

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

FERNANDO HENRIQUE SANTANA GILIO

**Sobre o comportamento estrutural de
ligações de continuidade de terças de aço
formadas a frio**

SÃO CARLOS

2020

FERNANDO HENRIQUE SANTANA GILIO

**Sobre o comportamento estrutural de
ligações de continuidade de terças de aço
formadas a frio**

Versão Corrigida

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

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas) da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo para obtenção do título de Doutor em Ciências.
Área de Concentração: Estruturas.

Orientador: Prof. Dr. Maximiliano Malite

SÃO CARLOS

2020

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

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

G474s Gilio, Fernando Henrique Santana
Sobre o comportamento estrutural de ligações de
continuidade de terças de aço formadas a frio / Fernando
Henrique Santana Gilio; orientador Maximiliano Malite.
São Carlos, 2020.

Tese (Doutorado) - 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, 2020.

1. Perfil Formado a Frio. 2. Terça Contínua. 3.
Ligação Parafusada. 4. Ligações por Luva e Transpasse.
5. Ligação Semirrígida. 6. Deslizamento. 7. Aperto do
parafuso. I. Título.

Eduardo Graziosi Silva - CRB - 8/8907

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **FERNANDO HENRIQUE SANTANA GILIO**.

Título da tese: " Sobre o comportamento estrutural de ligações de continuidade de terças de aço formadas a frio".

Data da defesa: 27/05/2020

Comissão Julgadora

Resultado

Prof. Titular **Maximiliano Malite**

APROVADO

(Orientador)

(Escola de Engenharia de São Carlos – EESC/USP)

Prof. Dr. **Luiz Carlos Marcos Vieira Junior**

APROVADO

(Universidade Estadual de Campinas/UNICAMP)

Prof. Dr. **Eduardo de Miranda Batista**

APROVADO

(Universidade Federal do Rio de Janeiro/UFRJ)

Prof. Associado **Eduardo de Moraes Barreto Campello**

APROVADO

(Escola Politécnica/EP-USP)

Prof. Dr. **Wanderson Fernando Maia**

APROVADO

(Universidade Federal de São Carlos/UFSCar)

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**

Para minha família

AGRADECIMENTOS

A Deus e a minha família por todas as conquistas em minha vida.

Ao Prof. Maximiliano Malite pela excelente orientação, constante disponibilidade, confiança, paciência e as valiosas contribuições dadas a esta pesquisa.

À Modular Sistema Construtivo pelo apoio à pesquisa, o compartilhamento de experiência prática, o fornecimento de todos os protótipos do programa experimental, o interesse pelo desenvolvimento da ciência e de inovações dentro da engenharia.

Ao Amaury, Fabiano, Jorge, Mauri, Romeu e Vareda (equipe do Laboratório de Estruturas) pela amizade, o planejamento e a execução do programa experimental.

A todos os meus amigos pelo companheirismo, conselhos e momentos de descontração.

Aos professores e funcionários do Departamento de Engenharia de Estruturas e da Escola de Engenharia de São Carlos por todo o conhecimento compartilhado e os serviços prestados.

Ao CNPq (Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico) pela bolsa concedida.

RESUMO

GILIO, F. H. S. **Sobre o comportamento estrutural de ligações de continuidade de terças de aço formadas a frio.** 131p. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) - Departamento de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2020.

Ligações parafusadas são frequentemente empregadas para a união de segmentos de terças de aço formadas a frio em sistemas de cobertura de múltiplos vãos. As folgas de furação e o aperto dos dispositivos de ligação são práticas de fabricação e montagem desses elementos estruturais. Entretanto, a influência do aperto dos dispositivos de ligação é uma variável pouco explorada na literatura e relevante no comportamento estrutural desses sistemas de cobertura. Este estudo trata de terças de aço formadas a frio de perfil “Z” enrijecido com continuidade nas regiões dos apoios por meio de luva ou transpasse. A influência do aperto do dispositivo de ligação foi investigada por meio de ensaios e de estratégias numéricas disponíveis no software comercial de elementos finitos Abaqus. Essas análises mostraram uma variação significativa da rigidez e da resistência da ligação com a alteração do aperto inicial dos dispositivos de ligação. As estratégias experimentais e numéricas propostas nesta pesquisa proporcionaram um melhor entendimento do comportamento estrutural dessas ligações parafusadas. Tais estratégias numéricas viabilizaram a extração de parâmetros requeridos por modelos simplificados barra-mola propostos na literatura, possibilitando a análise prática e segura desses sistemas hiperestáticos de cobertura.

Palavras-chave: Perfil Formado a Frio. Ligação Parafusada. Ligações por Luva e Transpasse. Ligação Semirrígida. Deslizamento. Aperto do parafuso.

ABSTRACT

GILIO, F. H. S. **On the structural behavior of continuous connections of cold-formed steel purlins.** 131p. Thesis (Doctorate in Structural Engineering) – Department of Structural Engineering, São Carlos School of Engineering, University of São Paulo, São Carlos, 2020.

Bolted connections are often used to join cold formed steel purlins segments in multiple span roofing systems. The bolt-hole clearances and bolt-tightening of the connection devices are fabrication and assemblage practices for these structural elements. However, the bolt-tightening influence of the connection is a slight explored variable in the literature and it is relevant for the structural behavior of roofing systems. This study deals with cold-formed steel purlins with stiffened “Z” profile which are continuous in the support regions by sleeve or overlap. The influence of the connection bolt-tightening was investigated through tests and numerical strategies available in the commercial finite element software Abaqus. The analysis showed a significant variation in the connection rigidity and resistance with the change in their initial bolt-tightening. The experimental and numerical strategies proposed in this research provided a better understanding of the structural behavior of these bolted connections. The numerical strategies made possible the extraction of parameters required by simplified beam-spring models proposed in the literature, enabling the practical and safe analysis of these hyperstatic roof systems.

Keywords: Cold-Formed Steel. Bolted Connection. Overlap and Sleeve Connection. Semi-rigid Connection. Slip. Bolt load.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	15
1.1	Justificativas.....	17
1.2	Objetivos.....	18
1.3	Metodologias	19
2	SISTEMAS DE TERÇAS	21
2.1	Terças contínuas por meio de transpasses	21
2.2	Terças contínuas por meio de luvas	33
3	PROGRAMA EXPERIMENTAL	49
3.1	Ensaio de cisalhamento simples e duplo	49
3.2	Modelos simplificados para o estudo dos sistemas de terças	54
3.3	Protótipos de terças	56
4	ANÁLISE DO COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DA REGIÃO DO FURO	65
4.1	Descrição geral do modelo numérico	66
4.2	Resultados da análise numérica	72
4.2.1	Corpos de prova de cisalhamento duplo	72
4.2.2	Corpos de prova de cisalhamento simples com dispositivos especiais de ligação	80
4.2.3	Corpos de prova de cisalhamento simples com dispositivos típicos de ligação	82
4.3	Relação torque-força de aperto do dispositivo de ligação	95
5	ANÁLISE NUMÉRICA APLICADA A SISTEMAS DE TERÇAS	97
5.1	Descrição geral do modelo numérico	97
5.2	Resultados da análise numérica	102
5.2.1	Sistemas de terças contínuas fisicamente	102
5.2.2	Sistemas de terças contínuas por meio de luva.....	104
5.2.3	Sistemas de terças contínuas por meio de transpasse	111
5.2.4	Modelo simplificado para a análise de sistemas de terças	114
6	CONCLUSÕES.....	119
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	121
	APÊNDICE A – Ensaio de cisalhamento simples	125
	APÊNDICE B – Ensaio de cisalhamento duplo.....	127
	APÊNDICE C – Ensaio de flexão em terças	129

1 INTRODUÇÃO

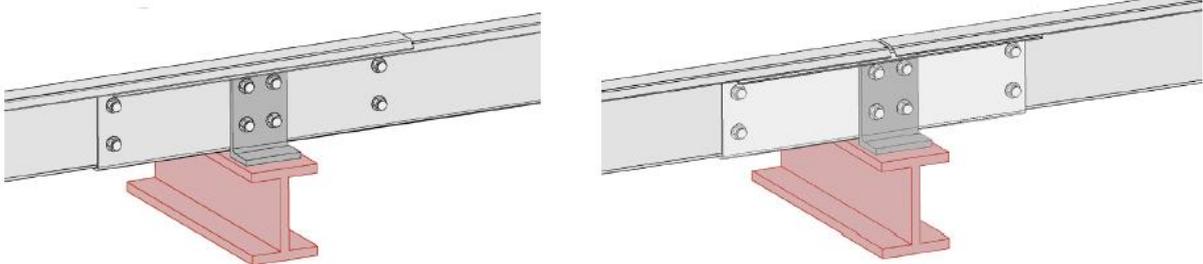
Terças são elementos estruturais fixados na estrutura principal da cobertura com a função de apoiar as telhas. Quando aplicadas aos múltiplos vãos, as terças são usualmente segmentadas devido às questões de fabricação, armazenamento, transporte e montagem. Em fase de montagem, esses segmentos de terças são frequentemente parafusados na região do apoio a um suporte (típico) fixado na estrutura principal. Apesar da simples execução, essa ligação aproxima-se da condição estática de um apoio e apresenta vantagens para vãos de até 8 metros.

Com a crescente demanda de terças de aço para grandes vãos, torna-se necessário o desenvolvimento de sistemas estruturais mais eficientes. Uma alternativa é introduzir um certo grau de continuidade na região do apoio, resultando em uma melhor redistribuição de momento fletor e uma redução dos picos de deslocamentos. Atualmente, as formas de promover tal continuidade são por meio de transpasse ou luva na região do apoio. Na primeira, as terças adjacentes são superpostas de certo comprimento na região do apoio e parafusadas na alma (Figura 1.1a). Na segunda, a luva (perfil com geometria similar à da terça) é responsável pela conexão entre as terças justapostas no apoio por meio de ligações parafusadas na alma dos perfis (Figura 1.1b).

Figura 1.1 – Sistemas de terças contínuas por meio de ligações parafusadas:

a) Transpasse

b) Luva

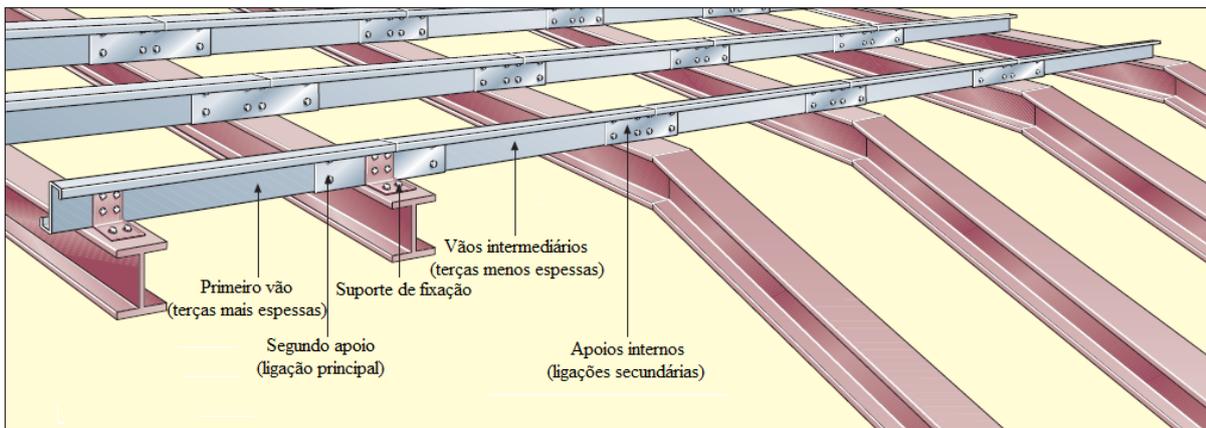


Fonte: adaptada de Modular Sistema Construtivo (2016).

Simplificadamente, os sistemas de terças contínuas por meio de luvas ou transpasses podem ser formados com os mesmos perfis em todos os vãos. No entanto, torna-se mais vantajoso trabalhar com perfis mais espessos no primeiro e no último vão, uma vez que o momento fletor e os deslocamentos são maiores do que nos tramos internos. Além disso, dois tipos de ligações são necessários: principais e secundárias. Ligações principais são utilizadas

no segundo e penúltimo apoios, devido aos momentos fletores nesses apoios serem superiores aos momentos nos apoios internos, os quais recebem as ligações ditas secundárias. Assim sendo, a luva ou a região de transpasse da ligação principal apresenta um comprimento maior que as ligações secundárias, que, por sua vez, conectam os perfis de mesma espessura nos demais apoios. A Figura 1.2 exemplifica os sistemas de terças de múltiplos vãos contínuos por meio de luvas.

Figura 1.2 – Sistema típico de terças de múltiplos vãos contínuos por meio de luvas.



Fonte: adaptada de Albion Sections (2016).

Na prática, a determinação da rigidez e da resistência dessas ligações parafusadas é imprescindível no dimensionamento seguro desses sistemas de terças com continuidade. O Design Guide D111-09 (2009) adota a continuidade total (ligação rígida) na região da ligação para algumas configurações de terças com transpasse. Entretanto, artigos publicados sobre o tema exemplificam um comportamento estrutural semirrígido e não linear dessas conexões parafusadas para configurações usuais de sistemas de terças.

Apesar de fácil aplicação, extrapolações nos limites de validade dos modelos de barra e barra-mola apresentados na literatura dependem da correta determinação da rigidez da parede do furo, da curva momento-rotação da ligação ou de parâmetros de modificação da rigidez a flexão dos perfis. Essas informações são condensadas em equações empíricas ou semiempíricas e visam a representação do comportamento estrutural da ligação para um grupo específico de variáveis.

Entretanto, as dificuldades de análise desses sistemas de terças recaem nas descontinuidades físicas inerentes na região da ligação, no comportamento do material, na rigidez da parede do furo, nos fenômenos de instabilidades dos perfis formados a frio, na

condição de aperto dos parafusos, nas folgas de furação, nas rugosidades das superfícies, nas configurações geométricas, nos sistemas de apoio e de travamento lateral, entre outras variáveis. Assim, as múltiplas possibilidades de concepção estrutural e as diversas variáveis desses sistemas de cobertura dificultam uma equação geral para a representação dessas estruturas de terças. Portanto, o desenvolvimento de estratégias numéricas é fundamental para a análise de diferentes propostas estruturais desses sistemas de terças contínuas.

1.1 JUSTIFICATIVAS

A participação da EESC-USP (Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo) no desenvolvimento de pesquisas relacionadas ao tema de terças de aço com continuidade nos apoios por meio de ligações parafusadas (luva e transpasse) teve início com o trabalho de mestrado de Fávero Neto (2013) e Fávero et al. (2016). Posteriormente, Gilio (2016) realizou um estudo focado em terças contínuas por meio de luva. O objetivo foi caracterizar o comportamento semirrígido e não linear da ligação por meio de curvas momento-rotação. Tais curvas são necessárias para a simulação dessas ligações parafusadas por meio de modelos simplificados. Com isso, um modelo simples barra-mola foi proposto por Gilio et al. (2018) para uso prático na engenharia.

Atualmente, a possibilidade de fabricação brasileira de chapas de aço com resistência ao escoamento da ordem de 450 MPa, com a ductilidade necessária para o processo de conformação dessas chapas em perfis, trouxe novas possibilidades de aplicação na engenharia. O acréscimo de resistência e os custos desse material direcionam a sua utilização em perfis com espessuras reduzidas. Assim, enrijecedores de alma e/ou mesa são necessários devido aos fenômenos de instabilidade mais pronunciados nesses perfis com seções transversais de paredes mais esbeltas. Por essa razão, Silva (2018) iniciou os estudos para a determinação do coeficiente de cisalhamento (k_v) em perfis do tipo Z, com enrijecedores de mesas e de alma. Esse parâmetro não é abordado nos textos normativos para perfis de alma enrijecida, sendo necessário para o cálculo da resistência ao cisalhamento. Complementarmente, Schiavon (2019) investigou esses perfis enrijecidos aplicados a sistemas de terças contínuas por meio de luva.

Em relação ao dimensionamento de terças, as normas em geral não apresentam recomendações específicas para os casos de terças com continuidade por meio de transpasse ou luva. O AISI Design Guide D111-09 (2009) apresenta recomendações e exemplos de cálculo de terças com transpasse, onde mediante determinadas condições, admite-se que o sistema tenha

continuidade total nos apoios (terça calculada como viga contínua). Entretanto, essa norma dirige-se à casos específicos de terças com transpasse e nada apresenta sobre o sistema de terças com luvas. Além disso, várias pesquisas sobre o tema demonstram um comportamento estrutural semirrígido e não linear dessas ligações. Portanto, a hipótese de continuidade total nos apoios nem sempre é segura.

Pesquisas têm sido realizadas para entender o comportamento de terças com continuidade nos apoios por meio de luva ou transpasse e, assim, desenvolver critérios mais seguros de cálculo. Entretanto, as várias possibilidades de concepção desses sistemas de terças e a interdependência de diversas variáveis aumentam a complexidade do problema, o que dificulta o desenvolvimento de equações e modelos teóricos mais gerais. Consequentemente, ensaios em laboratório são fundamentais para o avanço científico, importantes para suprir a carência básica de informações técnicas sobre o assunto e servir de base para o desenvolvimento de modelos numéricos.

As simulações numéricas permitem a ampliação da análise paramétrica a um custo menor, possibilitando o estudo de variáveis de difícil análise experimental. Além disso, as estratégias numéricas podem ser aplicadas para o planejamento de programas experimentais, a calibração de modelos simplificados de uso prático na engenharia, o desenvolvimento de soluções mais eficientes e seguras desses sistemas de terças. Além disso, as diversas estratégias experimentais e numéricas aplicadas para este estudo têm aplicações em diversos sistemas estruturais dentro da engenharia.

Portanto, frente a necessidade do mercado em relação a sistemas de terças de múltiplos vãos contínuos por meio de ligações parafusadas, a carência de pesquisas, manuais técnicos e normas de projeto sobre o tema, torna-se interessante e oportuno o estudo desses sistemas de cobertura.

1.2 OBJETIVOS

O objetivo fundamental desta pesquisa foi o estudo do comportamento estrutural de ligações de continuidade de terças de aço formadas a frio. Para isso, estratégias experimentais e numéricas foram desenvolvidas para a simulação de sistemas de terças contínuas nos apoios por meio de luva e transpasse. O foco principal foi o estudo da influência do aperto do dispositivo de ligação na resposta estrutural desses sistemas de cobertura.

1.3 METODOLOGIAS

O objetivo principal desta pesquisa foi alcançado mediante o desenvolvimento das seguintes etapas:

- a) Primeiramente, a revisão da literatura (Capítulo 02) foi fundamental para o suporte teórico em todos os estágios desta pesquisa. O Capítulo 2 apresenta o estado da arte para os sistemas de terças contínuas por meio de transpasse e luva;
- b) O comportamento estrutural das ligações de continuidade entre segmentos de terças depende de diversas variáveis, conforme apresentado no Capítulo 2. Por isso, ensaios de cisalhamento simples e duplo (Capítulo 3) foram necessários para o estudo específico da ligação na região do furo. Tais protótipos diminuíram a complexidade de análise em relação aos sistemas de terças. Nesta etapa, destaca-se o desenvolvimento de estratégias numéricas para a consideração do aperto do dispositivo de ligação e da rugosidade das superfícies em contato (Capítulo 4);
- c) Posteriormente, os modelos de terças foram simulados (Capítulo 5) com base nas estratégias numéricas para a consideração do aperto dos dispositivos de ligação (Capítulo 4). Além disso, a representação numérica dos sistemas de terças envolve a simulação dos sistemas de apoio, de aplicação de deslocamento e de travamento lateral. Esses componentes foram considerados simplificada para a redução da complexidade numérica. As estratégias numéricas propostas foram validadas com base em ensaios de sistemas de terças de Gilio (2016) e de Pham et al. (2014);
- d) Por fim, modelos de terças de dois vãos contínuos por meio de luva foram simulados (Capítulo 5) por meio das estratégias numéricas desenvolvidas nesta pesquisa. Esses modelos são importantes para as validações das estratégias de ensaio de sistemas de terças propostas por Ghosn e Sinno (1995 e 1996). Além disso, essas simulações de terças de dois vãos possibilitaram o estudo da viabilidade do modelo simplificado barra-mola proposto por Gilio et al. (2018). Esse modelo barra-mola tem como objetivo o uso prático em projetos desses sistemas de terças de múltiplos vãos contínuas por meio de ligações parafusadas.

Todos os ensaios foram feitos no LE (Laboratório de Estruturas) da EESC-USP, visto sua capacidade em atender aos propósitos desta pesquisa. O estudo experimental foi importante para ultrapassar as limitações impostas pelas teorias existentes, além da contribuição no

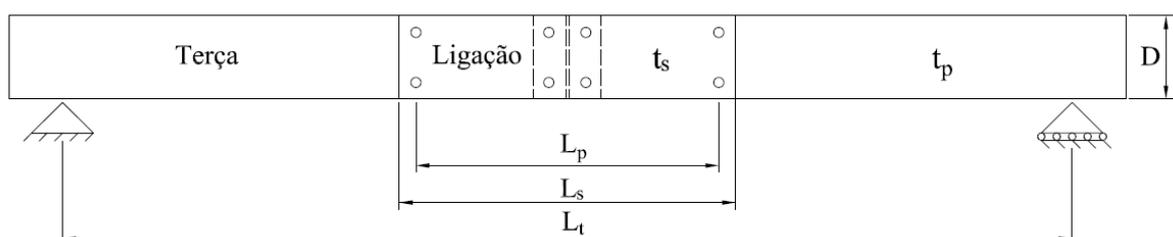
desenvolvimento e na validação dos modelos numéricos. Devido à similaridade dos experimentos de Gilio (2016), os protótipos de terças contínuas por meio de transpasse de Pham et al. (2014) também foram utilizadas para as validações numéricas desta pesquisa.

