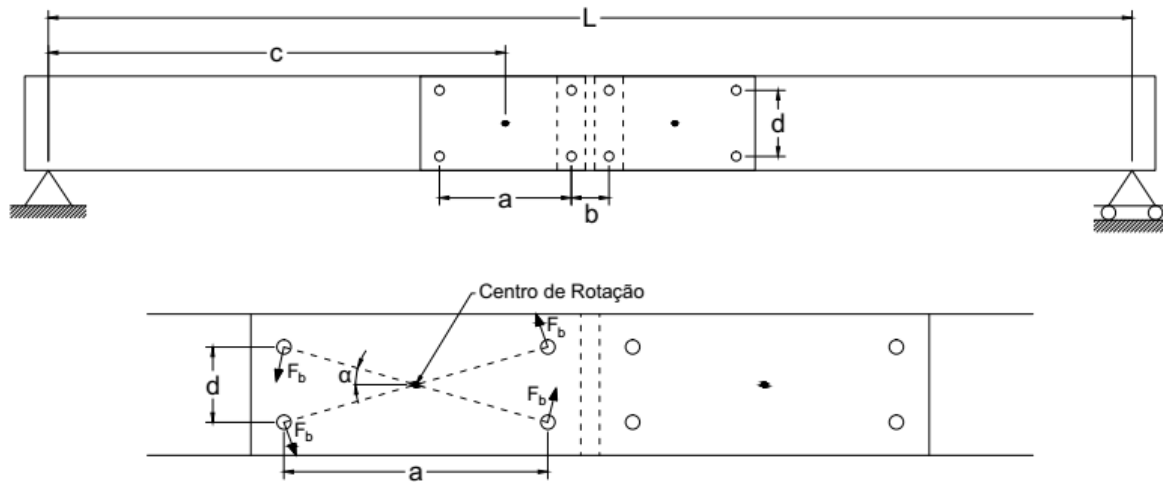
Série	Protótipos	D	B <sub>1</sub>	B <sub>2</sub>	E <sub>1</sub>	E <sub>2</sub>	t	A	B	C	E	F	G	A <sub>1</sub>	A <sub>2</sub>
A	<b>Dimensões nominais</b>	245,00	68,00	55,00	22,00	22,00	1,33	15,00	29,00	48,00	59,00	35,00	17,00	6,50	8,50
	ZAL – 26125	244,70	69,22	56,90	18,86	23,79									
	ZAL – 46125	244,95	70,50	56,73	19,57	22,54									
	ZAL – 66125	244,70	70,78	57,16	19,79	21,87									
	ZAL – 86125	244,20	70,43	58,37	19,46	22,65									
	ZAC – 6125	244,95	67,12	55,76	18,99	24,69									
B	<b>Dimensões nominais</b>	340,00	95,00	80,00	22,00	22,00	1,83	17,00	35,00	58,00	57,00	35,00	12,00	10,70	10,50
	ZBL – 26175	339,95	97,29	80,82	23,73	21,35									
	ZBL – 46175	339,95	97,87	80,68	24,04	20,93									
	ZBL – 66175	339,95	97,46	80,54	24,06	20,96									
	ZBL – 86175	339,95	97,68	81,17	24,04	20,90									
	ZBC – 6175	340,70	98,18	80,61	24,24	19,84									
C	<b>Dimensões nominais</b>	340,00	95,00	80,00	22,00	22,00	1,83	17,00	35,00	58,00	57,00	35,00	12,00	10,70	10,50
	ZCL – 28175	338,20	98,34	80,39	24,16	20,60									
	ZCL – 48175	339,95	98,75	80,36	23,92	20,29									
	ZCL – 68175	339,95	98,34	80,42	24,14	20,59									
	ZCC – 8175	340,20	99,11	79,88	24,38	20,62									

## APÊNDICE B. MODELO MECÂNICO DE ESFORÇOS SOLICITANTES

Figura B.1 – Modelo mecânico de esforços solicitantes da terça e da luva.



Fonte: Adaptado de FÁVERO NETO, VIEIRA e MALITE (2016).

**Figura B.2** – Variáveis consideradas no modelo mecânico.

Fonte: Adaptado de FÁVERO NETO, VIEIRA e MALITE (2016).

**Tabela B.1** – Expressões para cálculo dos esforços solicitantes e força nos parafusos.

Momento Fletor	Força cortante
$M_1 = \frac{F(L - 2a)}{4}$ $M_2 = \frac{F(L - 2a)}{4} - F_b d \sin(\alpha)$ $M_3 = F_b d \sin(\alpha)$ $M_4 = \frac{FL}{4} - F_b d \sin(\alpha)$ $M_5 = \frac{FL}{4}$	$V_1 = \frac{F}{2}$ $V_2 = \frac{F}{2} - 2F_b \cos(\alpha)$ $V_3 = 2F_b \cos(\alpha)$
Força nos parafusos	Ângulo
$F_b = \frac{FL}{8\sqrt{a^2 + d^2}}$	$\alpha = \tan^{-1}\left(\frac{d}{a}\right)$

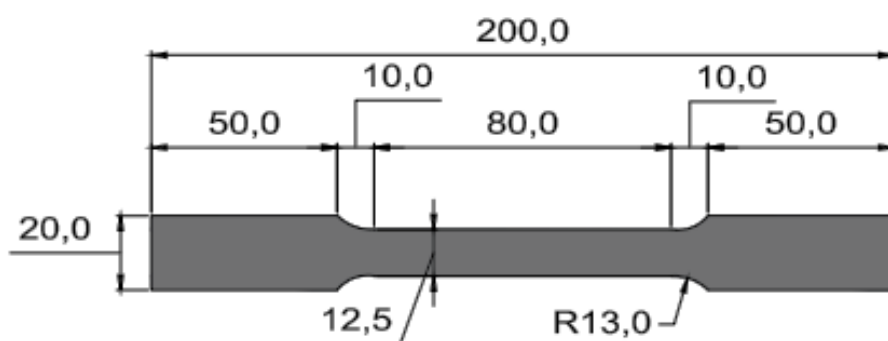
Fonte: Adaptado de FÁVERO NETO, VIEIRA e MALITE (2016).



## APÊNDICE C. CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA

Para a caracterização mecânica do material dos perfis utilizados foram realizados ensaios de tração direta, de acordo com as diretrizes da norma ASTM A370:2017. Os corpos de prova foram retirados de perfis confeccionados com as mesmas boninas de aço dos perfis utilizados nos demais ensaios. As dimensões dos corpos de prova estão apresentadas na Figura C.1.

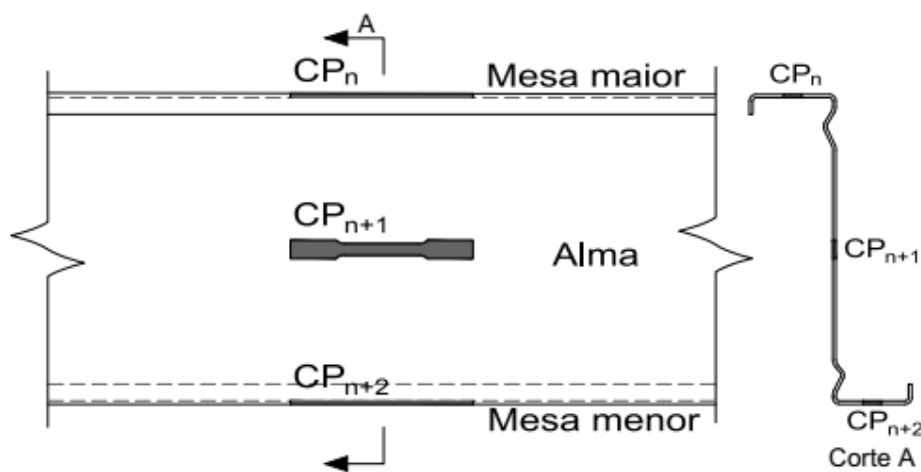
**Figura C.1** – Dimensões corpos de prova para ensaio de tração.



Fonte: Adaptado de ASTM A370:2017.

Foram confeccionados seis corpos de prova de cada perfil ZAE, sendo dois na mesa maior, dois na mesa menor e dois no centro da alma, como mostrado na Figura C.2. Os ensaios foram realizados para os perfis ZAE 245x1,25 mm e ZAE 340x1,75 mm.

**Figura C.2** – Localização da retirada dos corpos de prova das terças.



Fonte: A autora.