Os modelos numéricos em elementos finitos foram desenvolvidos no software comercial ABAQUS[®]. Essas simulações numéricas auxiliaram na investigação das principais variáveis e no entendimento dos diferentes fenômenos relacionados ao comportamento estrutural desses sistemas de terças.

2 SISTEMAS DE TERÇAS

Até o presente momento, as normas vigentes, manuais de cálculo e o conhecimento científico sobre terças com transpasse e luva são limitados. Assim sendo, esses sistemas de cobertura têm sido avaliados de maneira experimental ou numérica. Apesar das particularidades de cada estudo, a revisão bibliográfica deste capítulo abordará as principais variáveis, modelos e conclusões sobre o assunto. Para um melhor entendimento das variáveis envolvidas nessas pesquisas, adotou-se uma padronização da simbologia das variáveis por meio da Figura 2.1. Essa figura representa um esquema simplificado dos protótipos de terças usualmente idealizados na literatura e nesta pesquisa (Capítulo 3).

Figura 2.1 – Padronização das variáveis dos protótipos simplificados de terças biapoizadas contínuas por meio de luva ou transpasse.



Fonte: o Autor.

Onde:

L_p é o comprimento efetivo da ligação;

L_s é o comprimento da ligação;

L_t é o vão de ensaio;

D é a altura do perfil;

t_s é a espessura da luva;

t_p é a espessura da terça.

2.1 TERÇAS CONTÍNUAS POR MEIO DE TRANSPASSES

Pesquisas relativas às terças com continuidade nos apoios por meio de transpasse tiveram início com o trabalho de Robertson e Kurt (1986). Esse estudo mostrou a importância da investigação do comportamento da ligação, pois variações no comprimento de transpasse,

na altura do perfil e no aperto dos parafusos conferiram diferentes graus de continuidade aos sistemas ensaiados. Para os protótipos estudados, os autores concluíram que a resistência dos sistemas de terças com transpasse são iguais a resistência de uma terça contínua fisicamente, quando a relação entre o comprimento efetivo de transpasse (L_p) e altura do perfil (D) atingir 1. Em relação a rigidez, esta relação (L_p/D) deve ser de aproximadamente 2,6. Ao comparar ligações com parafusos “sem aperto” (*finger-tight*) versus apertados (*tight*), constataram uma redução de 20 % na resistência e 40 % na rigidez dos protótipos com parafusos sem aperto. Em níveis altos de carregamento, os sistemas com terças de elevada relação entre a altura do perfil (D) e a espessura da terça (t_p) estão sujeitos a fenômenos mais severos de instabilidade da alma dos perfis. Posteriormente, a atividade científica evoluiu com os trabalhos experimentais, teóricos e numéricos realizados por Ghosn e Sinno (1995 e 1996), Ho e Chung (2004, 2006a e 2006b), Chung e Ho (2005), Zhang e Tong (2008), Dubina e Ungureanu (2010), Pham et al. (2012 e 2014), Fávero Neto et al. (2013 e 2016) e Liu et al. (2015a).

Na busca por modelos práticos de uso na engenharia, Ghosh e Sinno (1995 e 1996) propuseram equações empíricas calibradas experimentalmente (28 ensaios) para o cálculo da rigidez equivalente a flexão da região do transpasse. A determinação da rigidez da ligação é um importante parâmetro para a utilização na análise estrutural (deslocamentos, deformações, esforços solicitantes e resistentes) desses sistemas de cobertura. Por meio de observações experimentais, os autores observaram que a falha se dava por instabilidade local na mesa comprimida da terça da seção do fim do transpasse. As análises de tensões mostraram que essas falhas ocorreram principalmente pelas tensões normais do momento fletor, e a interação entre o momento fletor e o esforço cortante pode ser desprezada. Para as relações L_p/D de 2,5 a 5,0 ensaiadas, houve um aumento significativo da resistência à medida que o valor de L_p/D aumentava, para relações superiores, esse acréscimo é depressível.

Ho e Chung (2004) ensaiaram 26 terças contínuas nos apoios por meio de transpasse. Os autores concluíram que a rigidez e o momento resistente da ligação dependem não apenas da relação entre o comprimento efetivo da luva (L_p) e a altura do perfil (D), mas também da relação entre o comprimento efetivo da luva (L_p) e o vão de ensaio (L_t). AISI Design Guide D111-09 (2009) apresenta recomendações e exemplos de cálculo de terças com transpasse, onde mediante determinadas condições, admite-se que o sistema tenha continuidade total nos apoios (terça calculada como viga contínua). Entretanto, Ho e Chung (2004) alertam que ao admitir a região do transpasse com o dobro do momento resistente e da rigidez em comparação as seções conectadas nem sempre é seguro. Para as ligações estudadas, o momento fletor resistente e a rigidez total da ligação são atingidos para relações L_p/D iguais ou maiores a 2 e 4,

respectivamente. Ainda em relação a rigidez da ligação, observou-se uma diferença de 3-15 % quando três ao invés de dois parafusos compõe a linha de parafusos da extremidade da ligação. Quanto aos modos de falha, os trabalhos relatam instabilidades localizadas com consequentes mecanismos plásticos na seção simples da terça localizada no final do transpasse (ocorrência da instabilidade local na mesa comprimida e na alma, atribuída à ação combinada do momento fletor e força cortante). Baseado no princípio dos trabalhos virtuais, os autores propuseram uma equação (Equação 2.1) para a determinação dos deslocamentos no meio do vão referente aos ensaios de três pontos. Neste método analítico, admite-se a rigidez efetiva a flexão da ligação ($EI_{Ligação}$) igual ao produto entre um parâmetro de modificação (α) e a rigidez a flexão do perfil (EI_{Perfil}).

$$\Delta = \frac{1}{48} \left[1 + (\beta^2 - 3\beta + 3) \beta \left(\frac{1 - \alpha}{\alpha} \right) \right] \frac{PL_t^3}{EI} \quad (2.1)$$

Onde:

β é igual a relação entre o comprimento efetivo da ligação (L_p) e o vão de ensaio (L_t);

α é igual a razão $(EI)_{Ligação}/(EI)_{Perfil}$;

E é o módulo de elasticidade do material;

I é o momento de inércia do perfil.

Com base nas curvas força-deslocamento dos experimentos realizados por Ho e Chung (2004), Chung e Ho (2005) determinaram os respectivos fatores α da Equação 2.1, referentes a valores iniciais (α_i) e máximos (α_f) de forças. Com isso, os autores geraram equações de respostas lineares (Equação 2.2) que delimitam a amplitude máxima ($\alpha_{i,max}$ e $\alpha_{f,max}$) e mínima ($\alpha_{i,min}$ e $\alpha_{f,min}$) desses fatores de modificação da rigidez a flexão. Além disso, Chung e Ho (2005) avaliaram a capacidade da seção crítica do fim do transpasse. Apoiados no método vetorial, tais autores determinaram as equações e as distribuições de esforços internos na região da ligação. Assim, as equações de interação momento fletor e esforço cortante, apresentadas nas normas BS5950: Part 5 (1998) e Eurocode 3: Part 1.3 (2002), mostraram-se adequadas para as verificações da seção crítica do fim do transpasse. Baseado em observações experimentais, os autores sugeriram modificações no coeficiente de cisalhamento para o cálculo da força cortante resistente.

$$\alpha = a\beta + b \quad (2.2)$$

Onde:

a e b são variáveis oriundas da análise paramétrica;

β é igual a relação L_p/D .

Com parafusos autobrocantes fixados nas mesas compridas das extremidades da ligação, Ho e Chung (2006b) ensaiaram 12 terças contínuas nos apoios por meio de transpasse. Basicamente, os dois grupos de ligações ensaiados diferenciavam-se em relação ao número de parafusos nas extremidades do transpasse, um ou dois parafusos posicionados na alma dos perfis. Com um programa experimental semelhante ao estudo de Ho e Chung (2004) e estratégias de análise da rigidez e resistência similares a Chung e Ho (2005), os autores não observaram diferenças significativas nos modos de falhas e nos esforços resistentes nesses sistemas de cobertura. Em relação a rigidez, houve uma redução de 10 a 20 % se comparados a seus pares sem as mesas conectadas.

Mediante ao programa experimental de Ho e Chung (2004), Ho e Chung (2006a) apresentam um método analítico para as previsões das parcelas de flexibilidade da ligação de sistemas de terças com transpasse. Os autores dividiram o deslocamento vertical da ligação em três parcelas oriundas das deformações devido: (i) as tensões normais do momento fletor, (ii) as tensões de cisalhamento da força cortante e (iii) as deformações dos furos. As duas primeiras parcelas são obtidas por meio do método dos trabalhos virtuais, integrando a função dos esforços internos desses sistemas. Para a parcela atribuída a deformação da parede do furo, os autores propuseram equações empíricas que relacionam a força no parafuso e a respectiva deformação do furo. Tais equações foram obtidas por meio de ensaios de cisalhamento direto (*Lap Shear Test*) de protótipos de ligações terça-transpasse, que representam o contato entre o parafuso e a borda do furo. Recorrendo ao método vetorial apresentado em Chung e Ho (2005), determinaram-se as forças que atuam nos parafusos e, conseqüentemente, a deformação no furo e sua contribuição na parcela correspondente ao deslocamento total da terça.

Com objetivo semelhante ao trabalho de Ho e Chung (2006b), Zhang e Tong (2008) ensaiaram a região do transpasse com parafusos autobrocantes em ambas as mesas ou apenas na mesa tracionada. Uma particularidade desse trabalho diz respeito às dimensões dos furos elípticos (20x16 mm) na direção longitudinal das terças. Prática comum de fabricação, pois furos maiores que o furo-padrão são necessários para facilitar o processo de montagem dessas estruturais. Os modos de falhas predominantes coincidem com as falhas apresentadas por

Ghosh e Sinno (1995, 1996) e Ho e Chung (2004), ou seja, a falha do perfil da terça na região do fim do transpasse. Entretanto, observou-se também a falha na terça na seção próxima ao suporte. Este tipo de falha ocorre quando a relação entre o momento fletor no suporte e no fim da ligação é elevada.

Após uma análise do momento fletor de ruptura, Zhang e Tong (2008) observaram que o momento fletor resistente na seção interna da ligação (região do suporte com seção dupla) tem quase duas vezes a capacidade do momento fletor da seção da terça no fim da ligação. Além disso, o comprimento do transpasse não influenciou significativamente na força resistente dessas ligações. Para os casos de parafusos autobrocantes nas mesas tracionadas ou em ambas as mesas, os autores propuseram conservadoramente que o momento fletor resistente seja de 0,80 ou 0,85 do momento fletor teórico normativo, respectivamente. Essa diferença é justificada devido a facilidade de separação entre as mesas adjacentes (Figura 2.2) que não estão conectadas por meio de parafusos autobrocantes. Complementarmente, observou-se o início da separação das mesas adjacentes antes do mecanismo de colapso do sistema de terças contínuas por meio de transpasse, do modelo numérico MVw-Z20015-300-Num-PS10 (Capítulo 5, item 5.2.3 desta pesquisa).

Figura 2.2 – Modo de falha no fim da ligação caracterizado pela separação das mesas adjacentes dos perfis das terças contínuas por meio de transpasse.



Fonte: Zhang e Tong (2008).

Assim como em Chung e Ho (2005), Zhang e Tong (2008) propuseram valores para o coeficiente de modificação (α) da rigidez a flexão da ligação (EI_p) para uma análise estrutural com base no modelo de vigas não prismáticas. Ao invés de ensaios idealizados da região da ligação (três pontos), os valores do coeficiente α foram estabelecidos em relação a experimentos

em sistemas de terças de dois tramos ($2xL$) contínuos por meio de transpasse de comprimento L_p (Figura 2.3). Assim, os autores apresentaram os seguintes valores de α para o cálculo do produto de inércia equivalente (αEI_p) nas análises de:

- Tensões:

$$\alpha = 1 \text{ quando } L_p/L = 10 \%$$

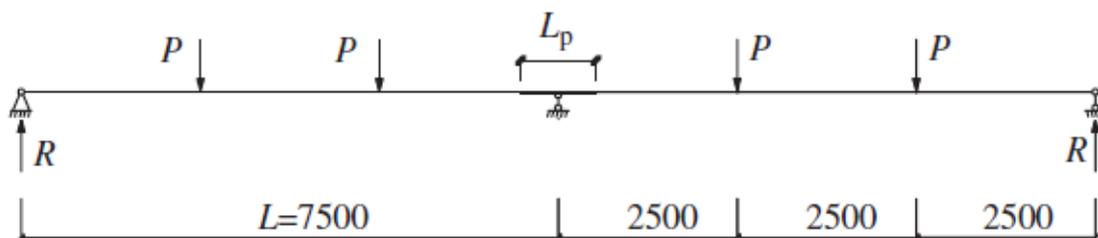
$$\alpha = 2 \text{ quando } L_p/L = 20 \%$$

- Deslocamentos:

$$\alpha = 0,4 \text{ quando } L_p/L = 10 \%$$

$$\alpha = 0,8 \text{ quando } L_p/L = 20 \%$$

Figura 2.3 – Protótipos de sistemas de terças de dois vãos contínuos por meio de transpasse.



Fonte: Zhang e Tong (2008).

Baseados nos resultados apresentados em Ho e Chung (2004 e 2006b) e Zhang e Tong (2008), Dubina e Ungureanu (2010) sugeriram a verificação da resistência da seção crítica (seção da terça logo após o fim do transpasse) por meio das curvas normativas de interação entre momento fletor e *web crippling*. Anteriormente, Ho e Chung (2006b) e Zhang e Tong (2008) haviam indicado a verificação dessa seção por meio das curvas de interação entre o momento fletor e o esforço cortante apresentados por normas. Entretanto, Dubina e Ungureanu (2010) discordam que a resistência ao cisalhamento na seção crítica seja um parâmetro para a validação da capacidade de terças contínuas por transpasse. Esses autores atribuíram o fenômeno de falha devido à alta concentração de tensões de compressão nas regiões próximas aos furos e ao intertravamento entre as mesas dos perfis adjacentes na região comprimida, assim, inicia-se o esmagamento da mesa interna (fenômeno de *web crippling*).

O modelo proposto por Dubina e Ungureanu (2010) tem por base o estudo de Zadanfarrokh e Bryan (1992) e Bryan (1993). No sentido de caracterizar as deformações das paredes dos furos, Zadanfarrokh e Bryan (1992) e Bryan (1993) realizaram 230 ensaios de

cisalhamento (*Lap Shear Test*). A partir dos resultados experimentais (curvas força-deslocamento), os autores propuseram a Equação 2.3 para estimativas da rigidez de contato da parede do furo (K_h). De posse da Equação 2.3, Bryan (1993) desenvolveu alguns modelos mecânicos para a determinação das rigidezes rotacionais em ligações submetidas à flexão, devida exclusivamente às deformações dos furos. O autor analisou três configurações de furação: com dois, três e quatro parafusos. Esses modelos foram apoiados no clássico método vetorial, conforme apresentado por Salmon et al. (2008).

$$K_h = \frac{1000}{5n \left(\frac{10}{t_1} + \frac{10}{t_2} - 2 \right)} \quad (kN / mm) \quad (2.3)$$

Onde:

t_1 e t_2 são as espessuras das chapas dos perfis conectados ($t_1 \leq 8$ mm e $t_2 \leq 8$ mm);

n é um fator que depende da posição do plano de cisalhamento no parafuso, do número de parafusos, do tipo de sollicitação (momento ou tração) e do tipo de ligação.

A flexibilidade atribuída a deformação da parede do furo nos modelos de terças contínuas por meio de transpasse (Figura 2.4a-b) é concentrada na seção crítica do fim do transpasse por meio de molas de rotação (Figura 2.4c). Apoiados no método vetorial e no modelo mecânico proposto por Zaharia e Dubina (2006) (Figura 2.5), pode-se determinar a rigidez inicial da mola (S_j) pela Equação 2.4a. Para tanto, o valor de rigidez ao esmagamento da parede do furo (S_b), dado pela Equação 2.4b, é determinado por meio de uma adaptação da Equação 2.3. Essas equações são válidas para os 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.

$$S_j = \frac{M}{\phi} = \frac{2F_b a}{\tan \phi} = 2S_b a^2 = \frac{13,6a^2 \sqrt{d_b}}{\left(\frac{5}{t_1} + \frac{5}{t_2} - 1 \right)} \quad (2.4a)$$

$$S_b = 6,8 \frac{\sqrt{d_b}}{\left(\frac{5}{t_1} + \frac{5}{t_2} - 1 \right)} \quad (2.4b)$$

Onde:

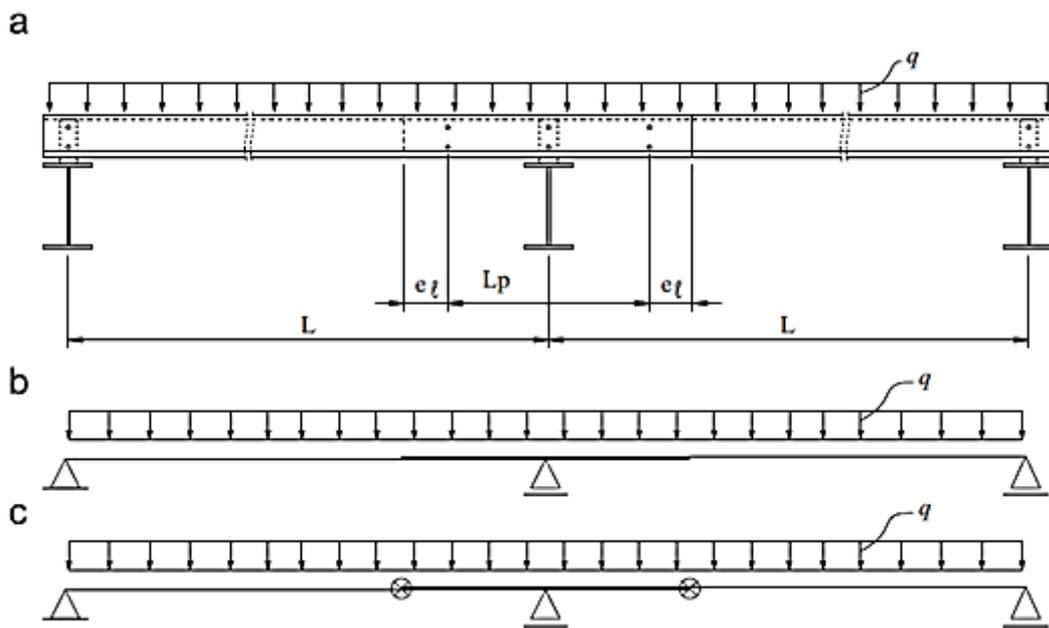
d_b é o diâmetro do parafuso;

t_1 e t_2 são as espessuras de chapas dos perfis conectados;

a conforme a Figuras 2.6a-b;

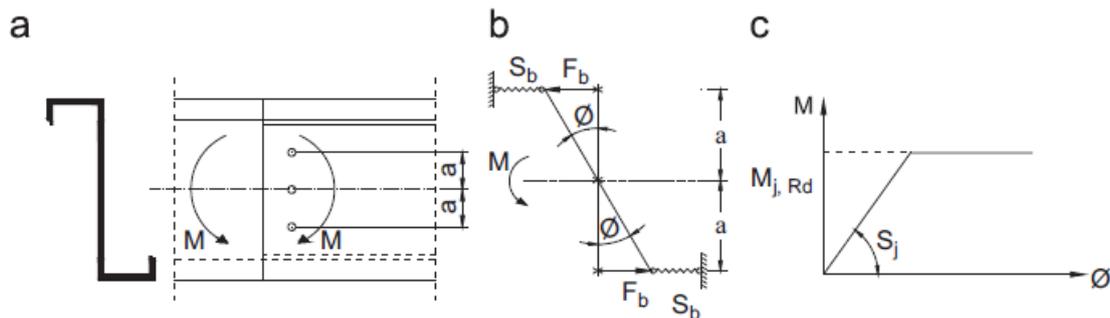
M e \varnothing são os pares momento fletor e rotação da seção conforme as Figuras 2.5a-c.

Figura 2.4 – Representação esquemática dos modelos de terças: (a) sistema de terças com dois tramos contínuos por meio de transpasse e submetido a um carregamento distribuído, (b) idealização do sistema de terças em um modelo de vigas não prismáticas e (c) modelo viga-mola proposto.



Fonte: adaptada de Dubina e Ungureanu (2010).

Figura 2.5 – Representação esquemática do modelo mecânico: (a) região do fim da ligação, (b) modelo mecânico proposto na seção do fim da ligação e (c) curva momento-rotação da mola inserida no modelo barra-mola da Figura 2.4c.



Fonte: Dubina e Ungureanu (2010).

Pham et al. (2012 e 2014) ensaiaram 4 protótipos de terças contínuas por meio de transpasse. As variáveis estudadas foram o comprimento do transpasse e o travamento, ou não, da mesa comprimida do fim da ligação por meio de cantoneiras. Fora da região, outros pontos de travamentos foram considerados para determinados protótipos. Esses travamentos visam a simulação de possíveis travamentos devido as telhas fixadas nas terças por meio de parafusos autobrocantes. Baseado nos resultados experimentais desses 4 protótipos de terças, os autores desenvolveram um modelo numérico via elementos finitos no Abaqus[®]. Trata-se de um modelo com as terças em elementos de casca (SR4) e os componentes da ligação em elementos sólidos. Os autores utilizaram os resultados da análise de flambagem elástica para gerar os possíveis modos de flambagem. Com isso, o modo de flambagem de menor autovalor foi utilizado para a idealização das imperfeições geométricas iniciais. Segundo as propostas de Camotim e Silvestre (2004) e Schafer e Peköz (1998), essas imperfeições foram amplificadas com os fatores de $0,15t$ e $0,64t$ (sendo t a espessura do perfil), respectivamente. Esse modelo conduziu uma boa previsão da resistência desses sistemas.

Em relação as curvas força-deslocamento, a partir de uma certa magnitude de força, as curvas força-deslocamento numéricas divergiram das experimentais devido aos deslizamentos relativos entre os perfis na região da ligação. Esses deslizamentos iniciaram significativamente quando as tensões de atrito impostas pelos parafusos torquados foram superadas. Tais deslizamentos foram favorecidos pelas folgas de furação. No modelo numérico, os aparatos de ensaio e componentes da ligação foram conectados as terças com uma compatibilidade total de deslocamentos (“*tie*” na nomenclatura do Abaqus[®]). Logo, as curvas numéricas força-deslocamento dos protótipos de terças se apresentaram mais rígidas que os modelos experimentais a partir de determinado nível de solicitação. Além disso, os autores atribuíram a deformação da borda do furo como parte da flexibilidade desses sistemas de terças.

Pham et al. (2012 e 2014) fizeram uma análise paramétrica em relação ao comprimento da luva e a espessura dos perfis. A partir desses resultados, testaram-se a validade do método da resistência direta por meio das curvas de interação entre o momento fletor e o esforço cortante (M-V). Com isso, concluíram que o método da resistência direta apresentado nas normas americana e australiana, quando consideradas as curvas de interação momento fletor e esforço cortante, não é seguro para os sistemas sem a cantoneira de travamento. Nesses protótipos, os autores concluíram que a falha se deu principalmente devido ao momento fletor. Assim, uma abordagem baseada na relação fatorada entre o momento fletor solicitante e o momento fletor resistente (local ou distorcional) foi proposta. Para os protótipos com o travamento, equações lineares de interação entre o momento fletor e o esforço cortante foram

propostas particularmente para os casos de avaliação do momento fletor resistente local e o coeficiente de cisalhamento (k_v) de 5,34 ou 6,7. Para os protótipos com o travamento e momento fletor resistente distorcional, a análise da interação M-V foi conservativa e não significativa.

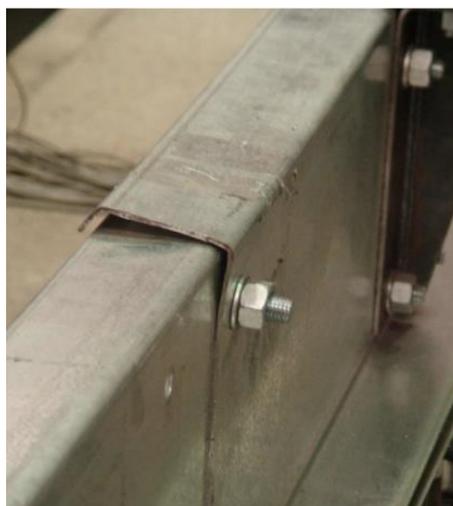
Fávero Neto et al. (2013 e 2016) realizaram um estudo experimental de terças contínuas nos apoios por meio de luva e transpasse. Os resultados experimentais indicaram que a capacidade dos protótipos foi associada à ocorrência de dois modos de falhas: (i) um mecanismo plástico (nomeado por local-distorcional), que se desenvolveu no final da ligação devido ao efeito combinado das instabilidades distorcional e local (Figura 2.6a), e (ii) a instabilidade distorcional no fim da ligação (Figura 2.6b).

Figura 2.6 – Mecanismo de falha para os sistemas de terças com continuidade por meio de luva ou transpasse.

a) Falha local-distorcional



b) Falha distorcional

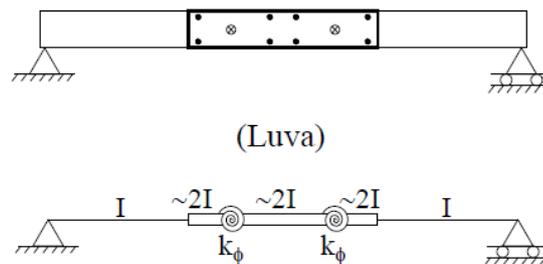


Fonte: Fávero Neto et al. (2013 e 2016).

De modo geral, Fávero Neto et al. (2013 e 2016) propuseram dois modelos para analisar terças contínuas nos apoios por meio de ligações parafusadas. De maneira semelhante a Ho e Chung (2006a), os autores admitiram o deslocamento vertical máximo composto por parcelas advindas da força cortante, do momento fletor e da deformação dos furos. As duas primeiras parcelas de deformação podem ser obtidas automaticamente mediante a implementação em um programa via elementos finitos de barra. A última parcela pode ser considerada por meio de dois métodos de cálculo sugeridos pelo autor: Método da Rigidez Rotacional (MRR) e Método da Rigidez Equivalente (MRE).

O Método da Rigidez Equivalente leva em consideração a parcela de flexibilidade da deformação do furo por meio de um fator de modificação do momento de inércia (α). O fator α tem a finalidade de alterar a rigidez à flexão na região da ligação. Tal método idealiza a região da ligação como contínua e perfeitamente rígida. Com base no programa experimental, o parâmetro α é determinado, ou seja, o momento de inércia da região da ligação é alterado de forma que o deslocamento no meio do vão seja igual ao determinado experimentalmente. Em relação à abrangência do método, o autor restringiu sua aplicação para determinação de deslocamentos e esforços em serviço (50% da capacidade). Já o Método da Rigidez Rotacional idealiza a região da ligação mediante a colocação de molas de rotação na posição do centro de rotação teórico da ligação (Figura 2.7).

Figura 2.7 – Modelo de barras acoplado ao Método da Rigidez Rotacional para sistemas de terças contínuas por meio de transpasse.



Fonte: Fávero Neto (2013).

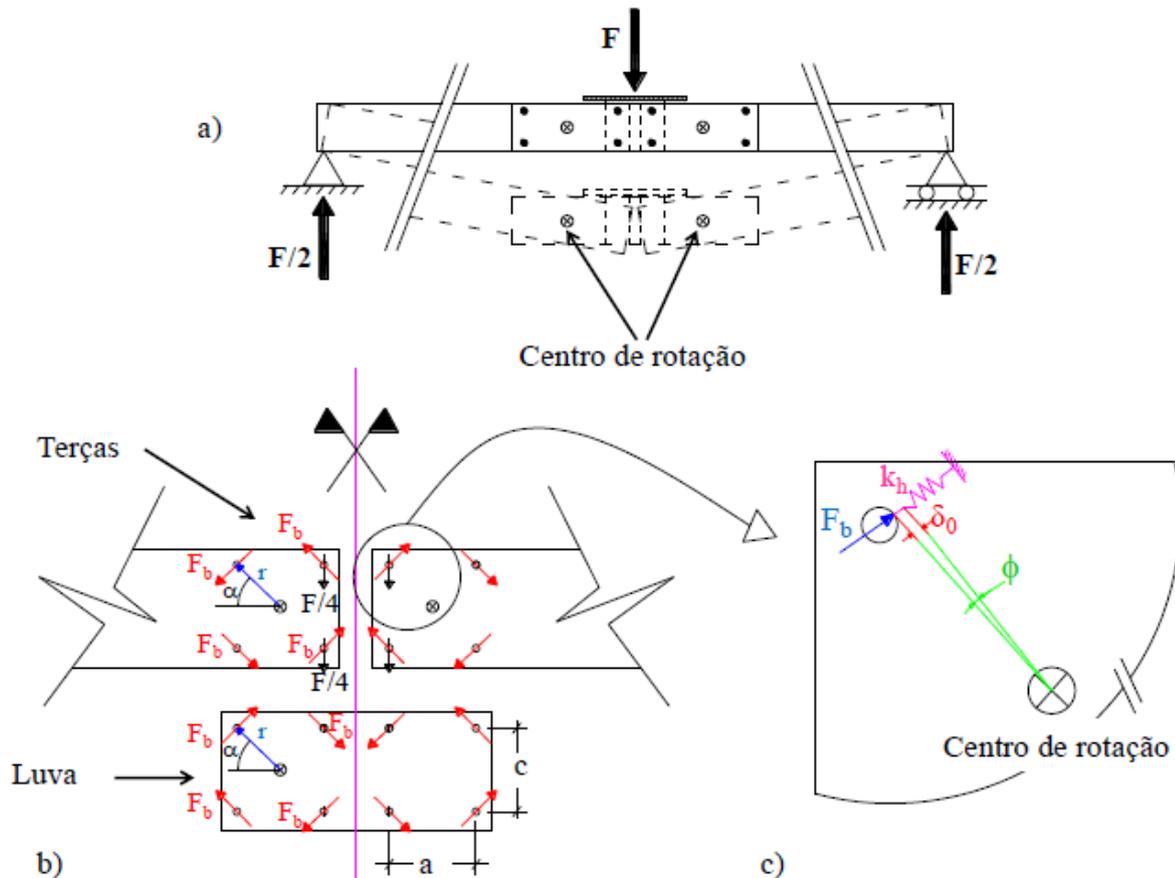
Para o caso específico desse trabalho, Fávero Neto et al. (2013 e 2016) consideraram a flexibilidade da ligação devido à deformação do furo por meio do acoplamento do clássico modelo vetorial ao modelo mecânico proposto. Esse modelo mecânico está apresentado na Figura 2.8 para os sistemas com luvas. A mesma estratégia é aplicada aos sistemas com transpasse, mas com apenas um centro de rotação localizado à meio vão. Assim, o equilíbrio é feito com o momento fletor nesta seção (momento máximo).

Para isso, é necessário o conhecimento prévio da rigidez de contato da parede do furo (K_h) para a determinação da rigidez secante da mola rotacional K_ϕ (Equação 2.5). Em Fávero Neto et al. (2013 e 2016), os valores de K_h são estimados por meio da Equação 2.3, sendo r a distância do parafuso ao centroide da ligação (Figura 2.8b). Esse método possibilita análises de deslocamentos e esforços em estados limites de serviço e último. Entretanto, o autor justifica que as previsões médias de deslocamentos por esse modelo teórico (MRR) são inferiores aos

experimentais, pois o mesmo não leva em conta a perda de rigidez devida à instabilidade local e distorcional dos perfis.

$$K_{\phi} = \frac{M}{\phi} = 4K_h r^2 \quad (2.5)$$

Figura 2.8 – Forças desenvolvidas no modelo mecânico do MRR.



Fonte: adaptado de Fávero Neto, (2013).

Liu et al. (2015a) ensaiaram 42 protótipos de terças contínuas por meio de transpasse, com a particularidade de furos oblongos na direção vertical da região da ligação. Como exposto anteriormente, esses furos são necessários para o processo de montagem. Entretanto, Liu et al. (2015a) concluíram que a presença de furos oblongos resulta em aumento da flexibilidade da ligação. Pesando nisso, os autores propuseram a Equação 2.6 para o cálculo do fator de modificação de rigidez a flexão (α). Essa equação, quando associada ao modelo de barras, com a rigidez a flexão da ligação modificada (αEI_p) proposta por Ho e Chung (2004), permite a previsão dos deslocamentos verticais dos sistemas de terças com transpasse até um carregamento de serviço de 60 % da força última. Os autores concluíram também que a rigidez

total nesses sistemas contínuos pode ser atingida para relações L_p/D e L_p/t iguais ou maiores que 7,7 e 935, respectivamente.

$$\alpha = 0,0115 \left(\frac{L_p}{D} \right)^{0,6} \left(\frac{L_p}{t} \right)^{0,5} \quad (2.5)$$

Em relação a resistência última, Liu et al. (2015b) concluíram que modos de falhas ocorreram na seção logo após o fim da ligação devido a interação entre o momento fletor e o esforço cortante. As seções dentro da ligação não são críticas em relação ao cisalhamento ou a interação entre o momento fletor e o esforço cortante, devido a mútua restrição das almas dos perfis adjacentes e do suporte de fixação das terças. O escoamento devido ao cisalhamento nas seções com furos verticais e o esmagamento da parede do furo não foram observados. O momento fletor resistente é dependente das relações L_p/D e D/t . Logo, a resistência total a flexão é atingida para L_p/D maior ou igual a 3 e D/t igual ou menor a 155. Por fim, os autores consideram inapropriada a verificação da seção crítica por meio da tradicional interação entre o momento fletor e o esforço cortante. Dessa forma, os mesmos propuseram equações adaptadas de interação momento fletor e esforço cortante, que atendem aos casos investigados.

2.2 TERÇAS CONTÍNUAS POR MEIO DE LUVAS

No que diz respeito às terças com continuidade nos apoios por meio de luvas, pode-se citar o pioneirismo do trabalho de Moore (1990). Tal estudo foi iniciado após o desastre ocorrido durante o inverno entre 1981 e 1982 no Reino Unido, onde fortes ventos e nevascas ocasionaram a destruição de várias coberturas leves em aço. Outros autores que deram sequência às pesquisas nesta área foram Tan et al. (2002), Gutierrez et al. (2011, 2015), Wang et al. (2012), Yang e Liu (2012 e 2015), Ye et al. (2013), Fávero Neto et al. (2013 e 2016), Gilio (2016) e Gilio et al. (2018).

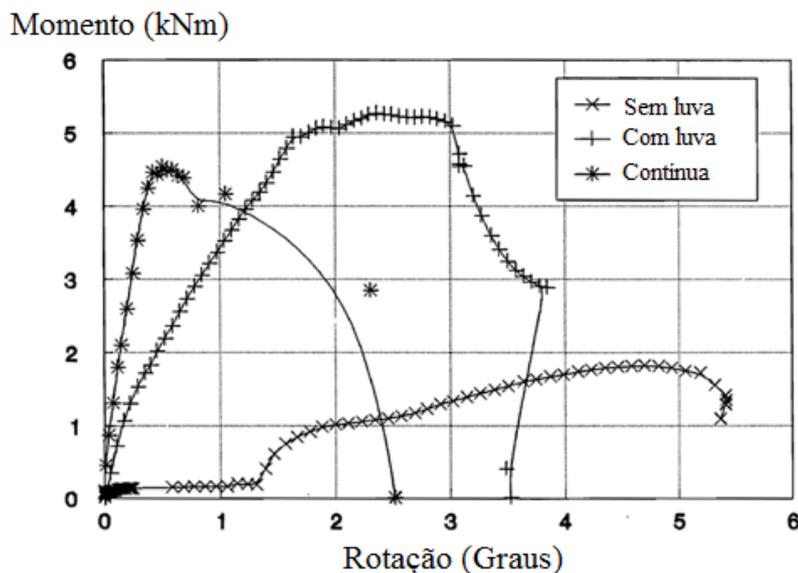
Como exposto, a pesquisa de Moore (1990) foi a precursora na investigação estrutural de terças contínuas por meio de luvas. Tal estudo envolveu um programa experimental iniciado pelo *Building Research Establishment*, com a colaboração do grupo *Cold Rolled Section Association (CRSA)*. O programa experimental abrangeu 33 sistemas de coberturas com diferentes concepções estruturais: sem luvas (terças contínuas apenas pelo suporte), com luvas e contínuas fisicamente.

Os perfis ensaiados apresentavam seções transversais dos tipos “Z” com enrijecedores de mesa a 35°, “Z” com enrijecedores de mesa a 90°, “Sigma” e “Zeta”. As razões entre comprimento da luva e altura do perfil (L_s/D) foram de 2,98; 2,98; 7,15 e 5,56; respectivamente. Para a mesma sequência de seções transversais descritas anteriormente, as relações entre o comprimento da luva e o vão de ensaio (L_s/L_t) foram de 0,21; 0,21; 0,5 e 0,35; respectivamente.

Com base nos resultados experimentais, Moore (1990) concluiu que o comportamento estrutural de todos os sistemas ensaiados depende da rigidez rotacional da ligação. Destacou ainda a importância da correta caracterização do desempenho mecânico dessas ligações, almejando verificar a acurácia aos modelos teóricos. Assim sendo, o objetivo principal de seu trabalho foi a caracterização das curvas momento-rotação dos sistemas mencionados anteriormente para o uso em estudos analíticos. As rotações foram quantificadas mediante a colocação de inclinômetros em pontos estratégicos.

De modo geral, as terças contínuas por meio de luvas apresentaram curvas momento-rotação relativa não linear. Esse comportamento foi atribuído ao escorregamento entre a terça e a luva nos estágios iniciais do carregamento, ao esmagamento da parede do furo e à instabilidade local nas mesas comprimidas das terças (região da extremidade da luva). Para o perfil com seção do tipo “Z” com enrijecedores de mesa a 90°, a Figura 2.9 mostra as curvas momento-rotação obtidas experimentalmente para as terças sem luva, com luva e contínua fisicamente.

Figura 2.9 – Curvas momento-rotação dos protótipos de seção transversal do tipo “Z” enrijecido a 90°.



Fonte: adaptada de Moore (1990).

Essas curvas exemplificam as diferenças entre os sistemas estudados. Em comparação às terças contínuas fisicamente, verificam-se a queda na rigidez nos sistemas com luva e a baixa continuidade propiciada pelo suporte de fixação nos protótipos sem luva. Para as terças contínuas apenas pelo suporte, Moore (1990) relata que, além da força de atrito e o contato entre o parafuso e a borda do furo, ocorreu o contato das mesas comprimidas no meio do vão nos estágios avançados de carregamento, justificando o ganho de rigidez desse sistema após certo avanço do carregamento.

No que diz respeito ao modo de falha para as configurações ensaiadas, observou-se a instabilidade local da mesa comprimida das terças (região da extremidade da luva) em todos os protótipos com luvas. Tal falha ocorreu para valores de momentos resistentes entre 12% e 58% maiores em relação às terças equivalentes com continuidade física. Para as rigidezes rotacionais secantes, os valores variaram entre 94 kNm/rad a 208 kNm/rad.

Apesar dos resultados obtidos, o programa experimental não foi suficiente para o desenvolvimento de expressões analíticas, sobretudo devido à complexidade do comportamento estrutural da região da ligação e ao número reduzido de ensaios realizados (apenas quatro protótipos com luvas). Assim sendo, o desenvolvimento de expressões matemáticas necessitaria de mais ensaios para um desenvolvimento teórico consistente.

Mesmo assim, Moore (1990) propôs um modelo simples de análise do comportamento estrutural de terças contínuas nos apoios por meio de luvas, baseado nas curvas momento-rotação obtidas experimentalmente. O modelo idealiza a região terça-luva, mediante a colocação de uma mola de rigidez rotacional com comportamento elastoplástico perfeito. A estratégia consiste na determinação da rigidez rotacional secante (primeiro trecho “linear” da curva momento-rotação) e o momento fletor máximo (segundo trecho “constante” da curva momento-rotação). O autor adotou uma rotação de 0,05 radianos para a determinação dos momentos últimos, ou seja, a região considerada importante da curva momento-rotação corresponde a rotações inferiores a 0,05 radianos ($2,86^\circ$).

Tan et al. (2002) organizaram um estudo experimental e paramétrico de terças com perfis do tipo “Z” enrijecido a 90° para caracterizar o comportamento estrutural das ligações terça-luva e terça-suporte. Esse estudo englobou outras variáveis não exploradas por Moore (1990). Nas ligações terça-luva, desenvolveu-se um programa experimental para a investigação das seguintes variáveis: a espessura e a altura da terça, a espessura, a altura e o comprimento da luva e a posição do parafuso localizado no final da luva (na posição próxima à mesa superior, intermediária ou próxima à mesa inferior). Nas ligações terça-suporte, estudou-se duas variáveis: a altura e a espessura da terça.

Entre as variáveis investigadas para as ligações terço-luva, o comprimento da luva exerceu forte influência na rigidez rotacional para relações L_s/D entre 2 e 6 e L_s/L_t entre 0,15 e 0,50. A respeito dos suportes de fixação das terças, a variação da altura dos perfis influenciou no comportamento destas ligações. Portanto, os autores recomendaram suportes robustos para terças com alturas superiores a 200 mm, com a finalidade de prevenir eventuais falhas nesses elementos.

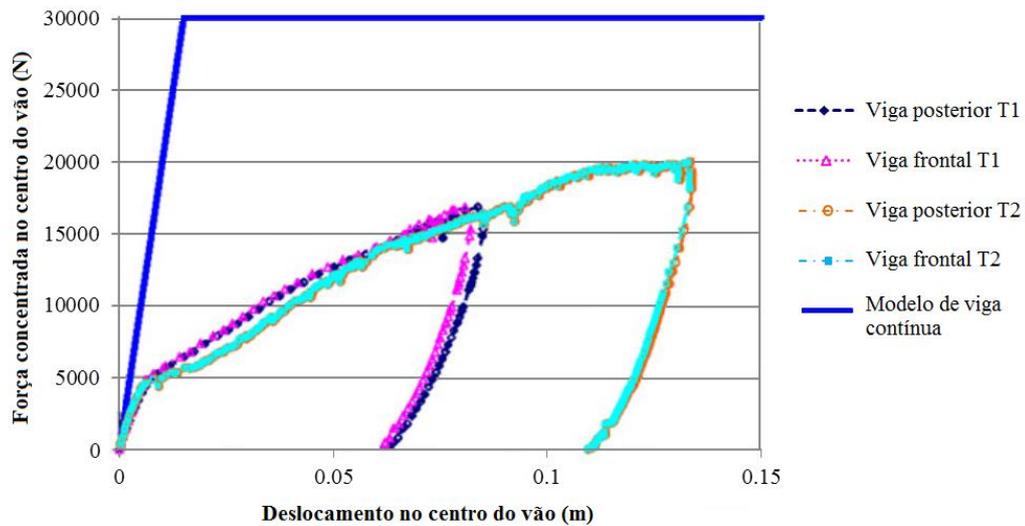
Baseados no programa experimental desenvolvido, Tan et al. (2002) propuseram uma equação para o cálculo da rigidez rotacional dessas ligações. Os autores utilizaram a Equação 2.3 proposta por Bryan (1993) para o cálculo da rigidez de contato de um único parafuso com a borda do furo. No entanto, a Equação 2.3 foi alterada para os parâmetros utilizados em seu trabalho. Assim, essa equação atualizada foi utilizada na equação da rigidez rotacional da ligação proposta. Porém, as pesquisas de Bryan (1993) e Tan et al. (2002) se assemelham ao trabalho de Moore (1990), uma vez que ambas as relações e procedimentos conduzem a uma curva momento-rotação relativa linear.