Na Tabela C.1 são apresentados os resultados dos ensaios. A resistência ao escoamento ( $f_y$ ) foi determinada pelo método *offset* 0,2%. As especificações da norma ABNT NBR 14762:2010 foram atendidas caracterizando que o aço pode receber trabalho a frio. A relação entre resistência à ruptura e resistência ao escoamento  $f_u/f_y$  mostrou-se maior do que 1,08 e o alongamento  $A$  após a ruptura foi superior à 10% para a base de medida utilizada, igual a 50 mm

**Tabela C.1** – Resultados dos ensaios de caracterização mecânica do aço.

CP	Altura x espessura (mm)	Extração do CP	$f_y$ (MPa)	$f_u$ (MPa)	A (%)
1	245 x 1,25	Mesa maior	383 383	474 485	22 22
2		Alma	368 372	454 472	23 22
3		Mesa menor	340 345	445 453	22 25
		<b>Média</b>	365	464	23
4	340 x 1,75	Mesa maior	359 361	460 464	26 23
5		Alma	425 422	517 521	21 21
6		Mesa menor	439 431	525 534	19 20
		<b>Média</b>	406	504	22

## APÊNDICE D. INSTRUMENTAÇÃO – ENSAIO DE FLEXÃO

A instrumentação foi feita com a utilização de extensômetros uniaxiais, inclinômetros e transdutores de deslocamentos. Os esquemas de instrumentação estão apresentados nas Figura D.1, Figura D.2, Figura D.3 e Figura D.4 para terças fisicamente contínuas e contínuas por luva.

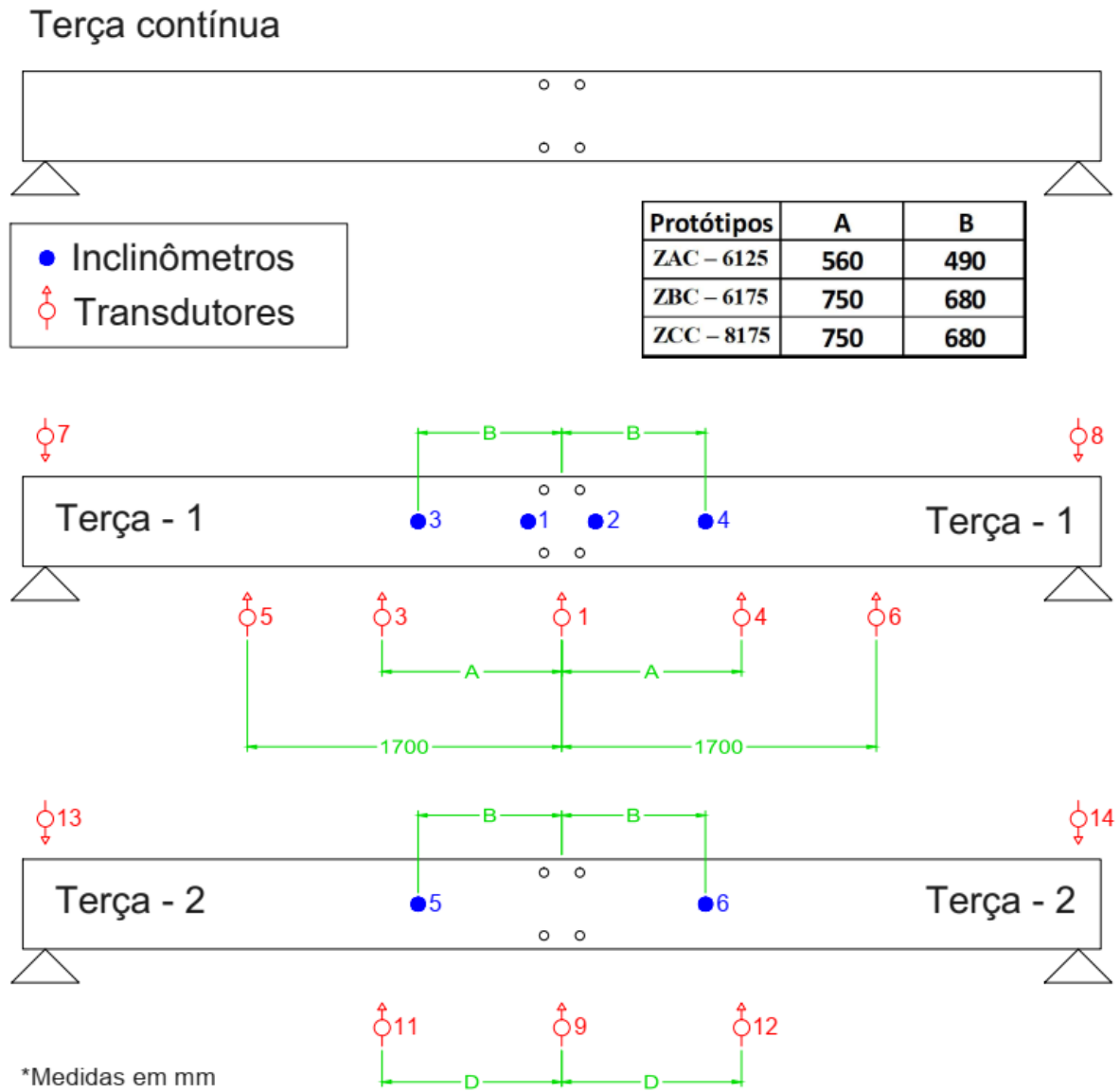
Foram utilizados até quatorze transdutores de deslocamento, sendo oito na “Terça-1” e seis na “Terça-2”. Os transdutores posicionados na “Terça-2” tiveram o propósito de verificar a simetria admitida e monitorar uma eventual torção do conjunto que influenciaria a instabilidade. As terças não foram instrumentadas igualmente objetivando a redução da campanha experimental possibilitada pela simetria geométrica dos conjuntos e a simetria do comportamento esperada, assim com exceção desses transdutores, a “Terça-2” não foi instrumentada.

Os transdutores das extremidades posicionados nos apoios (7, 8, 13 e 14) foram utilizados para a correção dos deslocamentos dos demais transdutores que foram posicionados ao longo do comprimento da terça. Os transdutores 1, 2, 8 e 9 foram posicionados à meio vão; os transdutores 3, 4, 11 e 12 à 70 mm do parafuso externo, variando a posição para cada ligação; e os transdutores 5 e 6 à 1700 mm do meio do vão.

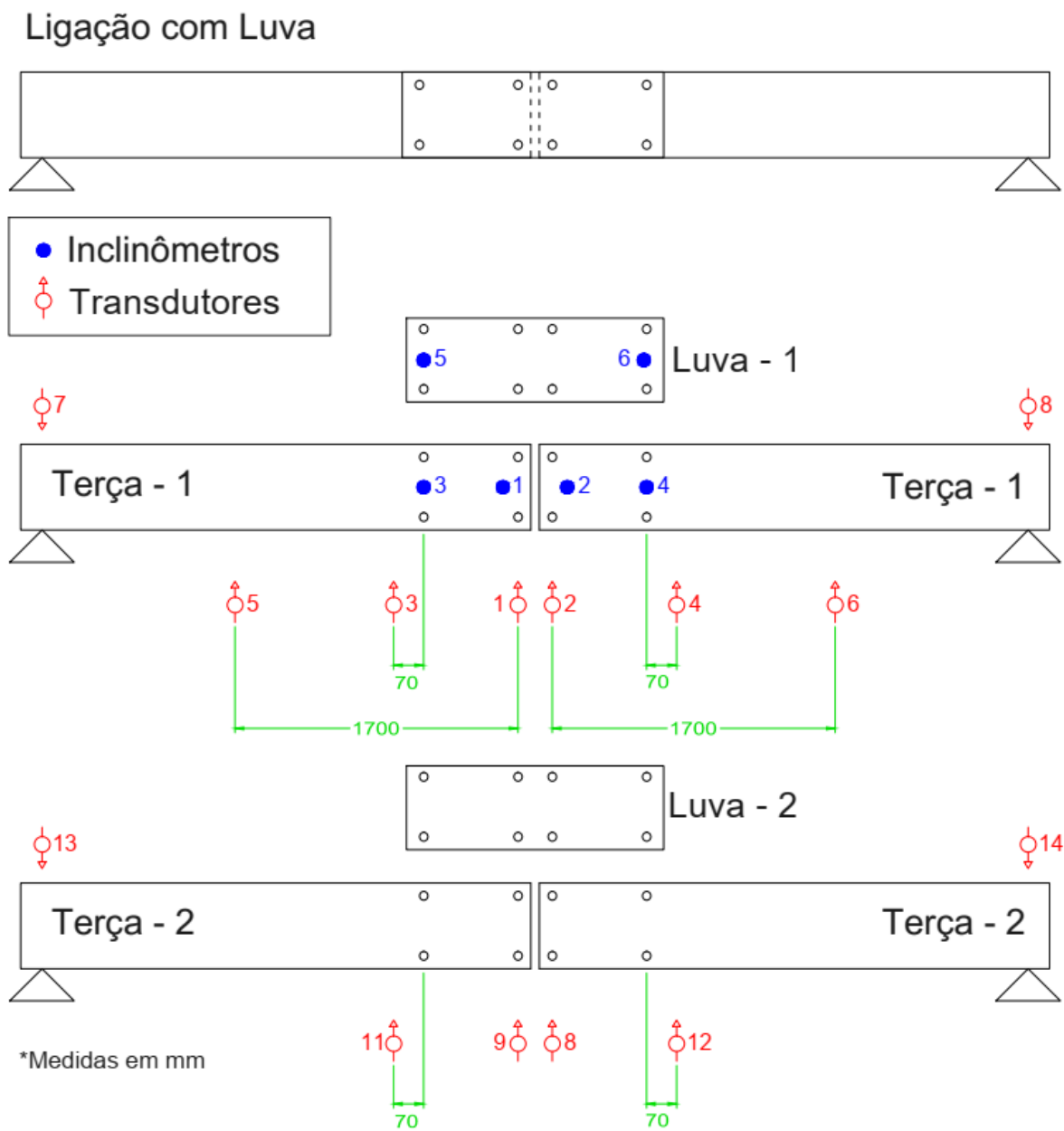
Os inclinômetros 5 e 6 foram posicionados na luva para os protótipos com ligação. Os inclinômetros de 1, 2, 3 e 4, na “Terça-1”. Eles foram utilizados de modo que foi possível acompanhar a evolução das rotações relativas nos pontos onde foram posicionados. Nos protótipos contínuos utilizaram-se 6 inclinômetros, sendo: 1 e 2 posicionados próximos ao suporte; 3 e 4 na linha dos parafusos externos dos protótipos com  $L_p/D = 4$ ; e 5 e 6 na “Terça-2” na mesma posição dos inclinômetros 3 e 4.

Quanto aos extensômetros uniaxiais, as séries A e C utilizaram-se de 8 extensômetros por protótipo enquanto que na série B foram 12. Eles foram posicionados na mesa superior e inferior dos perfis seguindo os cortes A-A e B-B das Figura D.3 e Figura D.4. A utilização desses extensômetros objetivou a verificação da flexão restringida adotada como hipótese para o desenvolvimento do programa experimental.

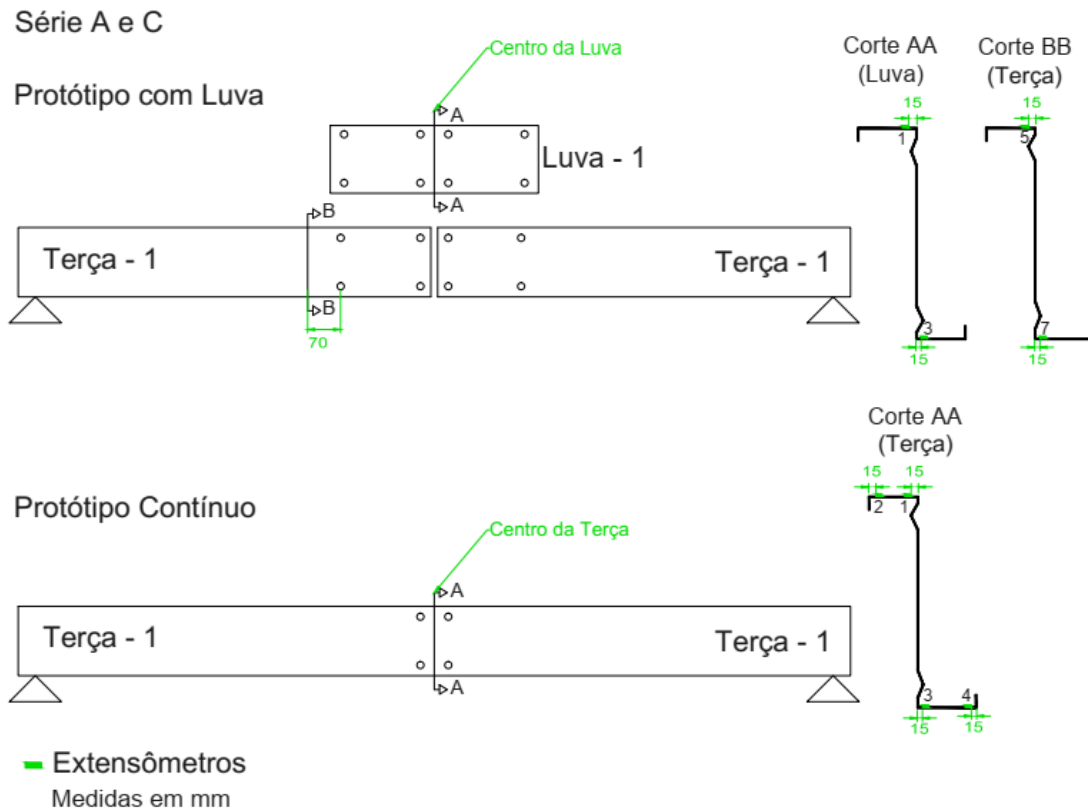
**Figura D.1** – Esquema de instrumentação das terças fisicamente contínuas.



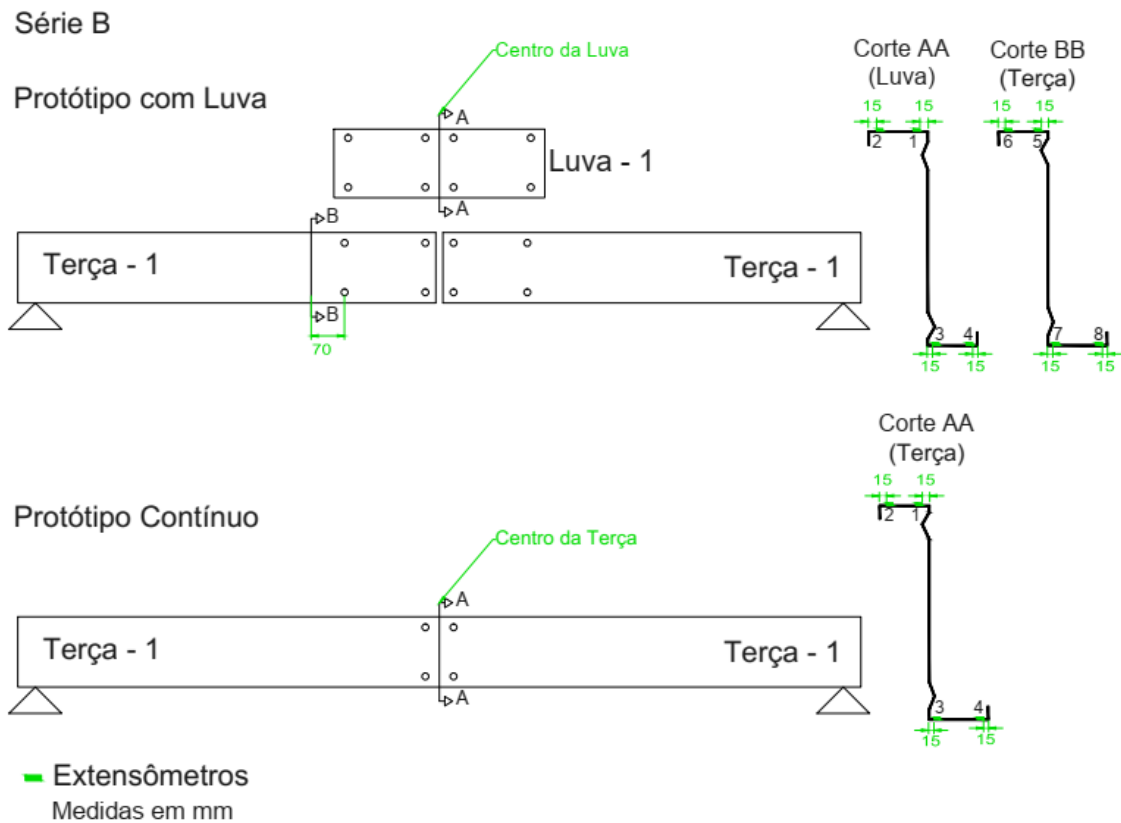
**Figura D.2** – Esquema de instrumentação das terças contínuas por luva.



**Figura D.3 – Posicionamento dos extensômetros nas séries A e C.**



**Figura D.4 – Posicionamento dos extensômetros na série B.**



**Foto D.1 – Inclínômetros.**



**(a)** Protótipos com Luva e ZCC-8175.

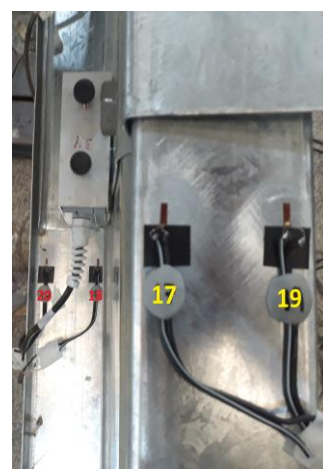


**(b)** Protótipos ZAC-6125 e ZBC-6175.

**Foto D.2 – Extensômetros.**



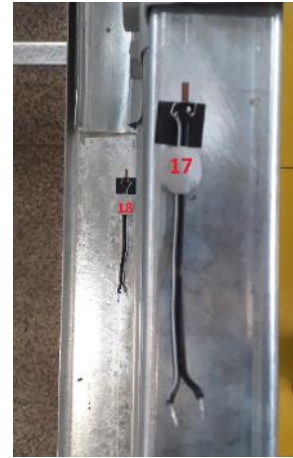
**(a)** Série B (meio da ligação) e Protótipos contínuos.