Gutierrez et al. (2011) propuseram um modelo numérico em elementos finitos, desenvolvido via Abaqus®. Os modelos numéricos foram validados com os resultados experimentais de dois protótipos de terças contínuas por meio de luvas. As perfis eram de seções transversais do tipo “Z” enrijecidos a 90° e relações geométricas L_p/D e L_p/L_t iguais a 2,1 e 0,139, respectivamente. Uma peculiaridade desse trabalho refere-se aos furos alongados (14x23 mm) existentes na região da ligação, com o objetivo de facilitar o processo de montagem. Portanto, os modelos numéricos foram desenvolvidos com as dimensões reais dos furos.

Os protótipos ensaiados por Gutierrez et al. (2011), nomeados de “T1” e “T2”, foram formados por duas terças paralelas (denominadas “viga frontal” e “viga posterior”). Os sistemas foram devidamente travados lateralmente, com a função de evitar a instabilidade global por flexo-torção (FLT).

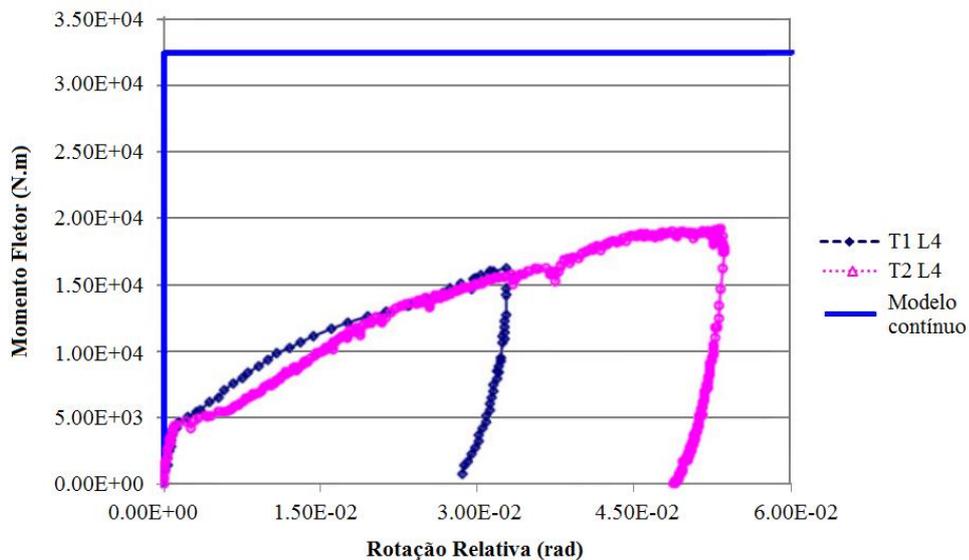
Os resultados experimentais foram apresentados por meio de curvas força-deslocamento no meio do vão (Figura 2.10) e momento fletor-rotação relativa (Figura 2.11) da ligação. As rotações relativas foram medidas diretamente por um par de inclinômetros fixados na alma do perfil da luva e da terço. Desse modo, a rotação relativa foi quantificada na linha de parafusos da extremidade da luva (nomeada de seção “L4”), isto é, na região onde se encontravam os inclinômetros. Os resultados experimentais foram comparados a um modelo elastoplástico perfeito de viga contínua teoricamente definido. Considerando essa continuidade idealizada, a rotação relativa entre as duas seções adjacentes é nula na região da ligação. Consequentemente, a rigidez rotacional é “infinita”.

Figura 2.10 – Curvas força *versus* deslocamento no meio do vão.



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

Figura 2.11 – Momento fletor *versus* rotação relativa.



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

Para os parâmetros estudados experimentalmente por Gutierrez (2011), percebe-se que o momento fletor resistente e a rigidez dos sistemas com luva são inferiores ao modelo teórico da viga contínua, mostrando que a hipótese de continuidade total na região da ligação, sem uma análise prévia do comportamento dessas ligações, pode conduzir ao dimensionamento inseguro. Portanto, esse comportamento semirrígido da ligação afeta substancialmente a resposta da estrutura.

Outra tendência observada nas curvas dos conjuntos T1 e T2 foi a queda significativa da rigidez no segundo trecho. Tal fenômeno é atribuído ao esmagamento dos furos, ou seja, à concentração de tensões introduzidas durante o contato entre o parafuso e a borda do furo, que pode levar a deformações excessivas nessa região. Para ligações com pequenas relações entre o comprimento efetivo da luva e altura do perfil (L_p/D) têm-se maiores concentrações de tensões nos furos próximos ao meio do vão, consequentemente maiores deformações (Figura 2.12). Portanto, observou-se o aumento de flexibilidade da ligação.

Figura 2.12 – Aspectos das deformações dos furos e a distorção da mesa da luva na região ligação após o ensaio.



Fonte: Gutierrez et al. (2011).

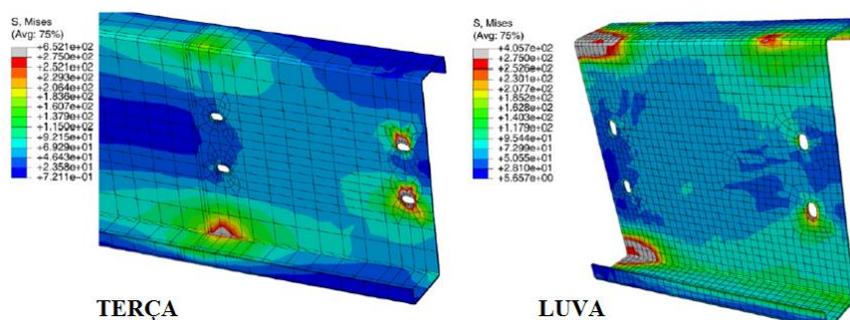
Diferentemente da falha apontada por Moore (1990), nos estágios avançados de carregamento, o modo de falha observado por Gutierrez et al. (2011) foi a distorção com deformação excessiva ao longo da mesa da luva (Figura 2.12). Tal modo ocasiona o desprendimento da mesa da luva em relação a mesa da terça.

No que diz respeito ao modelo numérico proposto por Gutierrez et al. (2011), as terças e luvas foram modeladas via elementos sólidos hexagonais (C3D8I), com aproximações lineares de deslocamentos e enriquecimento com uma função do tipo bolha. Segundo os autores, esse elemento facilita as simulações em regiões de difícil restrições por contato e permite análises de estruturas submetidas ao momento fletor e esforço cortante. Em relação a malha de elementos finitos, a espessura foi discretizada em duas camadas e a região da ligação recebeu uma malha mais densa. Esse modelo foi simplificado por meio de dois eixos de simetria, com o objetivo de simplificar o volume de resoluções numéricas. A estrutura foi submetida a uma

análise dinâmica não linear no “*Abaqus[®] explicit package*”. Na fase de precarregamento, o processamento da estrutura inicia-se com a resolução do equilíbrio dinâmico. A velocidade de carregamento adotada foi uma pequena porcentagem da energia interna total para a preservação das características de análise quase estática. Já a fase de carregamento inicia-se quando o equilíbrio dinâmico é resolvido. Assim, a posição deformada é atingida com a consideração das deformações da borda dos furos devido as forças de contato impostadas pelos parafusos. Em suma, as simulações incluem não linearidade geométrica e não linearidade por contato. O material é modelado por uma curva tensão-deformação bilinear, utilizando o critério de von Mises com encruamento isótropo (não linearidade física). A formulação por penalização foi escolhida para modelar o contato. O modelo de atrito de Coulomb foi empregado com coeficiente de atrito igual a 0,3. O contato normal foi considerado por meio da opção “*hard contact*”, permitindo a separação após o contato.

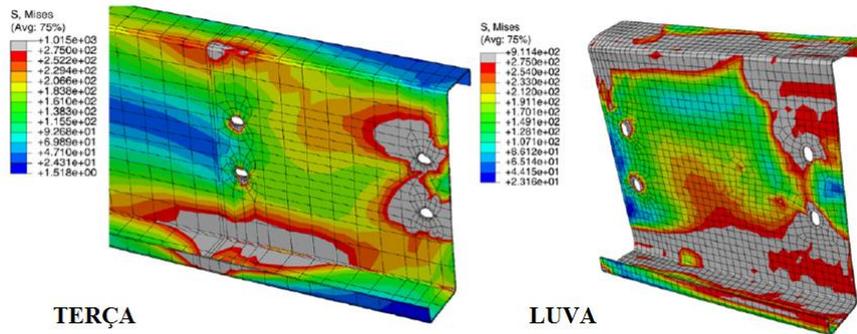
Para os protótipos com luvas, a distribuição de tensões foi avaliada em dois pontos das curvas força *versus* deslocamento (Figura 2.10). O primeiro ponto escolhido marca a primeira queda na rigidez e o segundo ponto representa o instante próximo à falha do sistema. Em relação à distribuição de tensões no primeiro ponto (Figura 2.13), observam-se a concentração de tensões nos furos localizados na região do meio do vão da terça e o escoamento de pequenas regiões das mesas (linha de parafusos próxima ao final da luva). No estágio final (Figura 2.14), constataram-se nas terças o escoamento completo na região em volta dos furos próximos da metade do vão e o escoamento do material nas mesas das luvas, culminando em um mecanismo de instabilidade distorcional nas luvas semelhante às verificações experimentais (Figura 2.12).

Figura 2.13 – Distribuição de tensões de von Mises na primeira queda de rigidez.



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

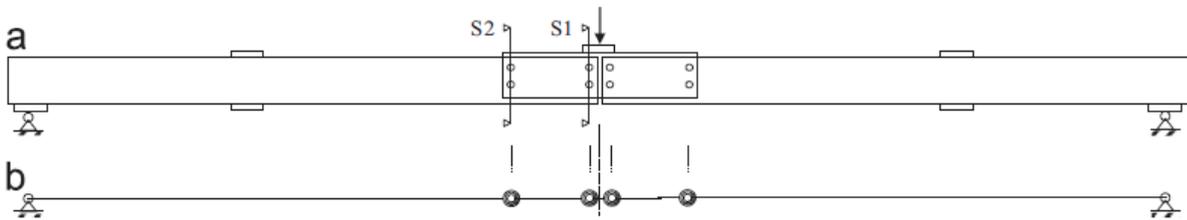
Figura 2.14 – Distribuição de tensões de von Mises no estágio final do sistema



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

Fundamentado na campanha experimental de Gutierrez et al. (2011) e na análise paramétrica do modelo numérico proposto, Gutierrez et al. (2015) desenvolveram um modelo simplificado para a avaliação dos sistemas de terças contínuas por meio de luvas. Esse modelo é composto por elementos de barras simples e molas rotacionais, que reproduzirem a rigidez e a resistência dessas ligações. Tais molas são concentradas nas linhas de parafusos da seção S1 e S2, conforme representado na Figura 2.15.

Figura 2.15 – Modelo de barras com molas de rotação.



Fonte: Gutierrez et al. (2015).

No trabalho de Gutierrez et al. (2015), o comportamento de cada mola foi extraído de simulações numéricas e descrito por curvas bilineares momento-rotação. Com isso, as rigidezes rotacionais secantes e os momentos fletores máximos de cada mola são determinados para os parâmetros estudados. A partir desses valores, os autores propuseram equações para a determinação da rigidez rotacional secante (K_{θ}) (Equação 2.6) e do momento fletor máximo na seção S1 ($M_{max,S1}$) (Equação 2.7). O momento fletor na seção 1 (M_{S1}) é adotado igual a 75 % do momento fletor máximo. Para a estimativa do momento fletor na seção 2 (M_{S2}), definiu-se uma relação entre M_{S1} e M_{S2} (Equação 2.8). O modelo proposto é válido dentro do regime elástico

para o dimensionamento seguro, permitindo, assim, uma análise global em elementos finitos de barras com inserção de molas que idealizam o comportamento semirrígido da ligação.

$$K_{\theta} = C_1 e^{C_2 \frac{L_p}{D}} \quad (2.6)$$

$$M_{\max, S1} = 1851 \left(\frac{L_p}{D} \right) + 4197 \quad (\text{Luvas curtas}) \quad (2.7)$$

$$\frac{M_{S1}}{M_{S2}} = C3 \left(\frac{L_p}{D} \right) + C4 \quad (2.8)$$

Onde:

Para luvas longas, $M_{\max, S1}$ é maior ou igual ao momento fletor de terças contínuas equivalentes;

L_p é o comprimento efetivo da luva;

D é a altura do perfil;

C_1 , C_2 , C_3 e C_4 são constantes válidas para os paramentos estudados.

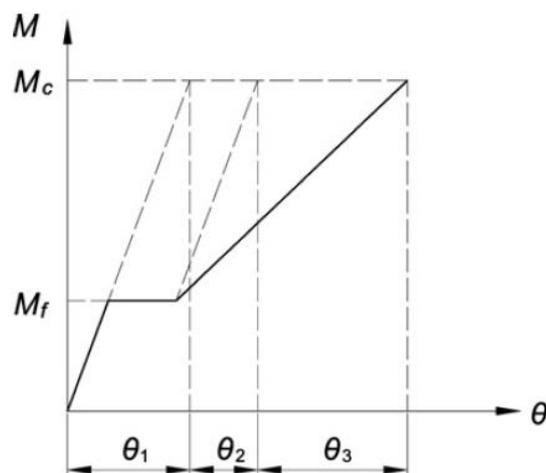
Apoiados no modelo de barra proposto, Gutierrez et al. (2015) avaliaram um exemplo de terças de múltiplos vãos com luvas. A consideração do comportamento semirrígido da ligação aumentou os deslocamentos verticais e diminuiu os picos de momentos fletores ao longo dos vãos. Apesar do ganho de resistência e rigidez para variações crescentes da relação L_p/D , os autores constataram que nenhum protótipo simulado numericamente atingiu a rigidez de uma terça fisicamente contínua, ao contrário do momento resistente, que foi atingido em algumas configurações. Portanto, esse estudo reforça que a hipótese de continuidade total na ligação pode conduzir ao dimensionamento contra a segurança.

Explorando os perfis do tipo “Sigma”, Yang e Liu (2012) propuseram um método prático para o dimensionamento de terças contínuas por meio de luvas, baseados nos resultados e observações experimentais de 20 protótipos. Tais perfis apresentam enrijecedores intermediários na alma, que conferem maior resistência frente a fenômenos de instabilidade. Outra vantagem na utilização desse tipo de perfil está relacionada à posição do centro de cisalhamento (próximo à alma do perfil), diminuindo o efeito da instabilidade global por flexo-torção.

Os protótipos propostos foram avaliados por meio de curvas momento fletor no meio do vão *versus* rotação nos apoios. Posteriormente, essas curvas foram idealizadas em três

estágios lineares (Figura 2.16): (i) o primeiro seguimento considera que o atrito entre a terço e a luva é suficiente para resistir ao momento fletor inicial, logo, a região de seção dupla (terço e luva) trabalha em conjunto; (ii) no trecho intermediário, considera-se que o momento fletor atuante ultrapassou o atrito das chapas em contato, assim o movimento de corpo rígido acrescenta rotação nos apoios devido ao escorregamento dos parafusos; e, por fim, (iii) a rotação no terceiro trecho é atribuída à flexão da terço e da luva e à deformação da borda do furo (Figura 2.17d), quando o corpo do parafuso entra em contato com a borda do furo. Portanto, a rotação resultante no apoio é proveniente do momento fletor dos perfis (terço e luva) trabalhando em conjunto, do escorregamento entre os perfis e da deformação da borda do furo. Na Figura 2.16, essas três parcelas são denominadas θ_1 , θ_2 e θ_3 , respectivamente.

Figura 2.16 – Modelo idealizado das curvas momento fletor no meio do vão *versus* rotação no apoio.



Fonte: Yang e Liu (2012).

O valor de θ_1 é obtido por meio de uma equação que traduz um modelo de barras elástico-lineares equivalentes, mediante a aplicação de uma força concentrada a meio vão de uma viga biapoiada. A segunda parcela de flexibilidade (θ_2) é quantificada em função da folga do furo e das distâncias horizontais e verticais entre furos. De forma similar a Tan et al. (2002), Yang e Liu (2012) estimaram a parcela de rotação no apoio (θ_3) por meio da Equação (2.3) proposta por Bryan (1993).

A respeito da resistência do sistema, o momento último foi avaliado por meio do clássico método da largura efetiva nas seções críticas, ou seja, no meio do vão e no fim da luva. Outra avaliação realizada pelos autores leva em consideração o efeito combinado do momento

fletor e da força concentrada na borda dos furos. As duas avaliações conduziram a resultados a favor da segurança. Entretanto, a consideração da força concentrada conduziu a valores mais conservadores em relação à primeira avaliação.

Nas regiões críticas mencionadas anteriormente, os modos de falha correspondentes foram a instabilidade local na alma do perfil da terça, devido à combinação do momento fletor e da força concentrada na extremidade da ligação (Figura 2.17a), a falha na mesa tracionada devido à flexão (Figura 2.17b) e a instabilidade distorcional na mesa comprimida devido à flexão (Figura 2.17c).

Figura 2.17 – Modos de falha da ligação.



Fonte: adaptada de Yang e Liu (2012).

Com base na campanha experimental desenvolvida por Yang e Liu (2012), Liu et al. (2015b) calibraram modelos numéricos desenvolvidos via elementos finitos no software ANSYS®. Validados experimentalmente, tais modelos numéricos permitiram um estudo paramétrico, cujas variáveis investigadas foram o comprimento e a espessura da luva.

Yang e Liu (2015b) desenvolveram o modelo numérico de terças com luvas em elementos de cascas (SHELL181). Já os parafusos foram modelos com elementos sólidos (SOLID45). O contato entre a superfície da terça e da luva foi estabelecido por meio de pares de contato “CONTA173” e “TARGE170”. Já o contato entre o parafuso e a borda do furo foi

estabelecido por meio dos pares de contato “CONTA175” e “TARGE170”. Um estudo de malha foi conduzido devido a significativa influência desta em relação a convergência e a precisão dos resultados. Atribuído a simetria esperada dos resultados e a redução do volume de processamento, apenas metade da estrutura foi modelada. Uma folga de 2 mm foi considerada entre o furo e o parafuso. Molas de translação com rigidez de 10 N/mm foram inseridas em todo o contorno do furo para a conexão com o fuste do parafuso, com o objetivo de evitar problemas de convergência (translação de corpo rígido). Cuidados foram tomados para que a inserção dessas molas não influenciasse na rigidez da ligação. O material foi modelado por meio da curva tensão-deformação multilinear derivada de ensaios de tração, seguindo o critério de von Mises com encruamento isótropo. Os parafusos foram modelados por meio de material elástico linear, com módulo de elasticidade de 200000 MPa e coeficiente do Poisson de 0,3. A tensão residual e o encruamento oriundos do trabalho a frio não foram considerados no modelo devido aos efeitos contrários. As resoluções dos sistemas não lineares foram por meio do método de Newton-Raphson, com incrementos de deslocamentos de 0,2 mm. Os autores concluíram que não há necessidade da inserção de imperfeições geométricas iniciais para a consideração dos fenômenos de instabilidade, pois os efeitos gerados do contato entre terço-luva e terço-parafuso induzem ações fora do plano das terças e luvas.

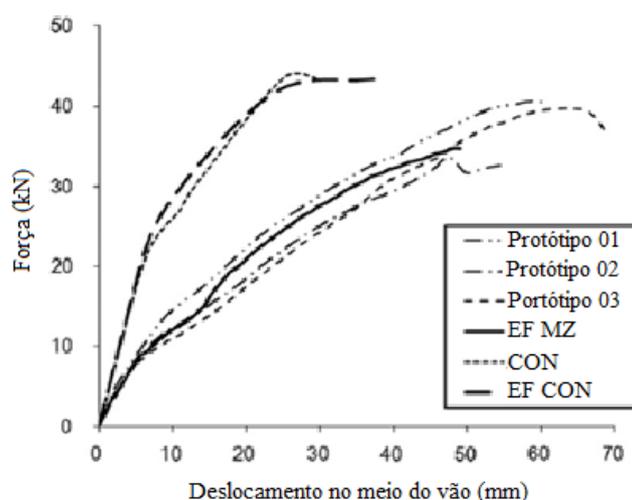
Para os sistemas estudados, tais autores concluíram que o aumento na espessura da luva (t_s) até 1,5 vezes a espessura da terça (t_p) resulta em um significativo ganho de resistência da ligação. Entretanto, relações $t_s/t_p > 1,5$ e $L_s/D \geq 4$ não afetam muito o momento fletor resistente da conexão. Já o aumento do comprimento da luva implicou no aumento considerável da rigidez e do momento fletor resistente da ligação. Ao comparar com os sistemas contínuos, as conexões por meio de luvas desenvolveram uma rigidez parcial.