**(b)** Série B (fim da ligação).

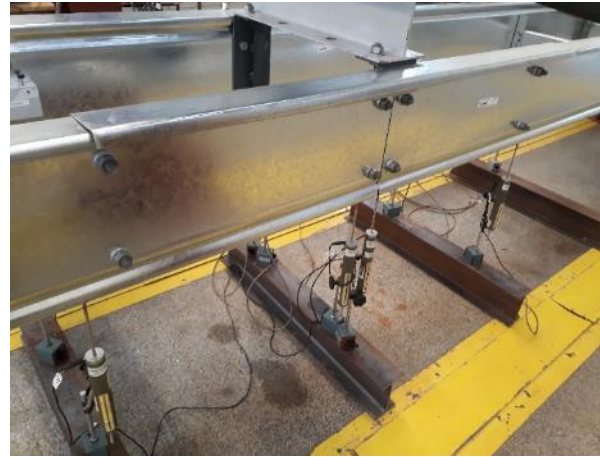


(c) Série A e C (meio da ligação).

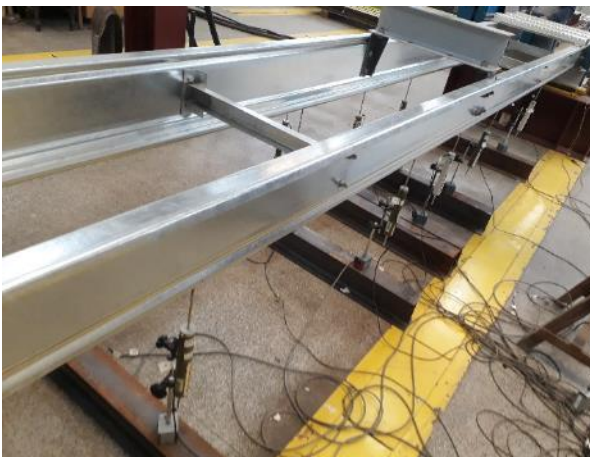


(d) Série A e C (fim da ligação).

**Foto D.3 – Transdutores.**



(a) Protótipos com luva.



(b) Protótipos contínuos.



## APÊNDICE E. TRAVAMENTOS DOS PROTÓTIPOS

As posições dos travamentos foram determinadas após análise de estabilidade elástica dos perfis (item 4.1). A escolha dos comprimentos se deu de tal forma que os travamentos não pudessem inibir as instabilidades local e distorcional, interferindo apenas na instabilidade global.

**Figura E.1** – Travamentos dos protótipos da série A.

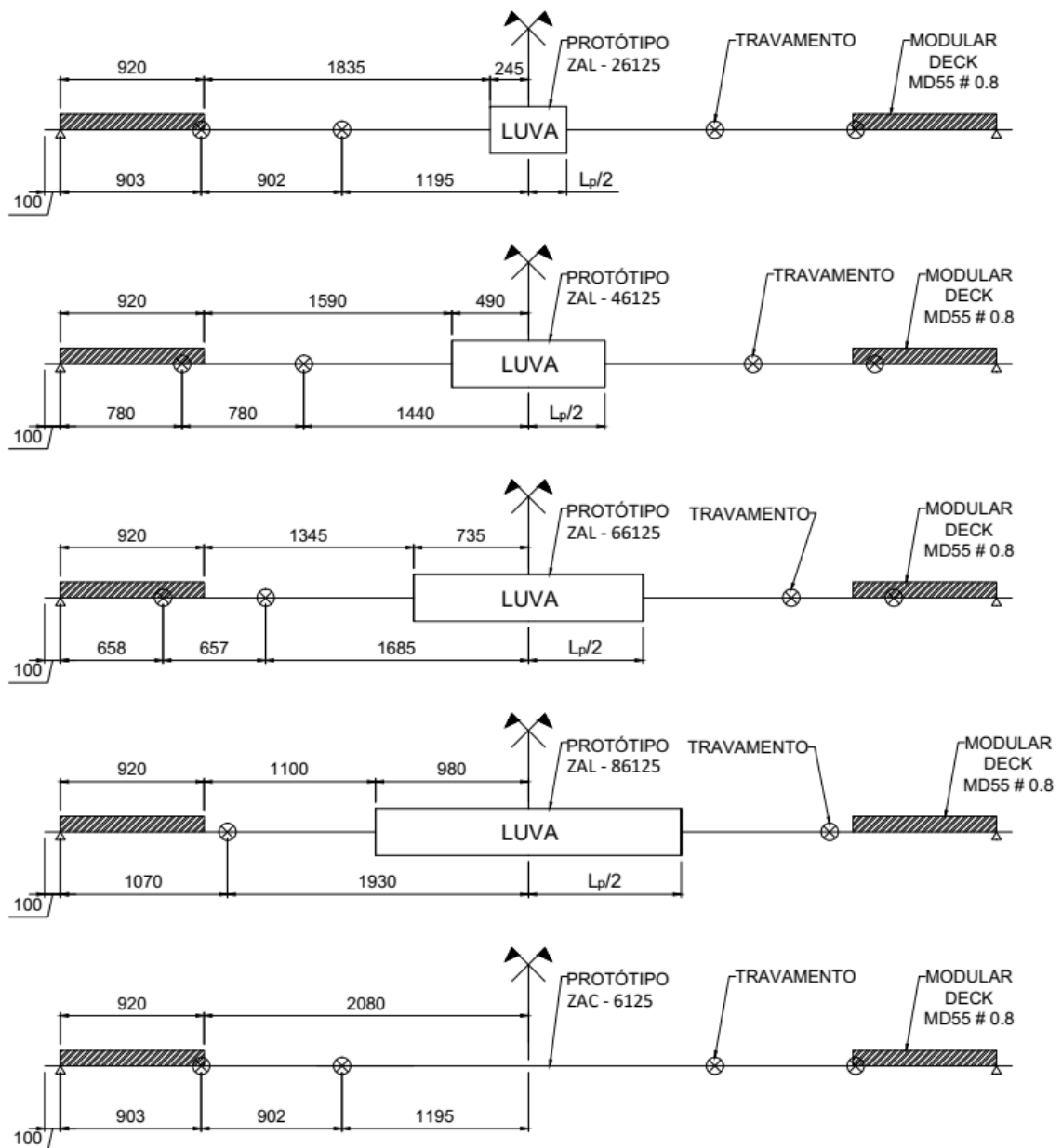
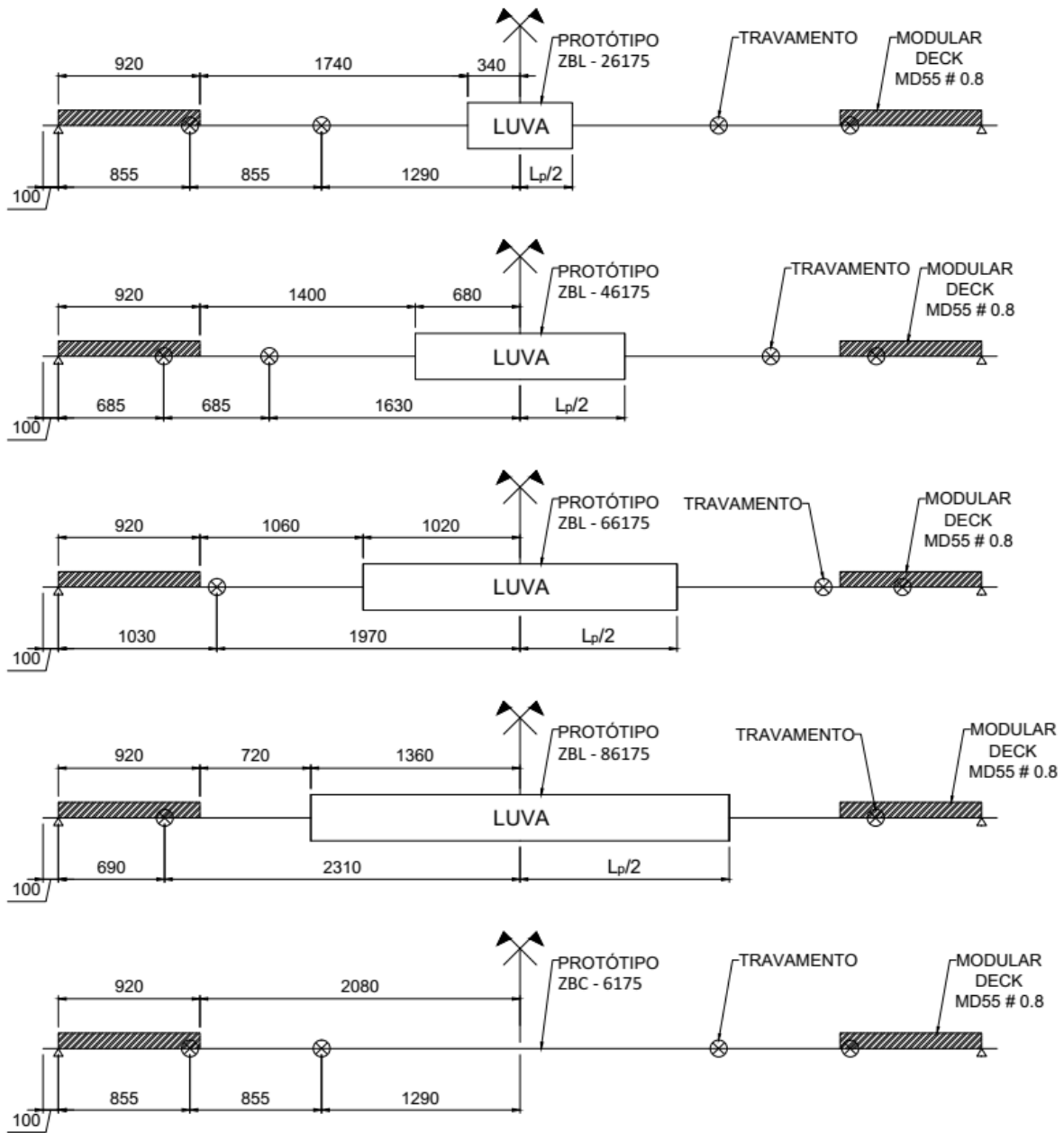
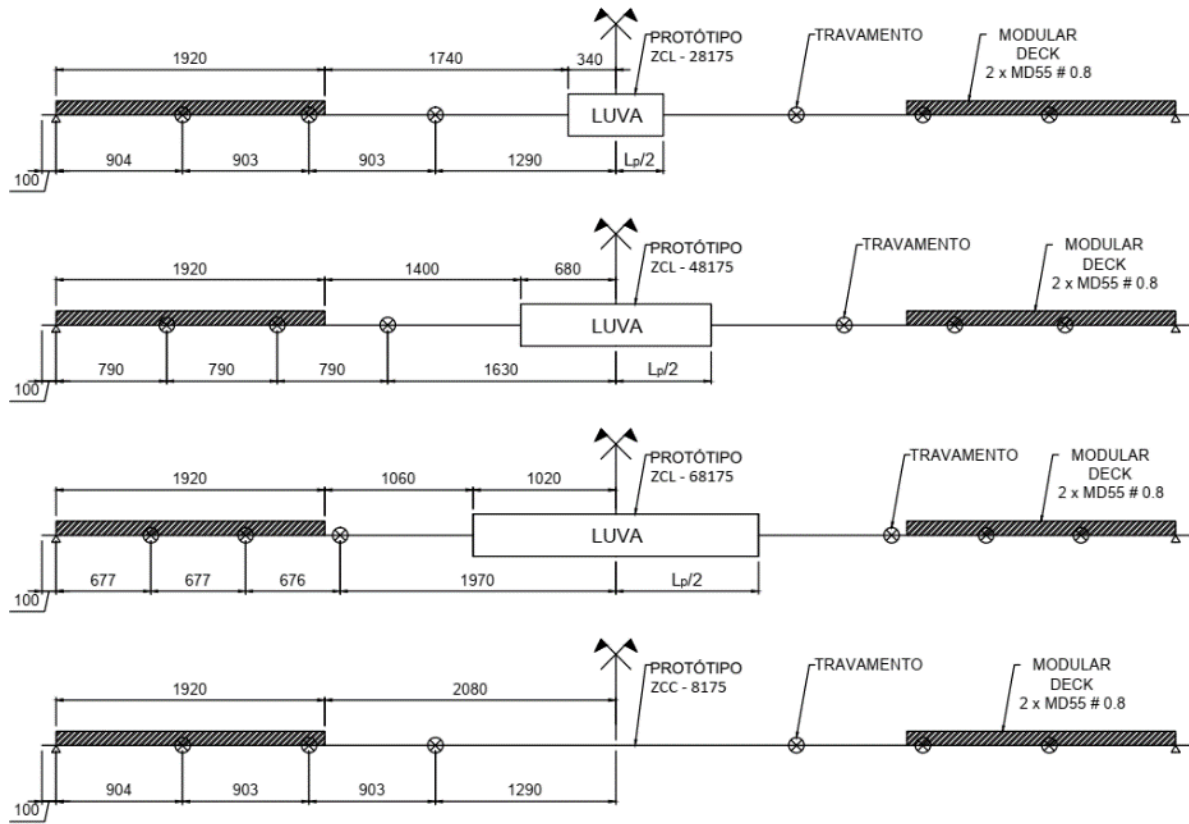