Apesar das diferenças entre os trabalhos de Moore (1990), Tan et al. (2002), Gutierrez et al. (2011 e 2015), Yang e Liu (2012) e Liu et al. (2015), as curvas momento-rotação obtidas experimentalmente deixaram evidente a resposta não linear dos sistemas estudados. Assim sendo, Wang et al. (2012) propõem um método para análise da rigidez rotacional levando em conta a não linearidade momento-rotação devida à deformação da parede do furo, tendo como base os ensaios de cisalhamento direto (*Lap Shear Test*).

No mesmo sentido, Ye et al. (2013) aprofundaram os estudos para caracterizar as variáveis que influenciam nesse comportamento não linear. Os autores investigaram perfis de seção transversal do tipo “Z modificado” com enrijecedores intermediários nas mesas e na alma. Com o propósito de validar os modelos numéricos em elementos finitos, os autores realizaram um programa experimental que consistiu no ensaio de três conjuntos contínuos por meio de

luvas e um conjunto contínuo fisicamente. Os protótipos ensaiados apresentaram relações L_p/D e L_s/L_t iguais a 3,94 e 0,32, respectivamente. Os resultados experimentais e numéricos possibilitaram a construção de curvas força-deslocamento experimentais de terças com luvas (Protótipos 1, 2 e 3) e de terças contínuas fisicamente (CON) e os seus respectivos modelos numéricos (EF MZ e EF CON) exibidos na Figura 2.18.

Figura 2.18 – Curvas força-deslocamento experimentais e numéricas para os sistemas de terças contínuas por meio de luvas.



Fonte: Ye et al. (2013).

Ye et al. (2013) dividiram as curvas em quatro partes aproximadamente lineares: (i) no primeiro segmento (entre 0 e 8 mm), a ligação mostra uma rigidez inicial influenciada pelas forças de atrito entre a terça e a luva; (ii) no segundo segmento (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) no terceiro segmento (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 observa-se o aumento da rigidez rotacional e (iv) por fim, no quarto segmento (a partir de 50 mm), a curva é aproximadamente horizontal, caracterizando a máxima força que o conjunto pode suportar. O efeito do segundo trecho é ignorado, pois não influencia de modo significativo a capacidade da estrutura. Dessa forma, o segundo segmento pode ser tratado como parte do terceiro.

Os modelos numéricos simulados por Ye et al. (2013) envolveram as seguintes variáveis: comprimento da luva, altura e espessura dos perfis e o vão de ensaio. As relações L_s/D estudadas variaram entre 1,33 e 5,18, e as relações L_s/L_t entre 0,1 e 0,39. Os autores

observaram que o comprimento da luva e a intensidade do momento fletor aplicado têm efeito expressivo na rigidez da ligação.

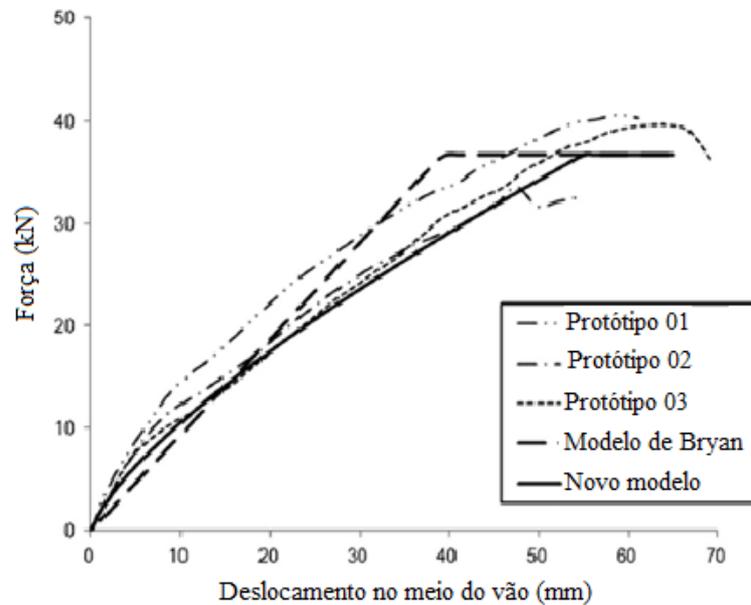
O modelo numérico foi desenvolvido em elementos sólidos “SOLID185” no ANSYS® (versão 13). Os pares de contato utilizados foram “CONTACT173” e “TARGET170”. Assim como Gutierrez et al. (2011), Ye et al. (2013) também considerou a simplificação com base nos dois eixos de simetria. Os autores discretizaram a espessura em dois elementos, com refinamento maior da malha na região da ligação. Para convergência inicial do modelo foram utilizadas duas molas de translação (COMBIN39), uma fixa no centro porca e outra fixa no centro da cabeça dos parafusos. A rigidez dessa mola foi de 1 N/mm. Os autores afirmaram que os efeitos atribuídos a influência dessa mola são desprezíveis. O material foi considerado por meio de uma curva multilinear tensão-deformação obtida em testes de tração, considerando o critério de von Mises com encruamento isótropo. Em todos os parafusos foram aplicados uma força de 2 kN. Assim, o carregamento da estrutura se inicia com a aplicação de uma força vertical com controle de deslocamento no centro do suporte.

Com base nos resultados experimentais e numéricos, Ye et al. (2013) propuseram uma expressão para o cálculo do momento fletor resistente e do fator de modificação da rigidez a flexão na região da ligação (α), razão entre a rigidez à flexão da região da luva e a rigidez à flexão da terça. Dentre os parâmetros estudados, o mais significativo foi o comprimento da luva para dado nível de sollicitação. Essa expressão proposta pelos autores está relacionada com o momento fletor aplicado e o comprimento da luva de forma potencial ($\alpha = mM^n$), sendo m dado por $0,0012L_s - 0,20$ e n dado por $0,0009L_s - 0,67$, os quais dependem do comprimento da luva (L_s) e do momento fletor sollicitante (M).

Em relação aos momentos máximos, os autores atribuíram um coeficiente ($\gamma = M_{max}/M_{con}$), que representa a relação entre os valores obtidos experimentalmente dos momentos resistentes máximos dos protótipos com luvas e dos momentos dos protótipos contínuos fisicamente. Ao relacionar esses coeficientes com a variação da relação entre o comprimento da luva e a altura do perfil (L_s/D), os autores constataram um crescimento linear da curva até relações $L_s/D = 4$ ($\gamma = 0,2L_s/D + 0,05$), permanecendo com valor constante $\gamma = 0,85$ para relações L_s/D superiores a 4.

Dentre as variáveis estudadas, as expressões desenvolvidas pelos autores mostraram-se adequadas com os resultados experimentais não lineares, em detrimento ao modelo linear, que tem por base a metodologia proposta por Bryan (1993), conforme mostrado na Figura 2.19.

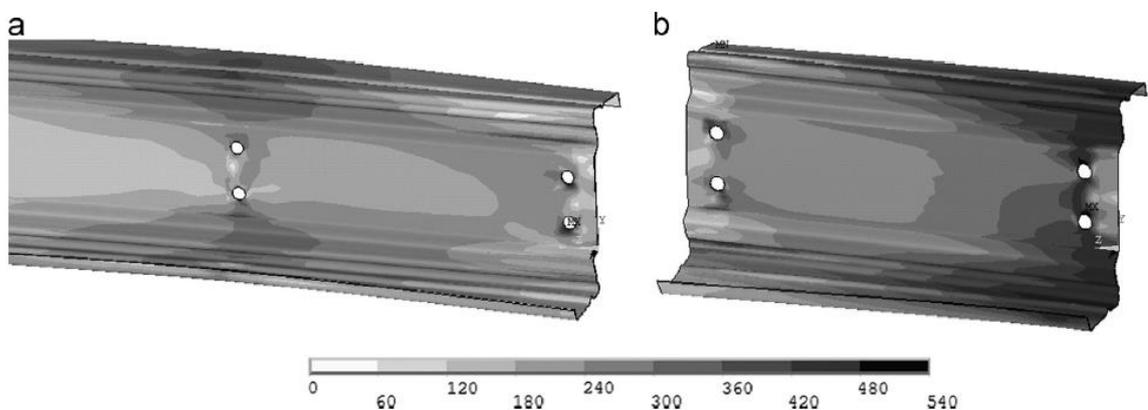
Figura 2.19 – Comparações entre os resultados experimentais, o modelo de Bryan e o modelo proposto para os sistemas de terças contínuas por meio de luvas.



Fonte: Ye et al. (2013).

O modelo de Bryan (1993), apoiado no método vetorial de forças, admite que a terça e a luva girem em torno do centroide do grupo de parafusos, resultando em forças iguais nos furos. No entanto, resultados numéricos indicam que a distribuição de tensão em torno dos furos próximos a meio vão é muito maior que nos furos no final da luva (Figura 2.20). Isto mostra que as solicitações das bordas dos furos não são as mesmas e o centro de rotação da conexão não coincide com o centroide do grupo de parafusos. Isso pode ser constatado também no trabalho de Gutierrez et al. (2011).

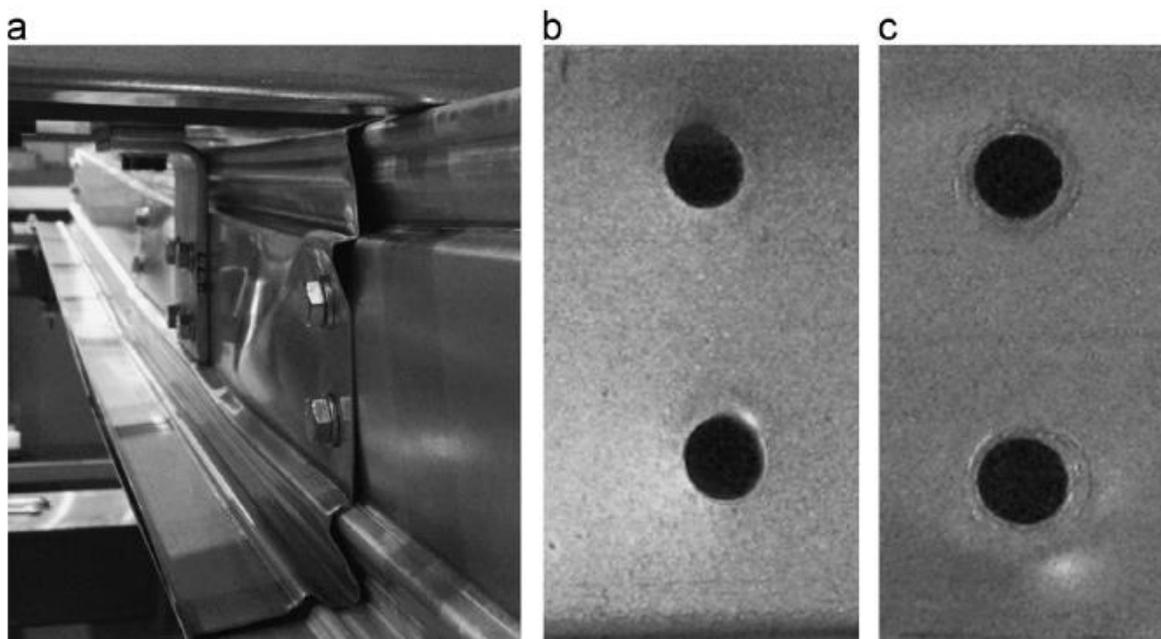
Figura 2.20 – Distribuição de tensões de von Mises em MPa: a) terça e b) luva.



Fonte: YE et al. (2013).

Diferentemente dos modos de falha observados nos trabalhos anteriores, os protótipos de Ye et al. (2013) apresentaram falha por instabilidade local da alma da luva na região compreendida entre os furos (Figura 2.21a). Tal diferença foi atribuída à presença dos enrijecedores nos perfis. Assim como em Gutierrez et al. (2011), observaram-se deformações significativas nas paredes dos furos próximos ao suporte (Figuras 2.21b-c) nos protótipos de Ye et al. (2013).

Figura 2.21 – Configuração final da terça com luva: a) instabilidade local da alma da luva, b) deformação dos furos próximos ao meio do vão e c) deformação dos furos no final da luva.



Fonte: Ye et al. (2013).

Com base nos resultados experimentais e nos modelos apresentados no Design Guide 8 (2003), Gutierrez et al. (2011 e 2015) e Fávero Neto et al. (2013 e 2016), Gilio et al. (2017) propuseram um modelo simples de barra-mola para a análise de sistemas de terças contínuas por meio de luvas. Esse modelo consiste na representação das terças e das luvas por meio de elementos de barras de comportamento elástico-linear (teoria de Euler-Bernoulli). Já o comportamento da ligação parafusada é considerado por meio uma mola de rotação na região dos apoios. Trata-se de uma mola de rotação para a consideração do comportamento semirrígido e não linear da ligação. Dessa forma, a influência da ligação nos esforços solicitantes e nos deslocamentos são considerados com acurácia nestes sistemas de terças de múltiplos vãos. Em relação ao comportamento da mola, as curvas momento-rotação relativa dessas ligações parafusadas podem ser obtidas de modelos experimentais ou numéricos.

3 PROGRAMA EXPERIMENTAL

Neste capítulo, os detalhes dos ensaios de cisalhamento simples e duplo são apresentados. Tais corpos de prova foram planejados para o estudo específico da ligação na região do furo. Nestes corpos de prova, o comportamento estrutural foi avaliado por meio de curvas força de tração *versus* deslocamento relativo nas proximidades dos furos. Tais deslocamentos foram mensurados por meio de transdutores de deslocamentos posicionados estrategicamente nas proximidades da ligação. A força de aperto inicial do dispositivo de ligação, quantificada por meio de uma célula de carga, foi uma variável essencial para o desenvolvimento desta pesquisa.

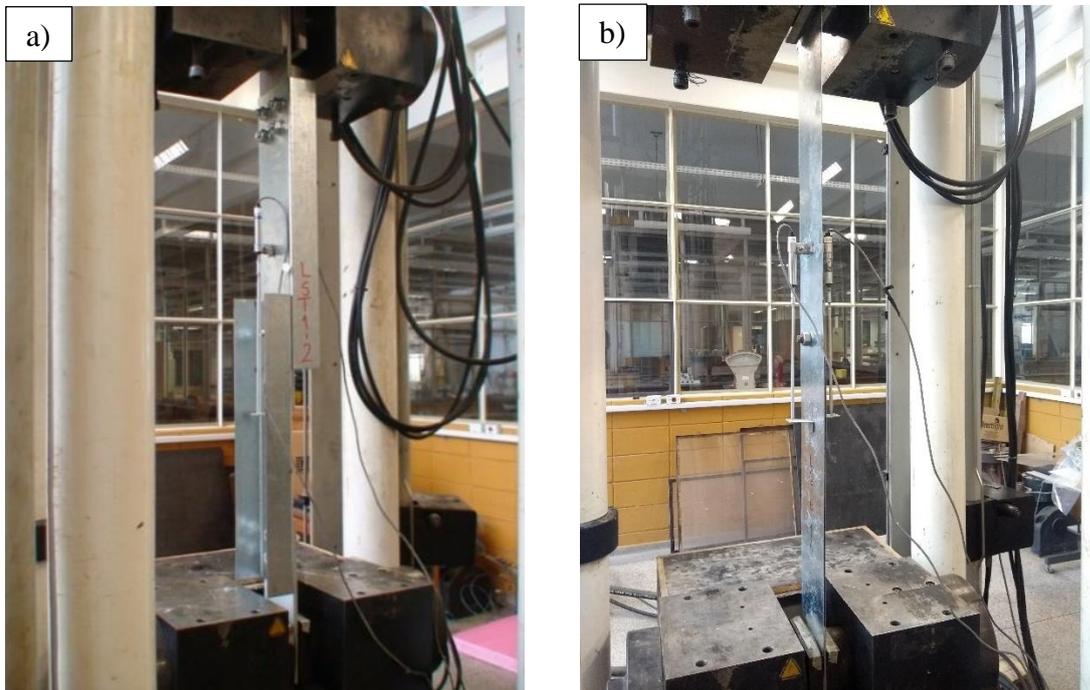
Em seguida, apresenta-se a idealização admitida nos ensaios de terças contínuas por meio de ligações parafusadas de Pham et al. (2014) e Gilio et al. (2018). Esses protótipos de terças idealizados permitiram o estudo eficiente da ligação de continuidade até a sua falha. Além disso, apresentam-se as principais variáveis dos protótipos de terças contínuas por meio de luva de Gilio et al (2018) e de transpasse de Pham et al. (2014). Os resultados desses protótipos de terças (curvas força-deslocamento) submetidas a flexão foram utilizados para as validações das estratégias numéricas propostas nesta pesquisa.

3.1. ENSAIOS DE CISALHAMENTO SIMPLES E DUPLO

Os ensaios de cisalhamento simples e duplo desta pesquisa foram baseados no AISI *Cold-formed Steel Manual* (1996) e nos estudos de Zadanfarrokh e Bryan (1992) e de Bryan (1993). Esses testes visam o estudo específico da região do furo, diminuindo a complexidade das análises em relação às diversas variáveis dos sistemas de terças contínuas por meio de ligações parafusadas.

Os ensaios de cisalhamento simples em ligações consistiram na tração de um conjunto formado por dois perfis (Peças A e B) de seção transversal do tipo “U”, que foram unidos na região central por meio de um dispositivo de ligação (parafuso, porca e arruela). A Figura 3.1a e o Apêndice A apresentam uma visão geral desse ensaio organizado no Laboratório de Estruturas (LE) da EESC-USP.

Figura 3.1 – Investigação específica da região do furo por meio de ensaios simplificados de ligações parafusadas: a) ensaio de cisalhamento simples e b) ensaio de cisalhamento duplo.

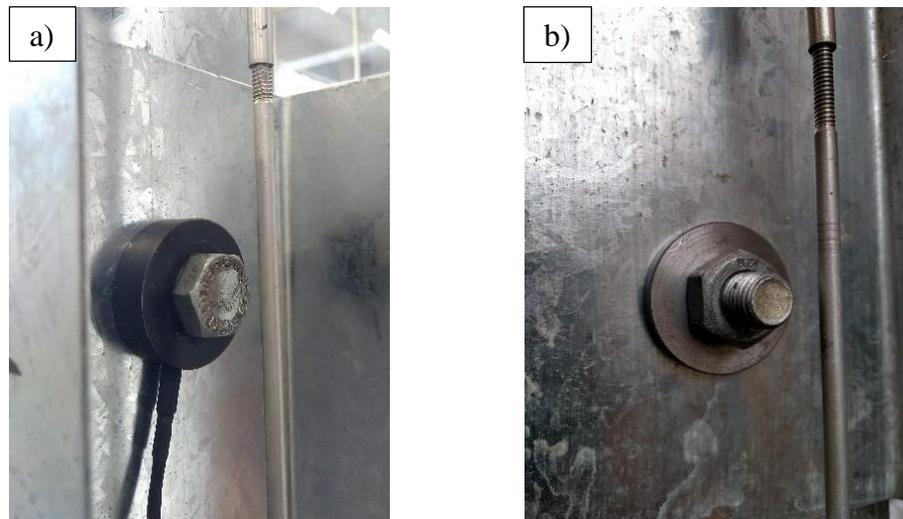


Fonte: o Autor.

Os parafusos (M16) utilizados na região da ligação são de alta resistência, especificação ASTM A325. Para as estimativas da força de aperto do dispositivo de ligação de alguns corpos de prova, uma célula de carga foi introduzida entre a cabeça do parafuso e a alma do perfil “U” (Figura 3.2a). Ideia similar foi estudada por Chen et al. (2018). A arruela típica especificada para esse dispositivo de ligação foi substituída por uma arruela modificada (Figura 3.2b). Isso é necessário para a correta acomodação da célula de carga e o aperto adequado do conjunto. Assim, os exemplares de cisalhamento simples se dividiram nos corpos de prova com o dispositivo típico de ligação (parafuso, porca e arruela) e nos corpos de prova com o dispositivo especial de ligação (parafuso, porca, arruela modificada e célula de carga).

Chapas de espessura de 9,5 mm (Peça C do Apêndice A) foram parafusadas nas extremidades dos corpos de prova (Figura 3.3a) por meio dos mesmos dispositivos típicos de ligação utilizados na união dos perfis. Essas chapas de transição são necessárias para a fixação adequada do corpo de prova as garras da máquina de ensaio (INSTRON). Durante o ensaio, a garra inferior permaneceu fixa, enquanto a garra superior se movimentava, tracionando o conjunto.

Figura 3.2 – Ensaio de cisalhamento: a) detalhe da célula de carga entre a cabeça do parafuso e alma do perfil e b) detalhe da arruela especial entre a porca e a alma do perfil.

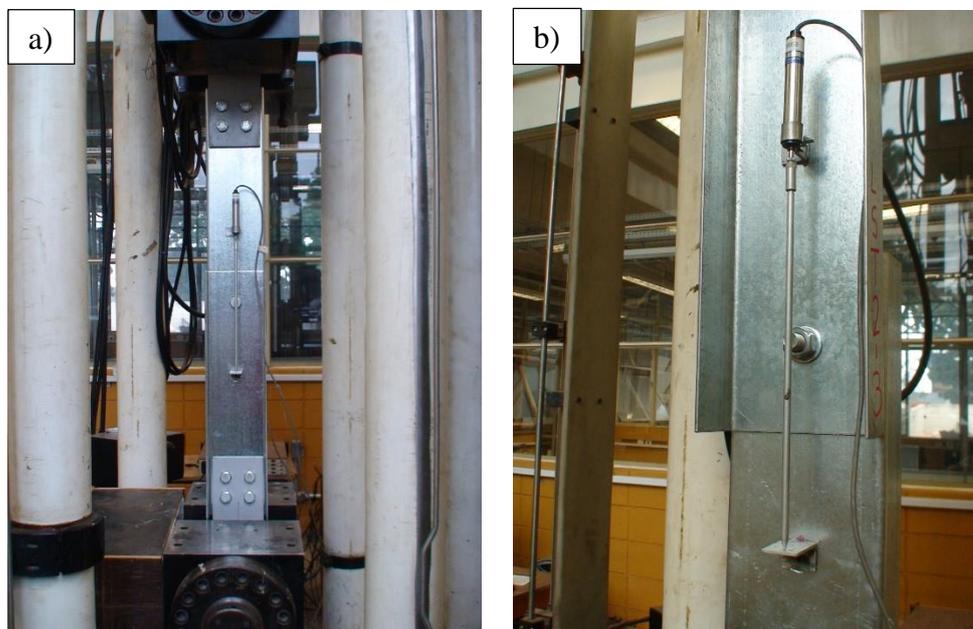


Fonte: o Autor.

Transdutores de deslocamentos (LVDT do Apêndice A e da Figura 3.3b) foram posicionados entre cantoneiras fixadas na alma dos perfis para a medição dos deslocamentos relativo entre os perfis durante o ensaio. Em cada face da alma do perfil, um transdutor de deslocamento foi empregado. Isso é necessário para eventuais correções devido a excentricidade da ligação. Posteriormente, esses deslocamentos relativos foram associados com as respectivas forças de tração para o estudo do comportamento estrutural da região do furo.

Seguindo a mesma metodologia, corpos de prova de cisalhamento duplo foram ensaiados (Apêndice B e Figura 3.1b). Esses corpos de prova são constituídos de uma chapa intermediária (Peça A) duas chapas de extremidade (Peças B1 e B2) unidas na região central por meio de um dispositivo de ligação. Para esse corpo de prova, apenas o dispositivo especial de ligação (parafuso, porca, arruela modificada e célula de carga) foi utilizado. As extremidades desses corpos de prova foram diretamente fixadas pelas garras da máquina de ensaio, isto é, sem chapa de transição. Na região da garra, uma chapa de enchimento (Peça C) foi colocada entre as chapas de extremidade (Peças B1 e B2) para uma melhor condição de fixação da garra. Durante o ensaio, a garra inferior (extremidades das Peças B1, B2 e C) permaneceu fixa, enquanto que a garra superior (extremidade da Peça A) se movimentava, tracionando o conjunto.

Figura 3.3 - Ensaio de cisalhamento simples em ligações: a) vista das chapas de extremidades utilizadas para a fixação do corpo de prova as garras da máquina de ensaio e b) detalhe do transdutor de deslocamento entre cantoneiras fixadas em pontos específicos da alma do perfil.



Fonte: o Autor.

Todos os ensaios de cisalhamento foram nomeados com a sigla LST (*Lap Shear Test*). A Tabela 3.1 apresenta a divisão dos ensaios de acordo com o grupo, o tipo de ensaio de cisalhamento (simples ou duplo), tipo de dispositivo de ligação (típico ou especial), a espessura nominal (1,25/1,75/1,95 mm) e o tipo de aperto (chave de mão ou torquímetro). Quando utilizado o torquímetro, um torque de 200 N.m foi padronizado para o aperto do dispositivo de ligação. Alguns corpos de prova vieram com o dispositivo de ligação torqueados de fábrica, com condições aleatórias de aperto dos parafusos (sem controle de torque). Já o aperto com chave de mão refere-se a uma condição de pré-torque, sem o controle do aperto do dispositivo de ligação.

Quando os dispositivos de ligação são submetidos a uma condição de aperto, a revisão da literatura mostrou uma carência em relação ao comportamento estrutural de perfis formados a frio conectados por meio de ligações parafusadas. Logo, o valor de torque de 200 N.m foi adotado arbitrariamente para o estudo dos estágios sem e com deslizamentos relativos na região da ligação, ou seja, não se trata de uma recomendação de projeto.

Tabela 3.1 - Descrição dos ensaios de cisalhamento simples e duplo.

Grupo	Corpo de prova	Ensaio de cisalhamento	Despositivo de ligação	Espessura nominal (mm)	Tipo de aperto
LST1	LST1-1	Simples	Típico	1,95	Torquímetro
	LST1-2				Chave de mão
	LST1-3				Torquímetro
	LST1-4				
LST2	LST2-1	Simples	Típico	1,95	Torquímetro
	LST2-2				
	LST2-3				
	LST2-4				
LST4	LST4-1A	Simples	Típico	1,25	Chave de mão
	LST4-1B			1,75	
	LST4-2B				
LST5	LST5-1A	Simples	Típico	1,25	Chave de mão
	LST5-1B				
	LST5-2A				
	LST5-2B				
	LST5-3A		Especial	1,75	
	LST5-3B				
	LST5-4A		Especial	1,25	
	LST5-4B				
	LST5-5A		Típico	1,75	Torquímetro (200 N.m)
	LST5-5AR				
	LST5-5ARR				
	LST5-5ARRF				
	LST5-5B				
	LST5-5BRRF				
LST5-6A	Especial	1,25			
LST5-6B					
LST5-6BRRF	Típico				
LST7	LST7-5A	Duplo	Especial	1,75	Torquímetro (200 N.m)
	LST7-5AR				
	LST7-5B				
	LST7-6A				
	LST7-6B			1,25	

Todos os ensaios foram conduzidos com controle de deslocamento do pistão do atuador a taxas que variaram de 0,01 mm/s a 0,05 mm/s. Tal variação ocorreu à medida que havia acréscimos de deslocamento sem o correspondente aumento da força aplicada. Conforme

o sistema estabilizava, o procedimento de controle era repetido até que falha do sistema fosse atingida, sendo as medidas de deslocamento e forças registradas a cada segundo.

3.2. MODELOS SIMPLIFICADOS PARA O ESTUDO DOS SISTEMAS DE TERÇAS

Os sistemas de cobertura estão usualmente submetidos a carregamentos gravitacionais (peso próprio, sobrecargas na cobertura, cargas acidentais, entre outros) e à ação do vento (sobrepessão e sucção), os quais incidem na superfície da cobertura (telhas) e são transferidos às terças.

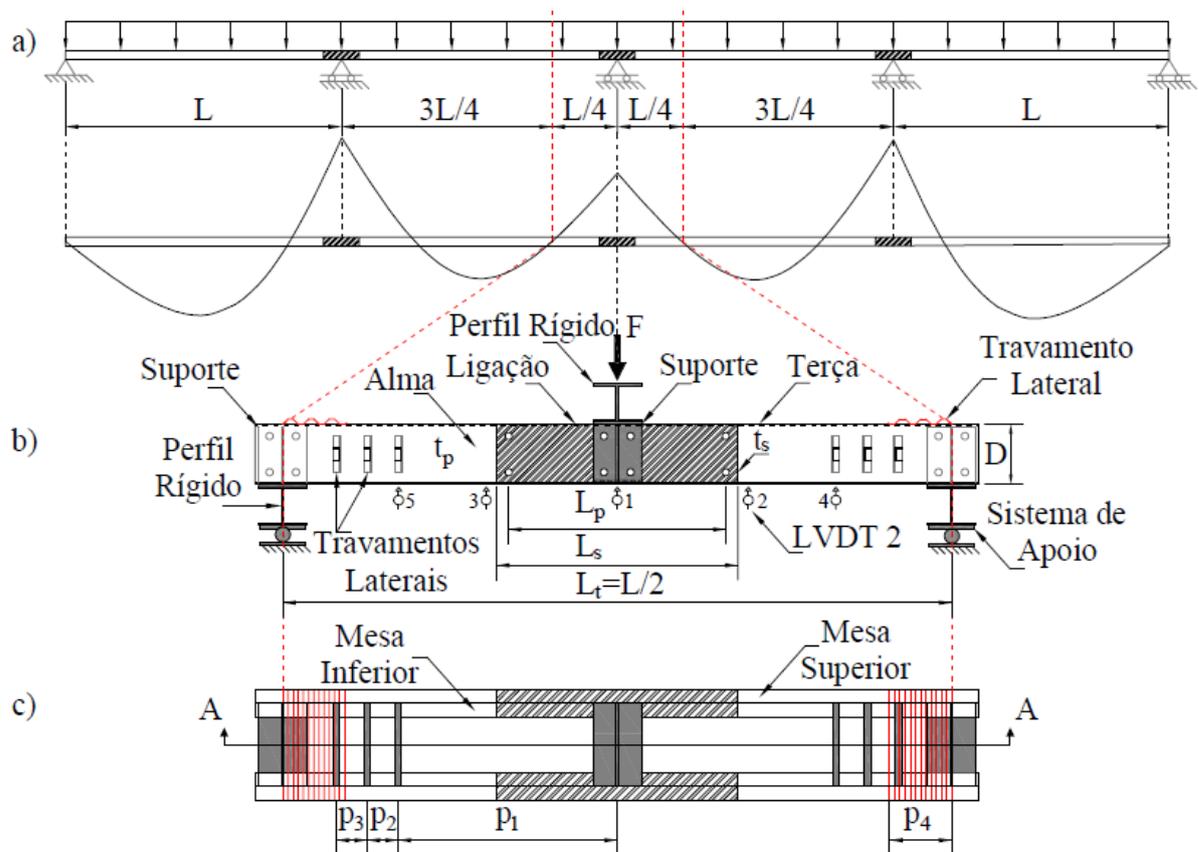
O grau de continuidade estabelecido nos sistemas de terças contínuas por meio de luva ou transpasse depende do comportamento estrutural das ligações parafusadas e da rigidez entre os tramos adjacentes, tendo reflexo direto na distribuição de esforços solicitantes do sistema. Portanto, os momentos fletores nos apoios intermediários de uma viga contínua ou semicontínua pode variar entre os valores extremos de zero (no caso de apoios idealmente rotulados) e $qL^2/12$ (no caso de continuidade total), sendo L a distância entre apoios e q uma força uniformemente distribuída.

Simulações experimentais de coberturas em tamanho real, com aplicações de carregamentos uniformemente distribuídos por unidade de área, exigem grandes caixas de pressão. A norma americana AISI S908 (2013) (*Base Test Method for Purlins Supporting Standing Seam Roof System*) apresenta recomendações para a realização desse tipo de ensaio. Conforme verificado nos estudos de Javaroni (1999) e Wibbernmeyer (2010), os procedimentos para a execução de ensaios em caixas de pressão são trabalhosos, pois exigem muitos detalhes e cuidados especiais a serem seguidos para evitar os problemas de ensaio, principalmente no controle da pressão no interior da caixa. Outras dificuldades recaem nas grandes dimensões dos protótipos em laboratório, a perda de material em regiões que não são de interesse ao estudo, o volume de informações que dificultam uma análise paramétrica e a instrumentação onerosa, uma vez que não se sabe o ponto de falha. Em relação as simulações numéricas, sistemas de múltiplos vão aumentam demasiadamente os problemas numéricos. Portanto, modelos simplificados de terças foram analisados, atingindo de forma eficiente e econômica ao interesse específico desta pesquisa.

A metodologia experimental empregada para o estudo da ligação é uma idealização proposta por Ghosn e Sinno (1995 e 1996), que simplifica o estudo de terças contínuas nos apoios por meio de ligações parafusadas. Com base em um sistema de terças contínuas por meio

de ligações parafusadas de múltiplos vãos, submetido a um carregamento distribuído uniformemente (Figura 3.4a), os pontos de momento fletor nulo definem os apoios de uma viga equivalente na condição estática simplesmente apoiada (Figuras 3.2b e 3.2c). Tais pontos de momento fletor nulo encontram-se à esquerda e à direita do apoio interno, a uma distância compreendida entre 0,19 a 0,25 vezes o vão (L). Essa faixa de distância (0,19L a 0,25L) é um valor convencional, sendo possível valores fora desse limite. Assim sendo, adotou-se o comprimento de $0,5L$ para o vão de ensaio (L_t). Para a introdução do carregamento na estrutura, o apoio interno foi substituído por uma força concentrada a meio vão, que representa a reação vertical do apoio.

Figura 3.4 – Esquema geral do ensaio: a) sistema de múltiplos vãos de terças contínuas por meio de ligações parafusadas submetidas a um carregamento uniformemente distribuído, diagrama de momento fletor e pontos de inflexão, b) sistema biapoiado de terças contínuas por meio de ligações parafusadas submetido a uma força concentrada a meio vão (sistema de ensaio simplificado) e c) detalhe do corte AA referente ao sistema de ensaio (Figura 3.4b).



Fonte: o Autor.

Esse protótipo idealizado tem por base uma viga na condição estática biapoiada, com aplicação de uma força concentrada a meio vão. Desse modo, os esforços solicitantes podem ser calculados de forma direta, sem a necessidade prévia do conhecimento da rigidez da ligação. Além disso, o comportamento da ligação pode ser analisado até sua falha, estimando a rigidez e a resistência da ligação. Isso permite a calibração de modelos simplificados de barra ou barra-mola apresentados na literatura. Entretanto, as hipóteses adotadas nesses modelos idealizados precisam de validação por meio da análise de sistemas de terças de múltiplos vãos. Com esse objetivo, sistemas de terças de dois vãos contínuas por meio de ligações parafusadas foram simulados numericamente nesta pesquisa (Capítulo 5).

3.3.PROTÓTIPOS DE TERÇAS

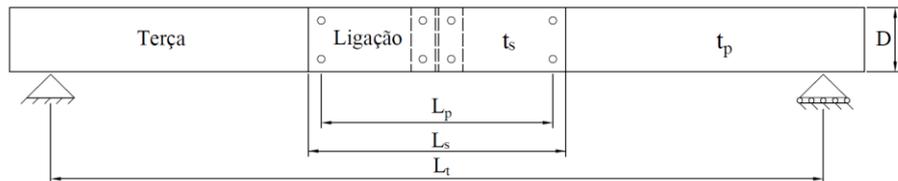
O desenvolvimento numérico dos protótipos de terças (Figura 3.4b) teve como base os exemplares ZB63-C, ZB63-L63, ZB63-L189 de Gilio (2016) e o protótipo MVw-Z20015-300 de Pham et al. (2014). Esses protótipos apresentam seção transversal do tipo “Z” enrijecido a 90° e mesas com pequenas diferenças de larguras, permitindo a sobreposição entre a luva e as terças adjacentes ou entre as terças sobrepostas (transpasse) na região da ligação. Logo, os perfis de mesma seção transversal foram posicionados de modo a combinar mesa maior e mesa menor. A Tabela 3.2 e o Apêndice C apresentam as principais variáveis desses protótipos de terças. Demais detalhes devem ser consultados em Pham et al. (2014), Gilio (2016) e Gilio et al. (2018).

O material utilizado para fabricação das terças e das luvas dos protótipos ZB63-C, ZB63-L63 e ZB63-L189 foi o aço zincado estrutural grau ZAR-345, conforme ABNT NBR 7008-3 (ABNT, 2012). O padrão de revestimento adotado foi o Z275, com massa mínima de zinco depositada em ambas as faces de 275 g/m², correspondente a uma espessura de cobertura mínima de 0,02 mm por face. Como o revestimento não desempenha função estrutural, foi desconsiderado nos cálculos. Portanto, as dimensões reais medidas no laboratório foram corrigidas mediante a desconsideração dessa camada de zinco. A resistência mínima ao escoamento (f_y) para esse tipo de aço é 345 MPa e para a resistência à ruptura (f_u) é 430 MPa. O alongamento na ruptura deve ser superior a 12 % para base de medida de 50 mm. Ensaios de tração em corpos de prova padrão seguiram as especificações da norma técnica ASTM A370:2014 (“Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products”). Para o protótipo MVw-Z20015-300, os autores informaram uma resistência ao escoamento de 542,56 MPa. Trata-se de um aço de alta resistência.

Tabela 3.2 - Descrição dos ensaios de flexão de terças de Gilio (2016) e Pham et al. (2014).

Protótipo	Travamento lateral $p_1/p_2/p_3/p_4$ (mm)	Dimensões medidas da seção $D/b_1/b_2/d_1/d_2/r_1$ (mm)	Comprimento da ligação (L_s) (mm)	Vão de ensaio (L_t) (mm)	Espessura dos perfis (t_p e t_s) (mm)	Relação L_s/D	Relação L_s/L_t
ZB63-C	1695/652/0/920	314,25/76,86/87,59/23,39/20,63/4,78	-	-	-	-	-
ZB63-L63	1065/967/0/920	314,75/75,65/87,35/20,87/20,01/4,78	700	6000	1,95	2,22	0,12
ZB63-L189	1695/652/0/920	315,25/75,83/87,84/23,97/19,71/4,78	1960	-	-	6,22	0,33
MVw-Z20015-300	vide Pham et al. (2014)	203,10/71,98/79,53/17,68/17,68/5	650	2050	1,50	2,06	0,32

Esquema geral das variáveis

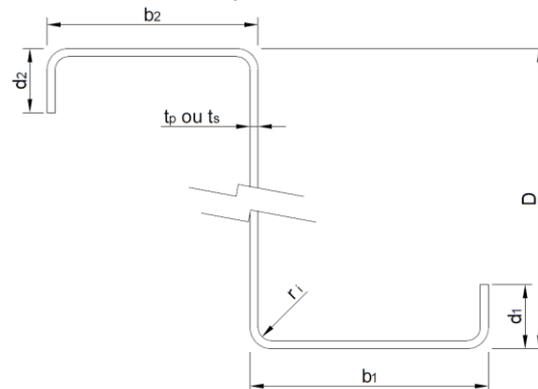


Legenda*

Z B 6 3 - L 63
 ① ② ③ ④ ⑤ ⑤.1

- 1 - Seção Z
 - 2 - Série B
 - 3 - Vão de ensaio L_t (6 = 6000 mm)
 - 4 - Altura da seção transversal do perfil D (3 = 315 mm)
 - 5 - Tipo de ligação (C = contínua fisicamente e L = contínua por luva)
 - 5.1 - Comprimento efetivo da luva L_p (63 = 630 mm)
- *MVw-Z20015-300 vide Pham et al. (2014)

Seção transversal



Nos protótipos de Gilio (2016), os parafusos (M16) utilizados na região da ligação foram de alta resistência, especificação ASTM A325. Os parafusos utilizados para prender os travamentos laterais (M12) foram de aço comum, especificação A307 (ASTM, 2012). Em relação ao diâmetro dos furos, a empresa Modular Sistema Construtivo adota furos alargados (diâmetro do parafuso + 4 mm) para os parafusos com diâmetro igual ou superior a 12,7 mm. Tal folga é um padrão adotado pela empresa, tendo em vista permitir a montagem em campo frente a imperfeições de fabricação e aos desvios de montagem. Para o protótipo de Pham et al. (2014), os parafusos utilizados na região da ligação foram M12 de alta resistência, especificação ASTM A325. As dimensões dos diâmetros dos furos foram de 14 mm.

Na montagem dos protótipos de Gilio (2016), as terças são dispostas aos pares (duas linhas de terças) e devidamente travadas entre si de modo a evitar a instabilidade global (FLT) e propiciar a condição de flexão restringida, isto é, flexão em torno do eixo perpendicular à alma. Esses travamentos (Figura 3.5) foram dispostos com o cuidado para não inibir possíveis instabilidades distorcionais e/ou locais na região da ligação. Os dispositivos de travamento são

os empregados na prática. Nesta pesquisa, esses travamentos são compostos por duas cantoneiras parafusadas na alma das terças e interligadas por um perfil do tipo “U” soldado nas abas das respectivas cantoneiras. Trata-se de um padrão de travamento lateral utilizado pela empresa Modular Sistema Construtivo.

Figura 3.5 – Dispositivos de travamento lateral entre linhas de terças.



Fonte: o Autor.

Além dos sistemas de travamento lateral conectados na alma dos perfis, painéis metálicos foram fixados nas mesas superiores dos perfis nas proximidades dos apoios, com o intuito de conferir travamento lateral adicional ao sistema (Figura 3.6). A fixação deu-se por meio de parafusos autobrocantes (tipicamente utilizados para fixação de telhas metálicas) posicionados nas ondas baixas dos painéis metálicos.

Para a aplicação de deslocamento (“força”), utilizou-se um atuador servo-hidráulico, com capacidade nominal de 500 kN e curso do pistão de 150 mm. Um dispositivo, composto por um perfil W e dois suportes, foi posicionado a meio vão entre as linhas de terças (Figura 3.7) para a introdução da força diretamente na alma dos perfis, simulando o apoio das terças nos sistemas usualmente empregados no Brasil.

De maneira semelhante, os apoios dos protótipos de terças também contêm esse dispositivo fixado na alma dos perfis (Figura 3.8). Para atender à condição de ensaio idealizada no item 3.1 (viga biapoiada), esses dispositivos de apoio são posicionados sobre rótulas, conferindo apoio fixo de um lado e apoio móvel do outro lado.