Figura E.2 – Travamentos dos protótipos da série B.



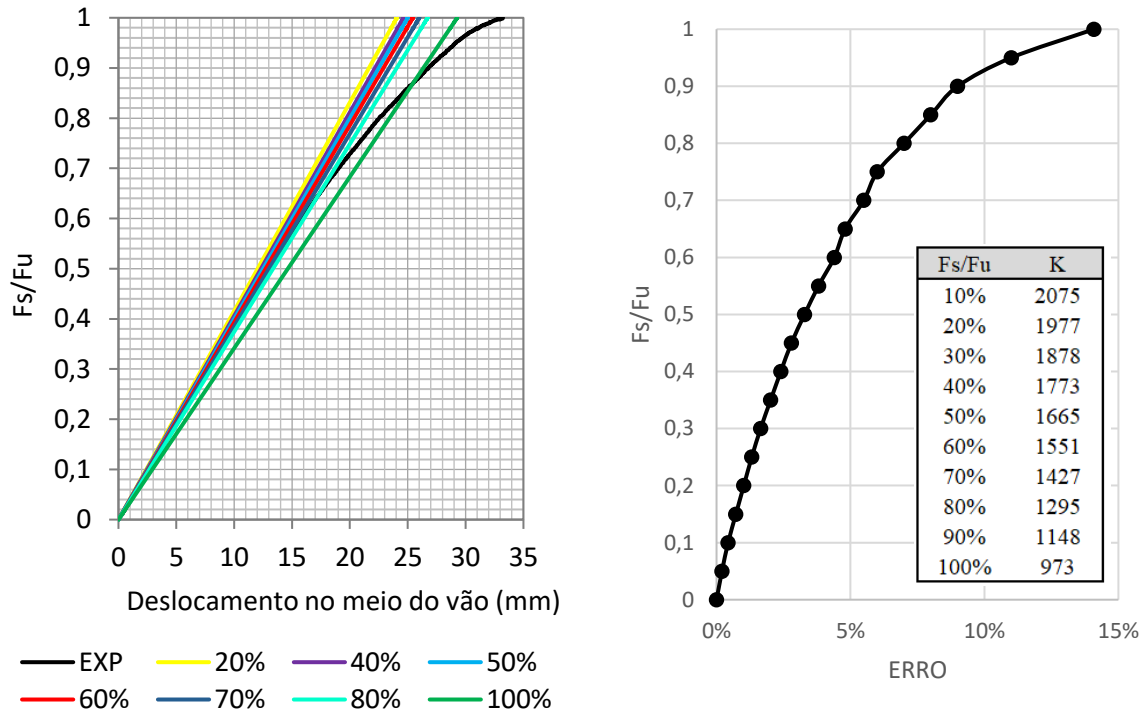
**Figura E.3** – Travamentos dos protótipos da série C.