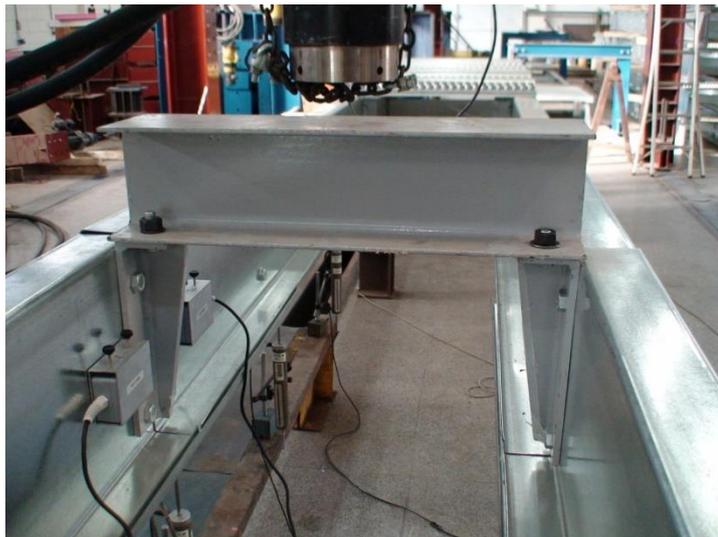
Além dos travamentos citados anteriormente, os dispositivos de apoio e de aplicação de força também funcionam como travamento lateral das terças. A Figura 3.9 apresenta uma visão geral de um protótipo de terça e do aparato de ensaio. Complementarmente, detalhes específicos desses protótipos de terças ensaiados por Gilio (2016) são apresentados no Apêndice C.

Figura 3.6 – Travamento lateral por meio de painéis metálicos nas proximidades dos apoios.



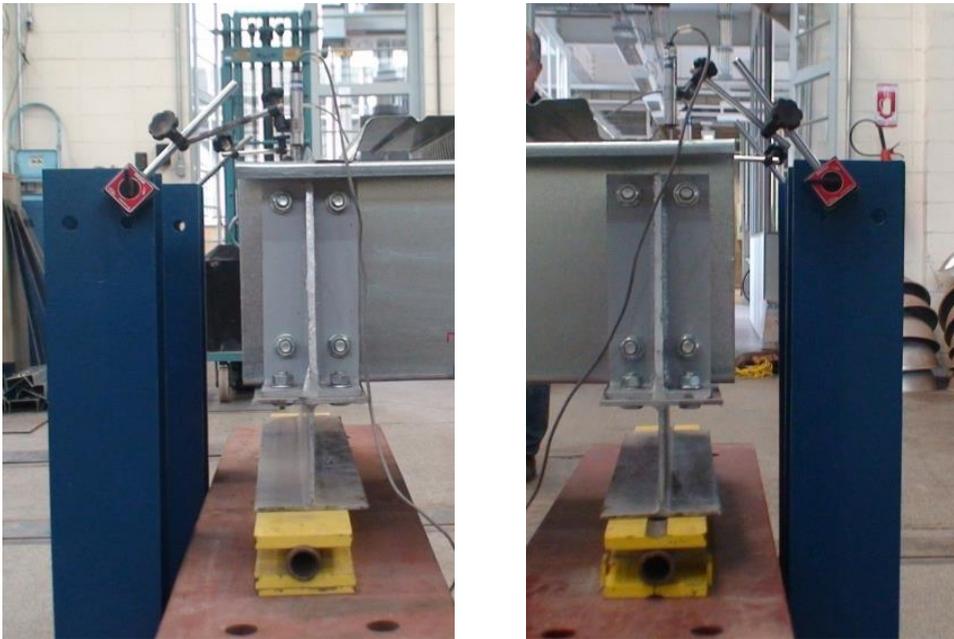
Fonte: o Autor.

Figura 3.7 – Dispositivo para a aplicação da força nos protótipos de terças.



Fonte: o Autor.

Figura 3.8 - Dispositivos rotulados posicionados nas extremidade dos conjuntos: apoio fixo (à esquerda) e apoio móvel (à direita).



Fonte: o Autor.

Figura 3.9 - Visão geral do protótipo ZB63-L63 e do aparato de ensaio.



Fonte: o Autor.

Na montagem do protótipo MVw-Z20015-300 ensaiado por Pham et al. (2014), as terças são dispostas aos pares e travadas na região dos apoios e do sistema de aplicação de deslocamento. A Figura 3.10 ilustra o aparato de ensaio do protótipo MVs-Z20015-300 ensaiado por Pham et al. (2014). A diferença entre os protótipos MVw-Z20015-300 (*without strap* – sem cantoneiras e analisado nesta pesquisa) e MVs-Z20015-300 (*strap* – com cantoneiras e apresentado na Figura 3.10) é a existência de cantoneiras de travamento fixadas entre as mesas superiores dos perfis.

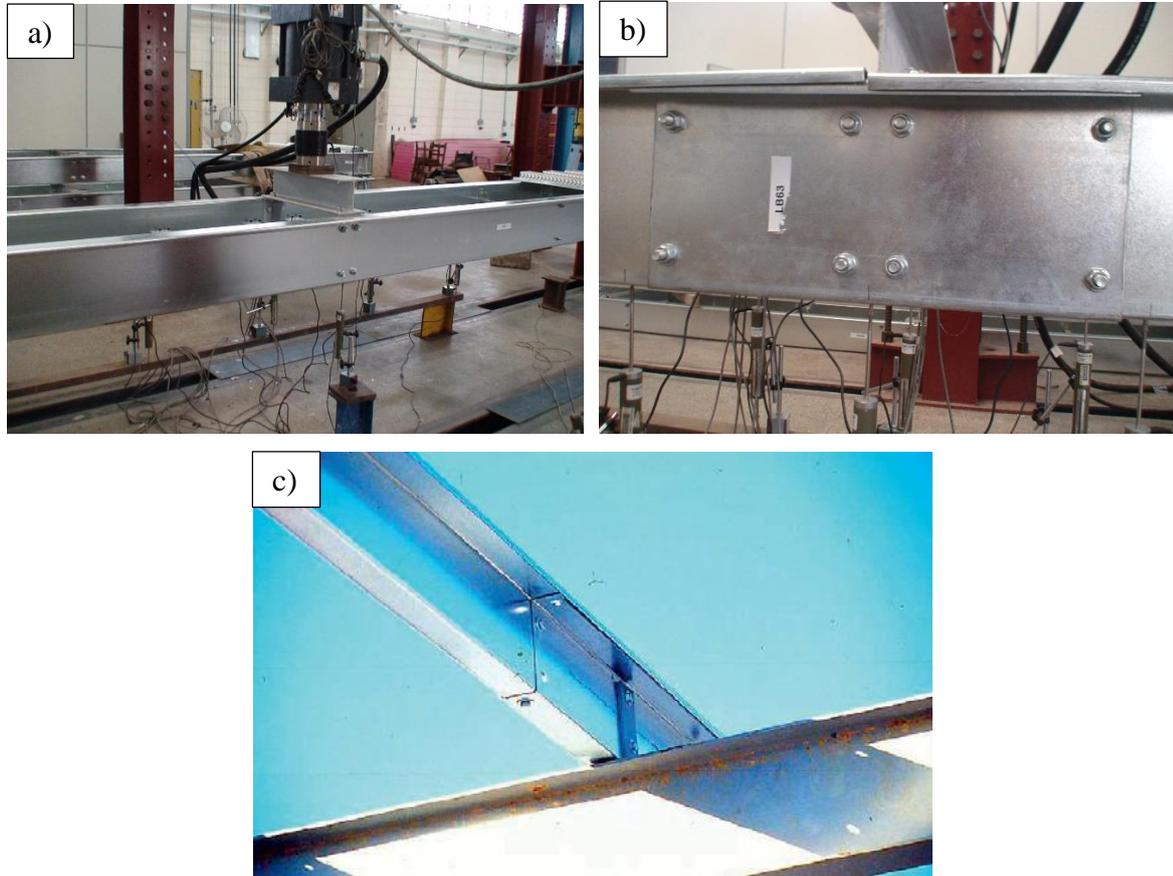
Figura 3.10 - Vista geral do protótipo MVs-Z20015-300 e do aparato de ensaio.



Fonte: Pham et al. (2014).

O protótipo ZB63-C é um sistema de terças contínuas fisicamente (Figura 3.11a). Os protótipos ZB63-L63 (Figura 3.11b) e ZB63-L189 são protótipos contínuos por meio de luvas. Esses três exemplares apresentam configuração similares, com diferenças na região da ligação (Tabela 3.2). Já o protótipo MVw-Z20015-300 é um protótipo de terças contínuas por meio de transpasse (Figura 3.11c). Ao comparar com os protótipos de Gilio (2016), a principal diferença dos protótipos de Pham et al (2014) é a localização dos dispositivos de ligação. Os padrões americano e brasileiro adotam os dispositivos de ligação na alma dos perfis (Figura 3.11b). Já o padrão australiano, a ligação contém parafusos na alma e nas mesas dos perfis (Figura 3.11c). Na Figura 3.11b, nota-se uma imperfeição inicial na geometria da terça (mesa distorcida) na região do meio da ligação. Essa imperfeição inicial foi oriunda do processo de fabricação do perfil devido a desvios de regulagem da máquina.

Figura 3.11 – Sistemas de terças ensaiados: a) protótipo ZB63-C de terças contínuas fisicamente, b) protótipo ZB63-L63 de terças contínuas por meio de luva e d) sistema de terças contínuas por meio de transpasse estudo por Pham et al. (2014).



Fonte: o Autor (Figuras 3.11a-b) e Pham et al. (2014) (Figura 3.11c).

Para esta pesquisa, a principal instrumentação consistiu na colocação de transdutores de deslocamentos nas regiões de maior interesse ao estudo. Objetivando a otimização da instrumentação devido ao volume de ensaios, apenas uma das terças do conjunto foi instrumentada. Esta simplificação é fundamentada na simetria do comportamento esperado. Assim, transdutores centrais são colocados em ambas as linhas de terças do protótipo, com a finalidade de avaliar a simetria dos deslocamentos verticais e a parcela da força aplicada nas terças do conjunto.

A terça instrumentada contém vários transdutores de deslocamento ao longo de seu comprimento. Dessa forma, a evolução dos deslocamentos verticais pôde ser monitorada em diferentes seções. Os valores absolutos oriundos de todos os transdutores foram corrigidos em relação aos transdutores de deslocamento posicionados nos apoios (Figura 3.8).

Visando à acomodação (eliminação de folgas) do aparato de ensaio bem como a verificação da instrumentação, todos os protótipos de Gilio (2016) foram inicialmente carregados com aproximadamente 15 % da força máxima estimada e em seguida descarregados. Em seguida é realizado o ensaio propriamente dito até se atingir o estado-limite último.

Os ensaios dos protótipos de terças foram conduzidos com controle de deslocamento do pistão do atuador a taxas que variaram de 0,03 mm/s a 0,1 mm/s. Tal variação ocorreu à medida que havia acréscimos de deslocamento sem o correspondente aumento da força aplicada. Conforme o sistema estabilizava, o procedimento de controle era repetido até que a falha do sistema fosse atingida, com os resultados registrados a cada segundo.

4 ANÁLISE DO COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DA REGIÃO DO FURO

Conforme apresentado no Capítulo 2, as ligações parafusadas são amplamente utilizadas para a união de segmentos de terças de aço formadas a frio. Quando utilizadas para a promoção da continuidade de terças, as rigidezes das ligações têm função significativa no comportamento estrutural desses sistemas de cobertura. Dependendo do aperto (torque) dado aos dispositivos de ligação e dos esforços solicitantes, uma mesma configuração de ligação pode desenvolver diferentes rigidezes (Capítulo 5). Isso se deve aos deslizamentos relativos nas regiões dos furos quando a resistência ao deslizamento é superada. Logo, torna-se essencial a investigação do aperto dado nos dispositivos de ligação e da rugosidade desenvolvida pelas superfícies em contato.

As ligações de terças são fabricadas com furos padrões, alargados ou oblongos, isto é, furos maiores que o diâmetro dos fustes dos parafusos. Essas folgas de furação são necessárias para a montagem dos sistemas de terças. Superada a resistência ao deslizamento, a rigidez da ligação é alterada conforme os deslizamentos relativos nas regiões dos furos e as diversas possibilidades de interação entre os componentes da ligação. Tais deslizamentos são favorecidos pelas folgas de furação. Conseqüentemente, os deslocamentos e os esforços solicitantes são modificados nas estruturas de terças de múltiplos vãos. Isso pode conduzir a uma condição contra a segurança. Quando esses deslizamentos são previstos em projeto, torna-se imprescindível a investigação do comportamento estrutural da ligação para os estágios anteriores e posteriores a essa condição.

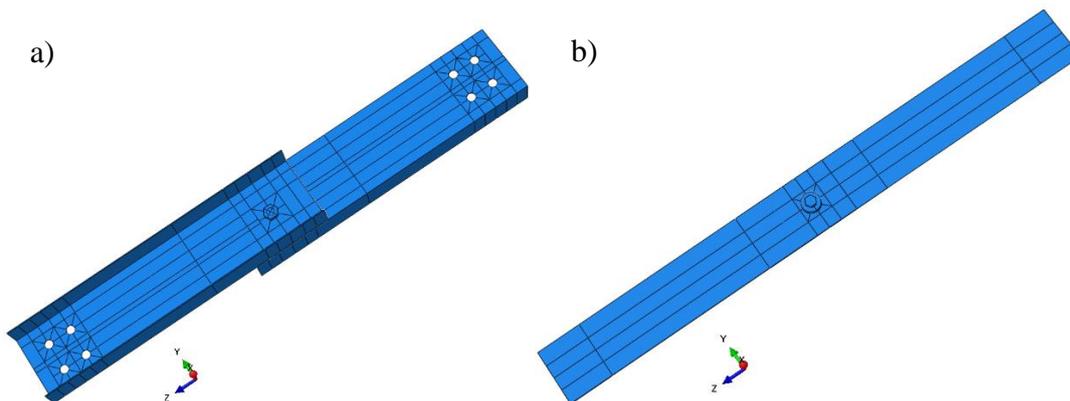
Este capítulo destina-se principalmente à investigação das variáveis relacionadas ao comportamento estrutural da região do furo dessas ligações parafusadas. Os ensaios de cisalhamento simples e duplo (descritos no Capítulo 3) foram analisados com esse propósito. Com base em curvas força de tração *versus* deslocamento relativo nas proximidades das regiões dos furos, foram analisadas a resistência ao deslizamento inicial, a evolução dos deslizamentos, a rugosidade entre as superfícies em contato e a interação entre todos os componentes da região do furo, admitindo o parafuso pré-tensionado (aperto com torquímetro) ou na condição de pré-torque (aperto com chave manual).

4.1.DESCRICÃO GERAL DO MODELO NÚMÉRICO

Os modelos numéricos de cisalhamento simples e duplo foram criados em elementos finitos, utilizando o software comercial Abaqus®. As estratégias numéricas foram validadas com base nos resultados experimentais dos corpos de prova de cisalhamento simples e duplo desta pesquisa (descritos no Capítulo 3).

As chapas, os perfis e os furos das ligações dos corpos de prova de cisalhamento simples e duplo foram modelados com as dimensões nominais (Figura 4.1 e Apêndice A e B). Os perfis do tipo U foram simplificados com cantos retos, isto é, sem a consideração do raio de dobra.

Figura 4.1 – Visão geral dos modelos numéricos referente aos corpos de prova de cisalhamento: a) simples e b) duplo.



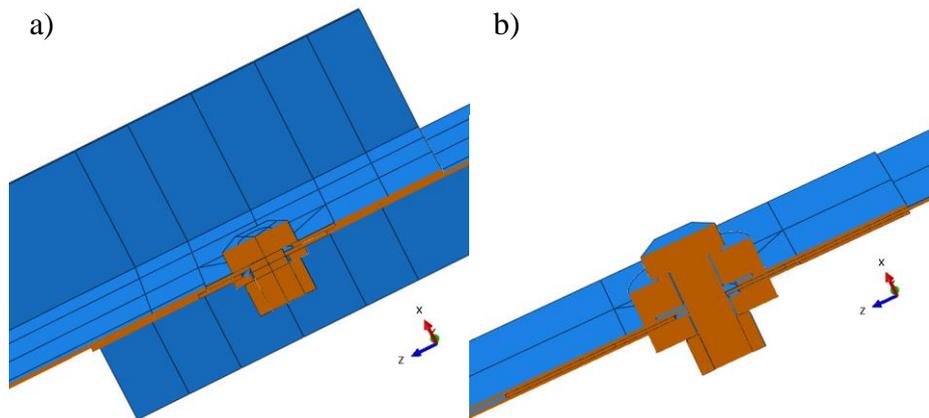
Fonte: Abaqus®.

A Figura 4.2 mostra os cortes no sentido longitudinal (plano xz) dos modelos numéricos apresentados na Figura 4.1. O exemplar de cisalhamento simples (Figura 4.2a) representa o dispositivo de ligação típico (parafuso, porca e arruela) utilizado comumente nos sistemas de terças. Já o corpo de prova de cisalhamento duplo (Figura 4.2b) representa o dispositivo de ligação especial (parafuso, porca, arruela adaptada e célula de carga), cuja célula de carga foi utilizada nas estimativas das forças de aperto dos dispositivos de ligação. Alguns corpos de prova de cisalhamento simples também foram ensaiados com o dispositivo de ligação especial.

A porca foi idealizada no modelo numérico por meio de um cilindro vazado, com o diâmetro interno igual ao diâmetro do fuste do parafuso e o diâmetro externo igual ao diâmetro de uma circunferência circunscrita na porca sextavada (Figura 4.3a). A borda externa da porca

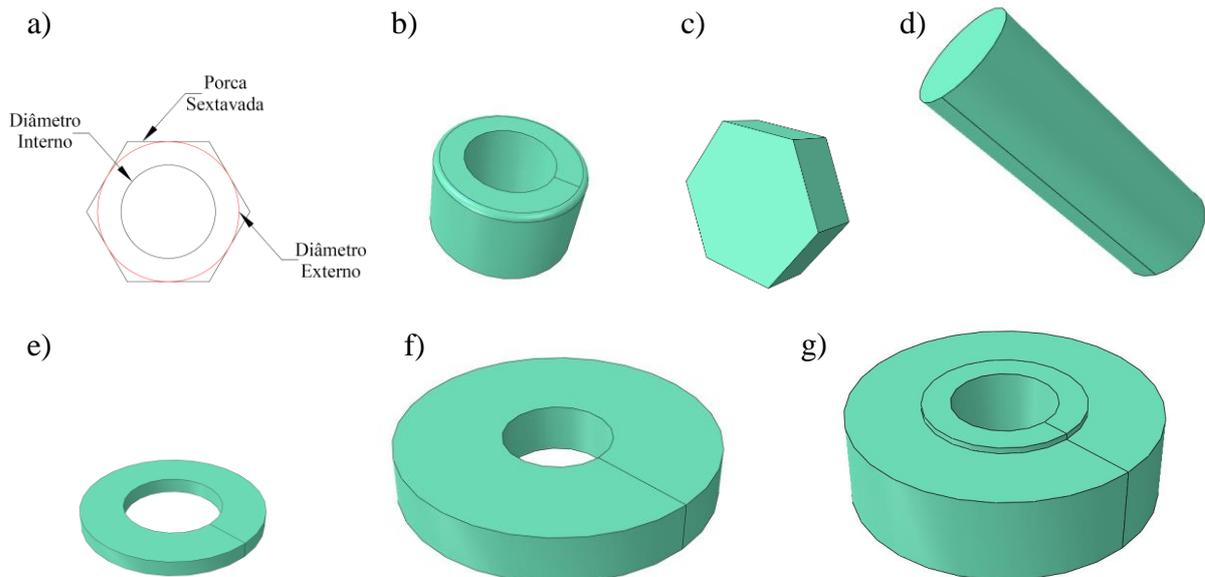
em contato com arruela foi aparada com um raio medido em laboratório (Figura 4.3b). A cabeça do parafuso, o fuste do parafuso, a arruela, a arruela especial e a célula de carga foram modeladas com as dimensões médias quantificadas em laboratório (Figuras 4.3c-g). A rosca do fuste do parafuso não foi considerada no modelo.

Figura 4.2 – Detalhes dos cortes na direção longitudinal (plano xz dos exemplares da Figura 4.1) dos modelos numéricos de cisalhamento: a) simples e b) duplo.



Fonte: Abaqus®.

Figura 4.3 – Componentes dos dispositivos de ligação nas regiões dos furos dos modelos numéricos de cisalhamento simples e duplo: a) idealização da porca, b) porca, c) cabeça do parafuso, d) fuste do parafuso, e) arruela, f) arruela especial e g) célula de carga.



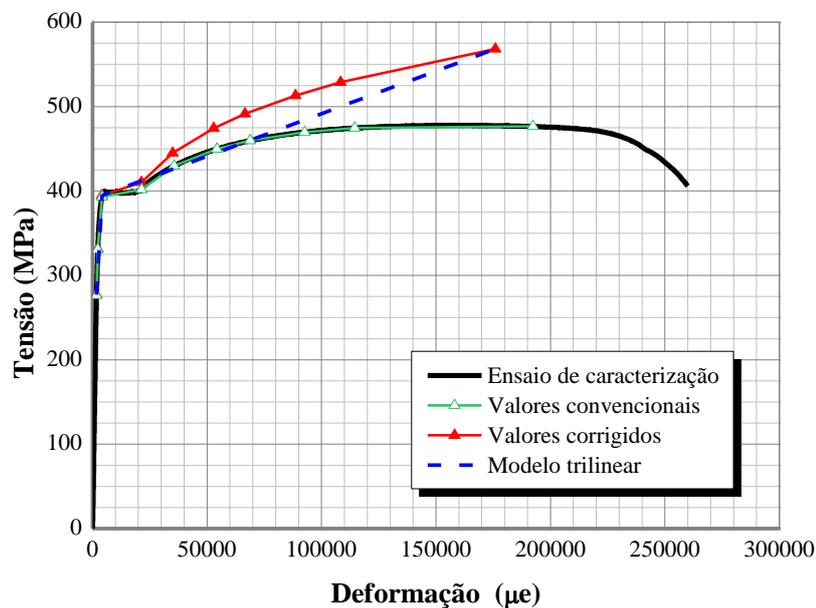
Fonte: Abaqus®.