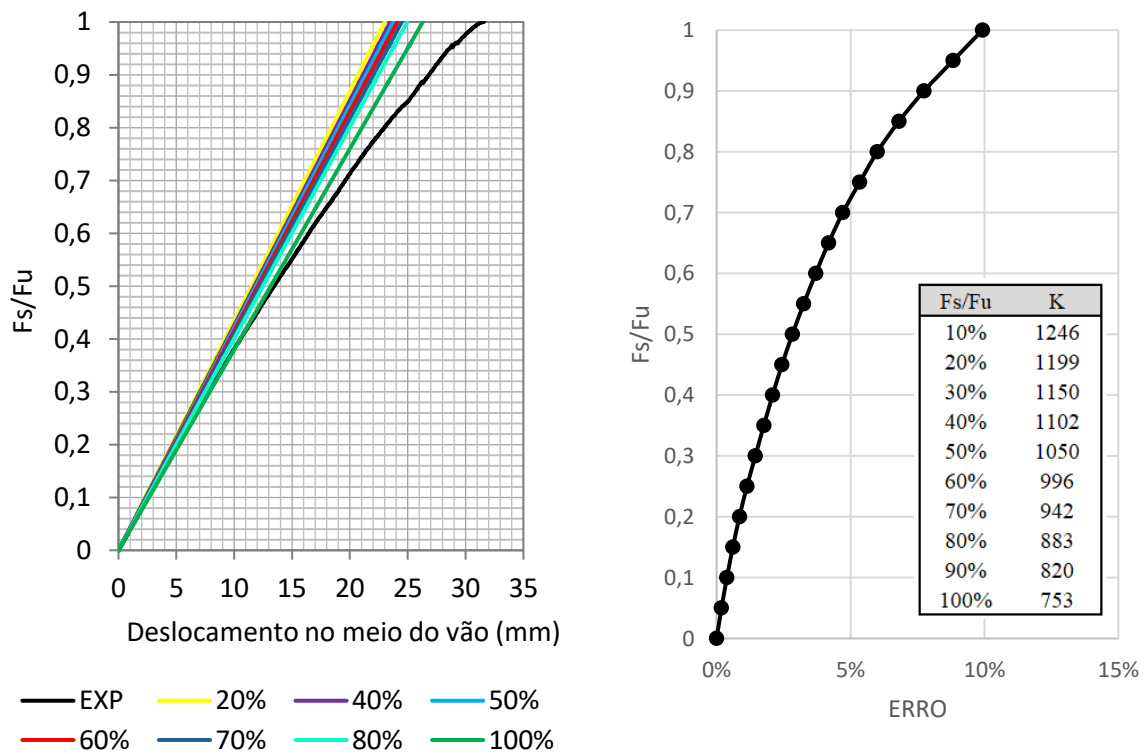


## APÊNDICE F. RESULTADOS DA SIMPLIFICAÇÃO DO MÉTODO

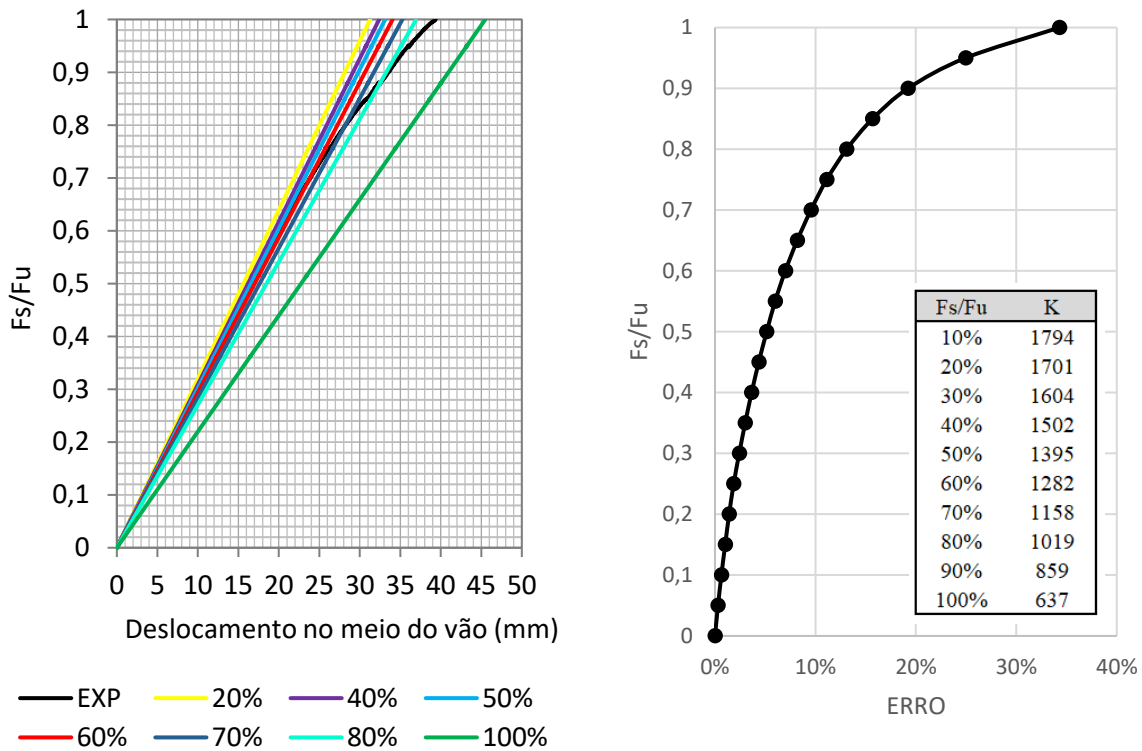
Figura F.1 – Simplificação para os protótipos da Série A.



(a) Protótipo ZAL-46125.

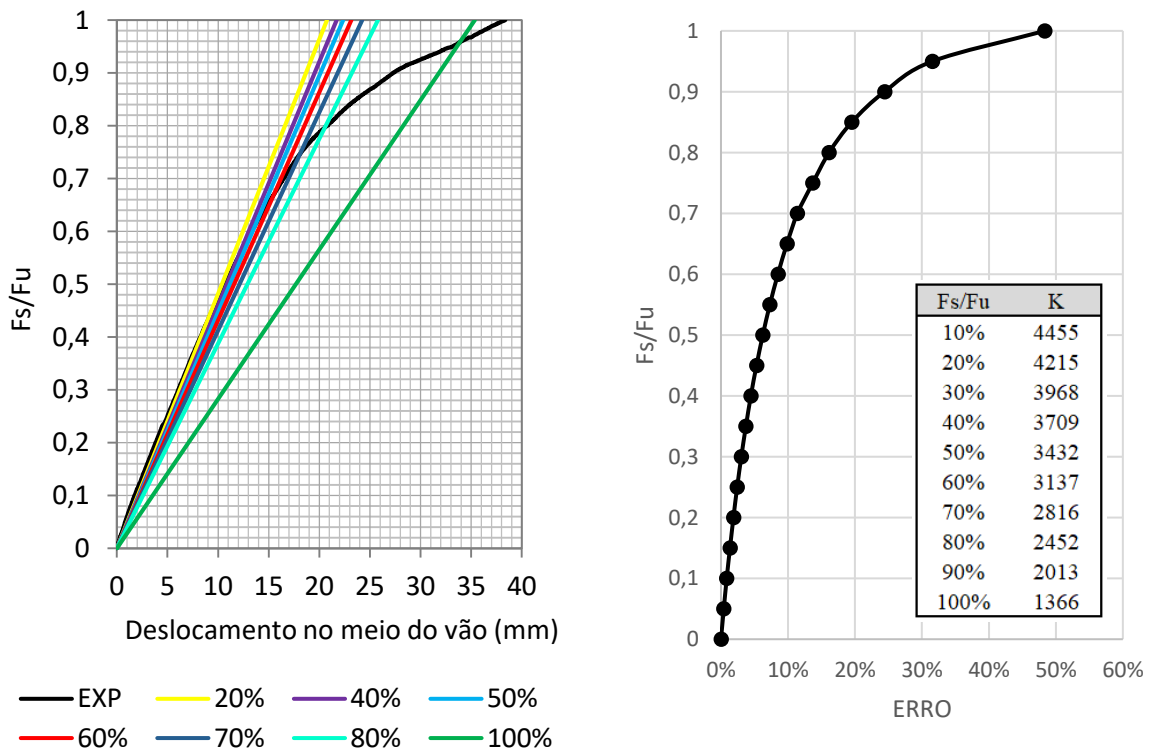


(b) Protótipo ZAL-66125.

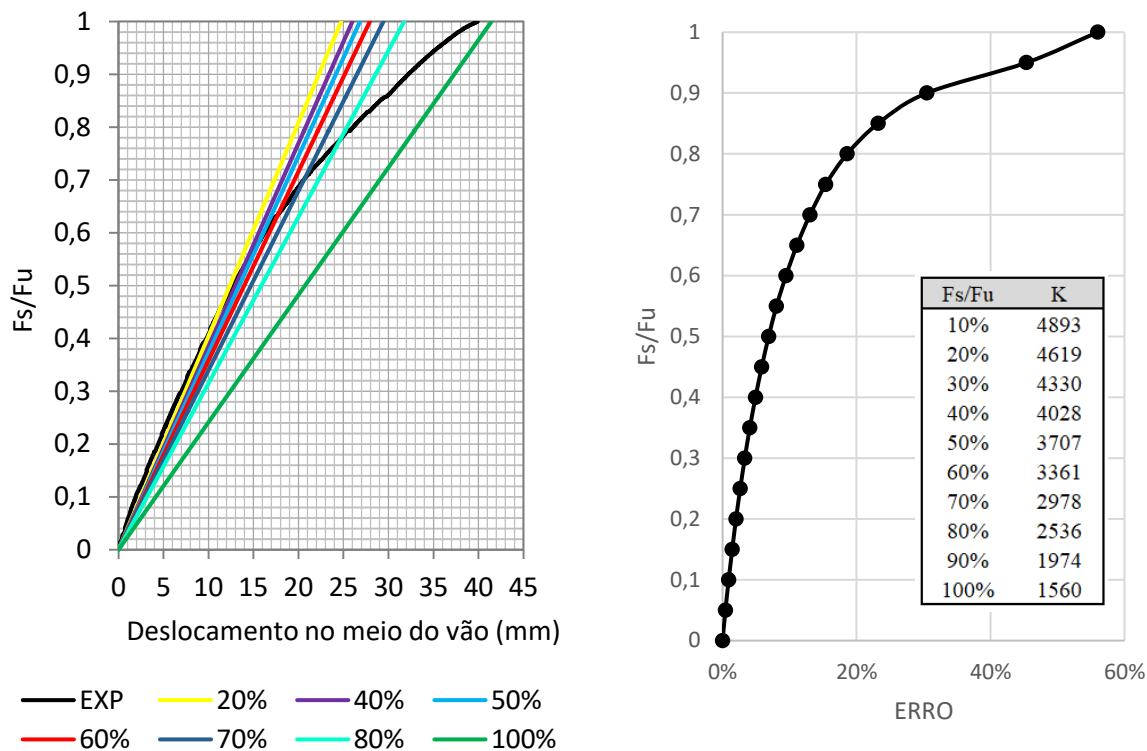


(c) Protótipo ZAL-86125.

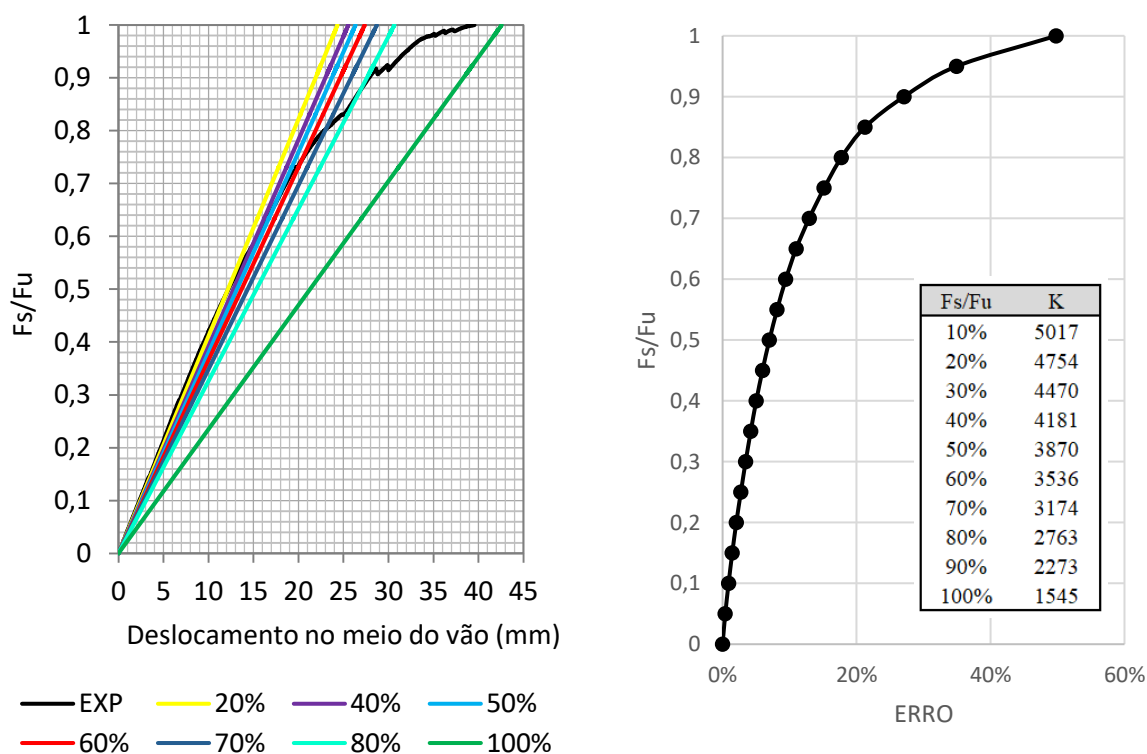
Figura F.2 – Simplificação para os protótipos da Série B.



(a) Protótipo ZBL-46175.

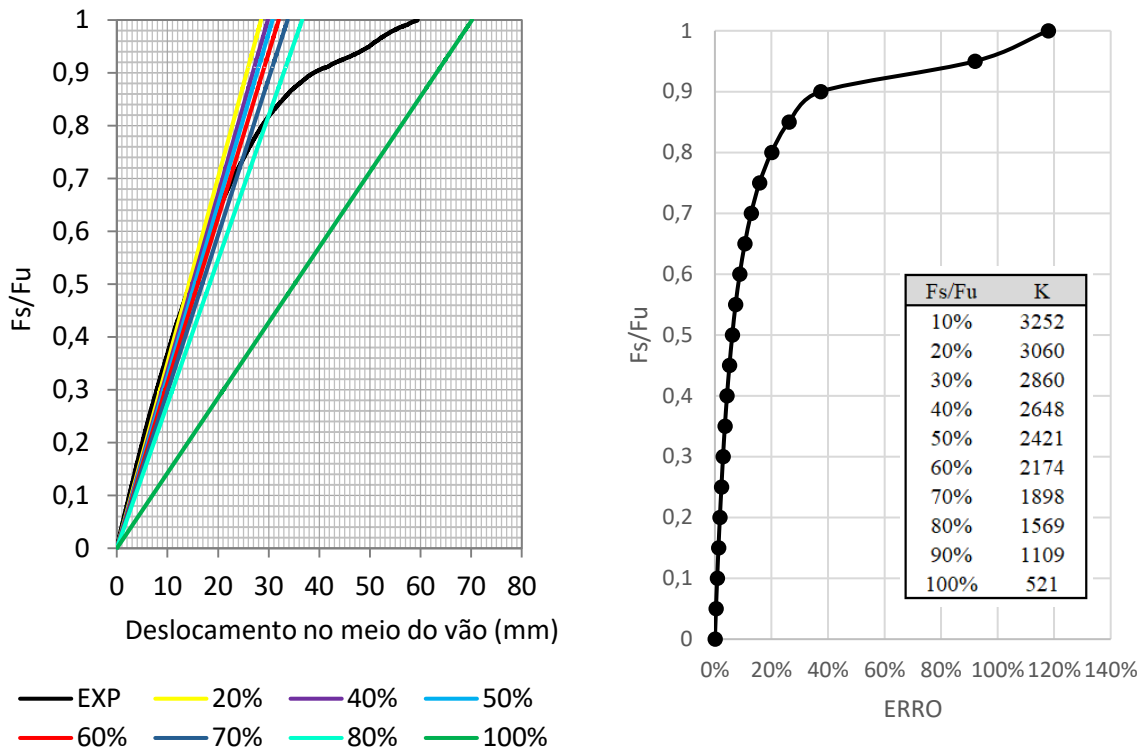


(b) Protótipo ZBL-66175.

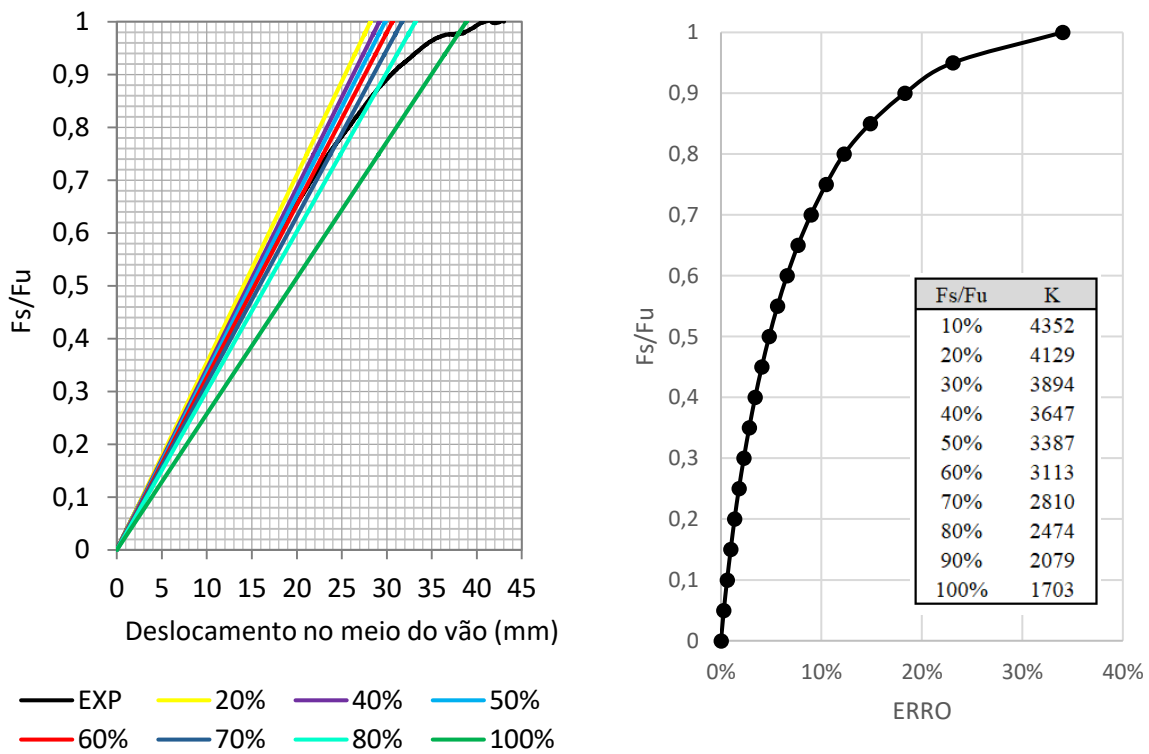


(c) Protótipo ZBL-86175.

**Figura F.3 – Simplificação para os protótipos da Série C.**

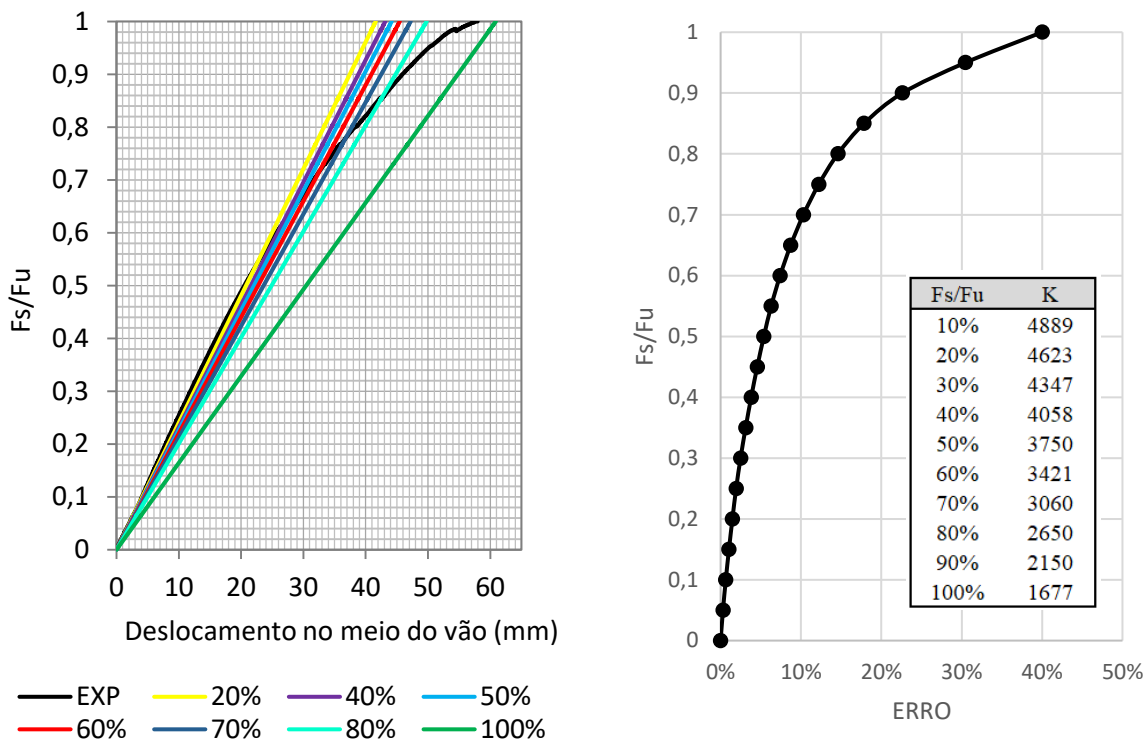


**(a) Protótipo ZCL-28175.**



**(b) Protótipo ZCL-48175.**





(c) Protótipo ZCL-68175.

Resultados da distribuição dos momentos fletores das simulações numéricas utilizando molas lineares:

**Tabela F.1** – Resultados das simulações numéricas de  $L_p/D = 4$  e  $D = 245$  mm.

Momento	EXP	10%		20%		30%		40%		50%	
		M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.
MA	1119	1119	0%	1121	0%	1122	0%	1124	0%	1126	1%
MB	-1492	-1491	0%	-1488	0%	-1484	-1%	-1480	-1%	-1475	-1%
MC	473	474	0%	477	1%	479	1%	482	2%	486	3%
MD	-1114	-1112	0%	-1111	0%	-1109	0%	-1107	-1%	-1104	-1%
ME	658	660	0%	662	0%	664	1%	666	1%	668	1%
Momento	EXP	60%		70%		80%		90%		100%	
		M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.
MA	1119	1128	1%	1131	1%	1135	1%	1140	2%	1148	3%
MB	-1492	-1469	-2%	-1461	-2%	-1452	-3%	-1438	-4%	-1418	-5%
MC	473	490	4%	496	5%	503	6%	513	8%	527	12%
MD	-1114	-1101	-1%	-1098	-1%	-1093	-2%	-1087	-2%	-1077	-3%
ME	658	671	2%	675	2%	679	3%	686	4%	695	6%

**Tabela F.2** – Resultados das simulações numéricas de  $L_p/D = 6$  e  $D = 245$  mm.

Momento	EXP	10%		20%		30%		40%		50%	
		M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.
MA	1112	1106	-1%	1107	-1%	1108	-1%	1110	-1%	1111	-1%
MB	-1511	-1527	2%	-1525	2%	-1521	2%	-1518	2%	-1514	1%
MC	461	450	-5%	452	-5%	454	-4%	456	-4%	459	-3%
MD	-1123	-1130	1%	-1128	1%	-1127	1%	-1125	1%	-1123	1%
ME	650	644	-2%	646	-2%	647	-2%	649	-1%	651	-1%
Momento	EXP	60%		70%		80%		90%		100%	
		M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.
MA	1112	1113	-1%	1115	0%	1118	0%	1121	0%	1125	1%
MB	-1511	-1509	1%	-1504	1%	-1498	0%	-1490	0%	-1479	-1%
MC	461	463	-2%	466	-1%	471	0%	477	1%	484	2%
MD	-1123	-1121	1%	-1119	0%	-1116	0%	-1112	0%	-1107	-1%
ME	650	653	-1%	655	-1%	658	0%	662	1%	667	1%

**Tabela F.3** – Resultados das simulações numéricas de  $L_p/D = 8$  e  $D = 245$  mm.

Momento	EXP	10%		20%		30%		40%		50%	
		M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.
MA	1094	1101	1%	1103	1%	1105	1%	1107	1%	1110	1%
MB	-1556	-1539	-1%	-1534	-1%	-1529	-2%	-1522	-2%	-1515	-3%
MC	428	440	3%	444	4%	447	5%	452	6%	457	7%
MD	-1142	-1134	-1%	-1131	-1%	-1129	-1%	-1126	-1%	-1123	-2%
ME	630	639	1%	641	2%	643	2%	646	3%	650	3%
Momento	EXP	60%		70%		80%		90%		100%	
		M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.
MA	1094	1114	2%	1118	2%	1125	3%	1125	3%	1156	6%
MB	-1556	-1505	-3%	-1493	-4%	-1477	-5%	-1477	-5%	-1399	-10%
MC	428	464	9%	473	11%	485	13%	485	13%	542	27%
MD	-1142	-1118	-2%	-1113	-3%	-1105	-3%	-1105	-3%	-1067	-7%
ME	630	654	4%	660	5%	668	6%	668	6%	706	12%

**Tabela F.4** – Resultados das simulações numéricas de  $L_p/D = 4$  e  $D = 340$  mm.

Momento	EXP	10%		20%		30%		40%		50%	
		M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.
MA	1131	1130	0%	1133	0%	1135	0%	1139	1%	1143	1%
MB	-1461	-1465	0%	-1458	0%	-1451	-1%	-1442	-1%	-1431	-2%
MC	496	494	0%	498	1%	504	2%	510	3%	518	5%
MD	-1099	-1099	0%	-1096	0%	-1093	-1%	-1088	-1%	-1083	-1%
ME	674	673	0%	676	0%	680	1%	684	2%	689	2%
Momento	EXP	60%		70%		80%		90%		100%	
		M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.
MA	1131	1149	2%	1156	2%	1165	3%	1181	4%	1219	8%
MB	-1461	-1418	-3%	-1401	-4%	-1376	-6%	-1338	-8%	-1245	-15%
MC	496	528	7%	541	9%	559	13%	588	19%	659	33%
MD	-1099	-1076	-2%	-1068	-3%	-1055	-4%	-1035	-6%	-984	-10%
ME	674	696	3%	705	5%	717	6%	737	9%	788	17%

**Tabela F.5** – Resultados das simulações numéricas de  $L_p/D = 6$  e  $D = 340$  mm.

Momento	EXP	10%		20%		30%		40%		50%	
		M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.
MA	1109	1111	0%	1114	0%	1117	1%	1121	1%	1125	1%
MB	-1518	-1513	0%	-1506	-1%	-1498	-1%	-1489	-2%	-1478	-3%
MC	456	460	1%	465	2%	470	3%	477	5%	485	7%
MD	-1126	-1122	0%	-1119	-1%	-1116	-1%	-1111	-1%	-1106	-2%
ME	648	651	1%	654	1%	658	2%	662	2%	668	3%
Momento	EXP	60%		70%		80%		90%		100%	
		M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.
MA	1109	1131	2%	1139	3%	1150	4%	1171	6%	1194	8%
MB	-1518	-1463	-4%	-1444	-5%	-1415	-7%	-1363	-10%	-1306	-14%
MC	456	496	9%	510	12%	531	17%	570	25%	613	35%
MD	-1126	-1099	-2%	-1089	-3%	-1075	-4%	-1049	-7%	-1018	-10%
ME	648	675	4%	684	6%	698	8%	725	12%	755	17%

**Tabela F.6** – Resultados das simulações numéricas de  $L_p/D = 8$  e  $D = 340$  mm.

Momento	EXP	10%		20%		30%		40%		50%	
		M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.
MA	1098	1098	0%	1101	0%	1104	1%	1107	1%	1112	1%
MB	-1547	-1545	0%	-1539	-1%	-1531	-1%	-1522	-2%	-1511	-2%
MC	435	436	0%	441	1%	447	3%	453	4%	461	6%
MD	-1137	-1136	0%	-1133	0%	-1129	-1%	-1125	-1%	-1120	-1%
ME	635	637	0%	640	1%	643	1%	647	2%	652	3%
Momento	EXP	60%		70%		80%		90%		100%	
		M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.	M	Dif.
MA	1098	1117	2%	1124	2%	1134	3%	1149	5%	1188	8%
MB	-1547	-1497	-3%	-1480	-4%	-1455	-6%	-1416	-8%	-1321	-15%
MC	435	470	8%	483	11%	501	15%	530	22%	601	38%
MD	-1137	-1114	-2%	-1106	-3%	-1094	-4%	-1074	-6%	-1025	-10%
ME	635	659	4%	667	5%	679	7%	698	10%	747	18%