O comportamento dos materiais dos dispositivos de ligação (parafuso, porca, arruela, arruela adaptada e célula de carga) foi admitido simplificadamente elástico linear, com módulo de elasticidade de 200000 MPa. Já o comportamento dos materiais das chapas (corpos de prova de cisalhamento duplo) e dos perfis (corpos de prova de cisalhamento simples) foi considerado elasto-plástico. Os valores de tensão *versus* deformação provenientes de ensaios de tração em corpos de aço padronizados (ASTM A370:2014) são valores que se referem à área inicial dos corpos de prova, ou seja, a estricção não é considerada. Estes valores são denominados convencionais (*engineering values*) e são apresentados na Figura 4.4 (Ensaio de caracterização). Entretanto, o Abaqus® utiliza os valores tensão *versus* deformação corrigidos (*true values*) por meio das Equações 4.1 e 4.2. Estes valores são apresentados na Figura 4.4 (Valores corrigidos). Essa conversão leva em conta a estricção da seção durante o ensaio de tração, e com isso a curva tensão-deformação é sempre crescente. Como estratégia de simplificação, curvas tri-lineares com encruamento isótropo foram adotadas nesta pesquisa e são apresentadas na Figura 4.4 (Modelo tri-linear). Após o ponto de máximo, o modelo tri-linear segue com a tensão constante e as deformações crescentes. A Figura 4.4 apresenta os valores de tensão-deformação referente a um corpo de prova, exemplificando a estratégia adotada. Nesta pesquisa, as curvas tri-lineares utilizadas nas simulações levaram em conta três corpos de prova para cada lote de fabricação ou cada bobina de aço utilizada.

$$\varepsilon_{True} = \ln(1 + \varepsilon_{nom}) \quad (4.1)$$

$$\sigma_{True} = \sigma_{nom}(1 + \varepsilon_{nom}) \quad (4.2)$$

Figura 4.4 – Curvas tensão-deformação referente a um corpo de prova.



Elementos de contato foram empregados para a representação da interação entre as superfícies de todos os componentes da ligação. Assim, as alterações nas condições de contato durante as simulações numéricas puderam ser consideradas. As forças de interação entre as superfícies de contato foram estabelecidas segundo as direções normais e tangenciais. A estratégia baseada no fator de penalização foi empregada para a imposição de restrições sobre as variáveis envolvidas no problema de contato. A formulação “*master-slave*” foi usada. Baseado no clássico modelo de Coulomb, a evolução do coeficiente de atrito foi estudada para a evolução do contato tangencial. Tal modelo relaciona a força na direção normal (N) com a força na direção tangencial (T) por meio de um coeficiente de atrito (μ), isto é, $T = \mu N$. No contato normal, a abordagem usada foi “*hard contact*”, permitindo a separação após o contato. Para os ensaios de cisalhamento simples e duplo, têm-se as superfícies de contato chapa-chapa, chapa-arruela (ou arruela especial), chapa-célula de carga, chapa-cabeça do parafuso, fuste do parafuso-borda do furo, fuste do parafuso-borda da arruela (ou arruela especial), porca-arruela (ou arruela especial) e cabeça do parafuso-célula de carga.

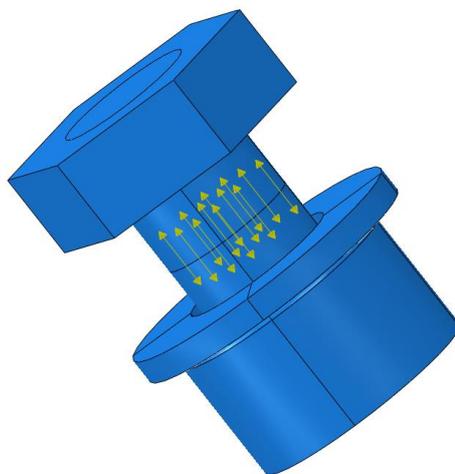
Os elementos sólidos foram utilizados em todas as simulações. Esses elementos permitem a consideração das condições de aperto do dispositivo de ligação e o esmagamento da borda do furo. Além disso, simulam os fenômenos de instabilidade presentes nas análises de resistência dos perfis formados a frio. O elemento finito sólido C3D8I (Abaqus®) foi o escolhido para simulação de todos os componentes dos corpos de prova de cisalhamento. Trata-se de um elemento finito de 8 nós, hexaedro, aproximação linear, “*incompatible modes*” e enriquecimento por meio de uma função bolha. Esse elemento finito também foi utilizado nos modelos de terças por Gutierrez et al. (2015). O elemento finito sólido C3D20 (Abaqus®) foi empregado nas proximidades da região do furo da chapa ou do perfil. Trata-se de um enriquecimento localizado por meio de elementos finitos hexaedros de 20 nós e aproximação quadrática, objetivando uma representação mais significativa das deformações da parede do furo.

O Abaqus® permite a simulação de uma estrutura com transição entre elementos lineares (C3D8I) e quadráticos (C3D20). Entretanto, alguns softwares de elementos finitos podem apresentar problemas de convergência para a simulação dessa condição. Nesta pesquisa, este artifício foi admitido com o intuito de simplificação numérica para as análises dos corpos de prova de cisalhamento. Para isso, um estudo foi apresentado no item 4.2.3 e na Figura 4.20b para a demonstração dos efeitos dessa transição entre os elementos lineares e quadráticos. Essa simplificação não foi admitida para os protótipos de terças, conforme apresentado no Capítulo 5.

A malha de elementos finitos tem como padrão a maior dimensão de um elemento finito igual a 10 mm. Uma malha mais densa foi adotada na região do furo, com variações das dimensões dos elementos finitos entre 1,38 mm e 10 mm. A espessura dos perfis e chapas foi discretizada apenas com uma camada de elemento finito

Antes do ensaio de cisalhamento propriamente dito, os corpos de prova passaram pela etapa de aperto do parafuso. Logo, duas etapas denominadas *Step-1* e *Step-2* foram consideradas no modelo numérico. No *Step-1*, considerou-se o estágio de aperto do parafuso por meio da ferramenta “*Bolt load*” (Figura 4.5) disponível no Abaqus®. Esta ferramenta modifica o comprimento do parafuso segundo um plano de referência transversal ao fuste do parafuso. Neste caso, a referência escolhida no fuste do parafuso foi o plano médio entre a porca e a cabeça do parafuso. Ao definir uma força resultante nessa seção, o comprimento do parafuso é modificado até que essa força seja alcançada. Nesta pesquisa, tal força foi idealmente equiparada a força quantificada pela célula de carga. Chen et al. (2018) adotaram metodologia similar. Já o *Step-2* consistiu na tração dos modelos apresentados na Figura 4.1. Uma extremidade do exemplar permaneceu fixa e a outra extremidade foi tracionada por meio da imposição de deslocamentos prescritos. Durante o *Step-2*, a função “*Bolt load*” não exerceu influencia no aperto do dispositivo de ligação, isto é, o comprimento do parafuso foi fixado no início do *Step-2*. Com isso, as deformações do fuste do parafuso foram oriundas das interações com os demais componentes da ligação.

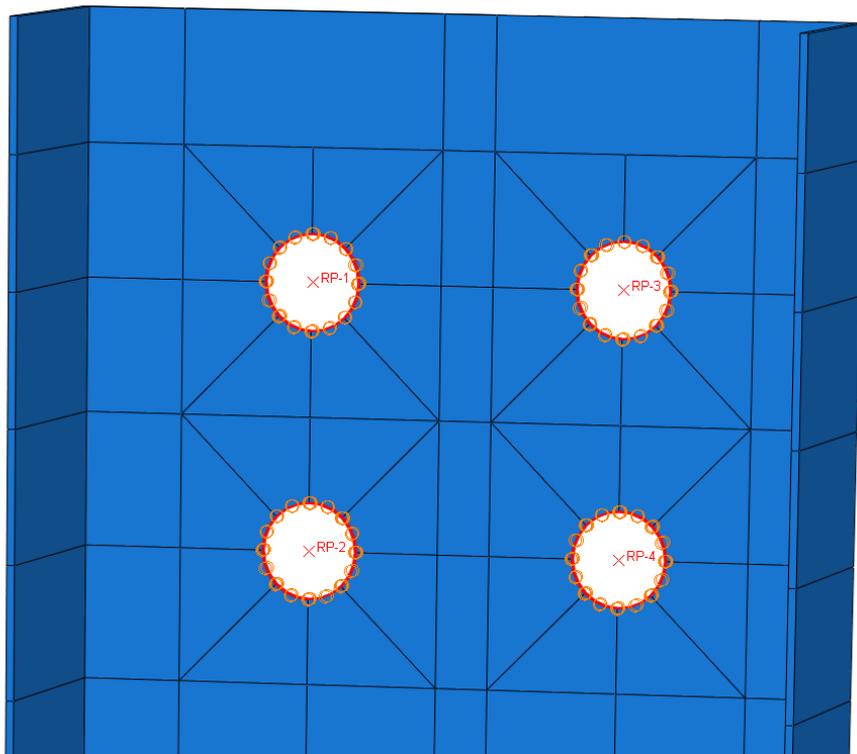
Figura 4.5 – Representação esquemática da função “*Bolt load*” utilizada para a consideração do aperto do dispositivo de ligação.



Fonte: Abaqus®.

Nos modelos de cisalhamento simples, as chapas rígidas (Peça C do Apêndice A) e os parafusos das ligações nas extremidades dos corpos de prova não foram modelados. Simplificadamente, posicionou-se um ponto de referência (RP) no centro de cada furo (Figura 4.6). Esses pontos de referência interagiram com os nós da borda do furo considerada rígida. Isso se deve a uma simplificação numérica com base nas magnitudes das solicitações e nas observações experimentais das bordas dos furos destas regiões. Com isso, as restrições de deslocamentos foram impostas diretamente nesses pontos de referência. Os deslocamentos foram impedidos em uma extremidade do corpo de prova (garra fixa ou RPs fixos) e habilitados no sentido da movimentação da garra na extremidade oposta do corpo de prova (garra móvel ou RPs móveis).

Figura 4.6 – Simplificações admitidas nas ligações de extremidades dos modelos numéricos de cisalhamento simples.



Fonte: Abaqus®.

Nos ensaios de cisalhamento duplo, as extremidades das chapas foram fixadas diretamente nas garras (sem chapas de transição – Apêndice B). Assim, as restrições e as imposições de deslocamentos foram aplicadas no modelo numérico diretamente nas superfícies de contato entre a chapa e a garra.

Os dois estágios das análises são não lineares devido ao problema de contato (não linearidade de contato), a plasticidade (não linearidade física) e a teoria de grandes deslocamentos (não linearidade geométrica). Os incrementos de deslocamentos foram sempre crescentes. Assim, os sistemas de equações não lineares foram solucionados pelo método de Newton Rapson.

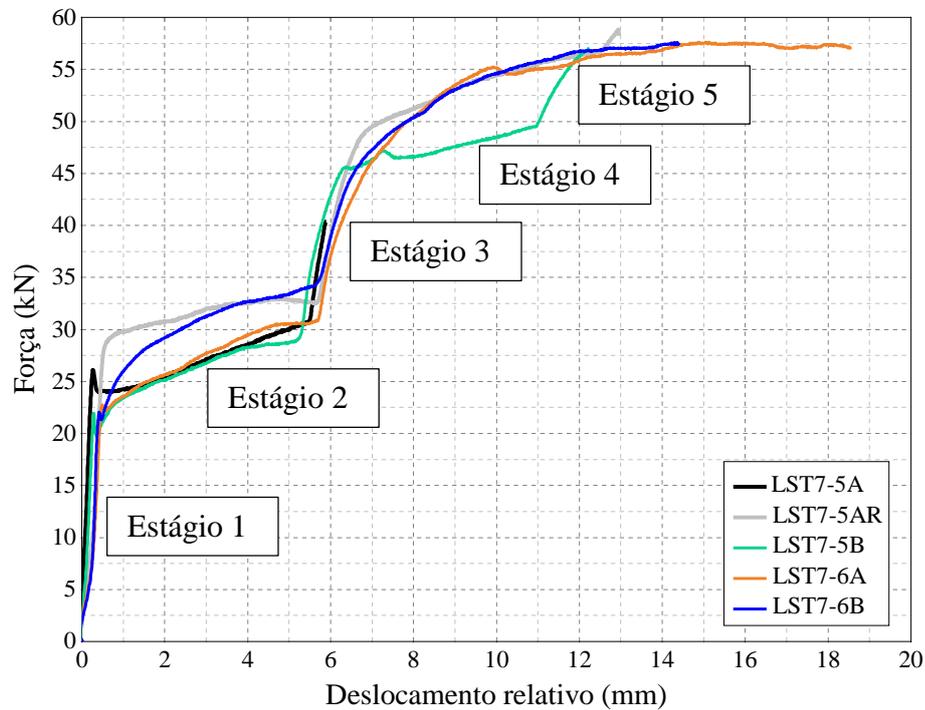
4.2.RESULTADOS DA ANÁLISE NUMÉRICA

4.2.1. CORPOS DE PROVA DE CISALHAMENTO DUPLO

Com base na força de aperto inicial de cada parafuso (registrada pela célula de carga) e nas curvas força-deslizamento relativo dos experimentos de cisalhamento duplo, investigou-se a rugosidade (coeficiente de atrito) desenvolvida entre as superfícies em contato. A simulação do aperto do parafuso deu-se por meio da função “*bolt load*” apresentada anteriormente. Inicialmente, analisaram-se os corpos de prova de cisalhamento duplo nomeados LST7-5A, LST7-5AR, LST7-5B, LST7-6A e LST7-6B (Tabela 3.1). As curvas força-deslizamento relativo desses ensaios estão apresentados na Figura 4.7. Esses corpos de prova são formados por três chapas unidas por meio de um dispositivo de ligação, conforme apresentado no Capítulo 3.

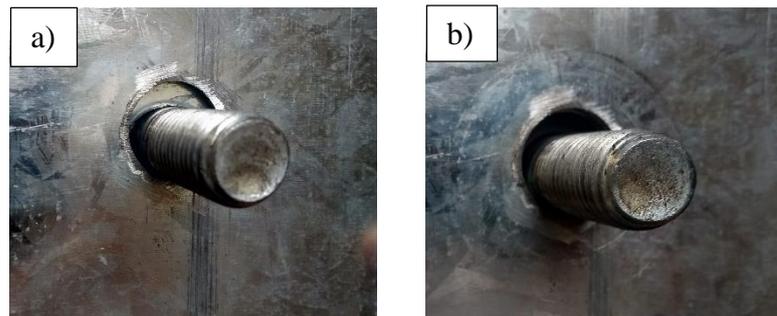
Atento a cinemática do ensaio, as chapas de cada corpo de prova foram dispostas para o desenvolvimento do deslizamento relativo máximo. Para isso, as bordas dos furos (diâmetro do furo igual a 20 mm) das chapas foram encostadas no fuste do parafuso antes do aperto do parafuso (Figura 4.8a). Com isso, o posicionamento das chapas conferiu uma distância (folga) máxima teórica de 4 mm entre as bordas dos furos e o corpo do parafuso. Logo, tem-se o deslizamento relativo máximo teórico de 8 mm, isto é, o máximo deslizamento relativo entre as chapas do conjunto proveniente das folgas de furação. O ensaio do corpo de prova LST7-5A foi interrompido com um deslizamento relativo de 5,89 mm. Ao comparar com o início do ensaio (Figura 4.8a), a Figura 4.8b mostra o deslocamento relativo da chapa intermediária em relação ao fuste do parafuso e as chapas de extremidades após o ensaio.

Figura 4.7 – Curvas experimentais força-deslocamento relativo dos corpos de prova LST7-5A, LST7-5AR, LST7-5B, LST7-6A e LST7-6B.



Fonte: o Autor.

Figura 4.8 – Corpo de prova LST7-5A de cisalhamento duplo nos estágios: a) chapas encostadas no fuste do parafuso antes do ensaio e b) chapa intermediária (Peça A) deslocada em relação ao fuste do parafuso e as chapas de extremidades (Peças B1 e B2) após o ensaio.



Fonte: o Autor.

De acordo com as Figuras 4.7 e 4.8, as curvas força-deslocamento relativo dos ensaios de cisalhamento duplo podem ser divididas em 5 estágios. Primeiramente, as chapas permaneceram unidas nos primeiros incrementos de deslocamentos (Estágio 1). Isso devido ao aperto do dispositivo de ligação e a rugosidade desenvolvida entre as superfícies em contato. Nesse estágio, o corpo de prova apresentou deslocamentos elásticos e residuais devido a

magnitude das solicitações e a resistência ao deslizamento desenvolvida em relação a condição de aperto do dispositivo de ligação. Superada a resistência ao deslizamento da chapa intermediária, incrementos significativos de deslocamento relativo foram registrados com pequenas variações de força (Estágio 2). Assim, atribuiu-se esse trecho de deslizamentos das curvas da Figura 4.7 aos deslizamentos da chapa intermediária. Essa chapa desliza em relação as demais até o contato entre a borda do furo e o fuste do parafuso. A partir disto, nota-se uma significativa elevação da força para pequenas variações de deslocamento (Estágio 3). A plastificação da borda do furo (fenômeno de esmagamento) pode iniciar no Estágio 3. Isso depende da resistência ao deslizamento das chapas de extremidade, do material e da espessura da chapa intermediária. Quando atingida a resistência ao deslizamento das chapas de extremidade, observam-se novamente grandes incrementos de deslocamento relativo com pequenas variações de força (Estágio 4). De maneira similar a chapa intermediária, os deslizamentos relativos das chapas de extremidade evoluem até o contato entre a borda do furo e o fuste do parafuso. Com isso, observa-se um novo acréscimo de rigidez (Estágio 5) a depender da rigidez da borda dos furos.

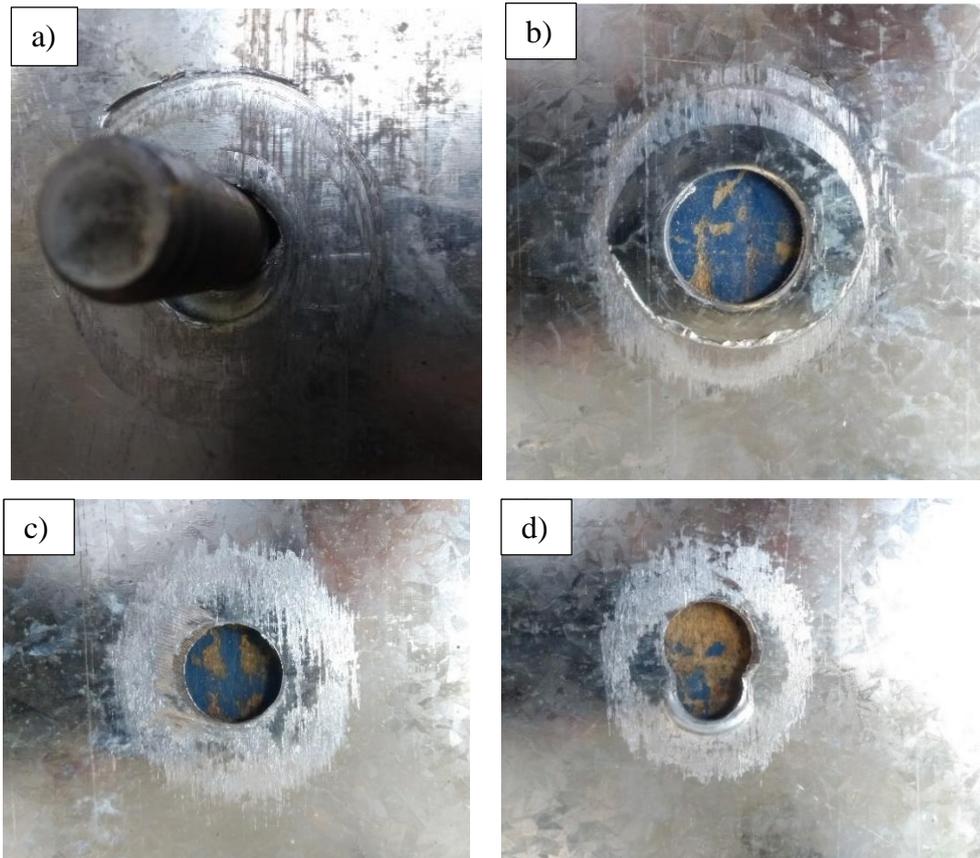
Os dois estágios de deslizamentos significativos (Estágio 2 e 4) apresentaram uma inclinação da curva força-deslocamento relativo. Esse comportamento foi atribuído as modificações da rugosidade entre as superfícies em contato. Isso se deve a retirada de material de cobrimento (zinco) das superfícies durante os deslizamentos, provocando a formação de ranhuras. Uma análise qualitativa pode ser feita por meio da Figura 4.9.

A célula de carga do corpo de prova LST7-5A registrou uma força de aperto do parafuso inicial (T_0) de 45046 N. Para essa força, um coeficiente de atrito inicial (μ_i) de 0,25 (constante durante a análise) foi considerado para o modelo numérico LST7-5A-Num-1. Entretanto, esse modelo (Figura 4.10) não representou as modificações de rugosidade das superfícies apresentadas na Figura 4.9. Por isso, investigou-se uma lei de evolução do coeficiente de atrito (μ) composta pelo coeficiente de atrito inicial (μ_i) e pelo coeficiente de atrito relativo (μ_r).

Esse novo coeficiente de atrito (μ_r) é responsável pela simulação da modificação do coeficiente de atrito em relação a evolução dos deslizamentos relativos (Δd). Assim, o coeficiente de atrito relativo (μ_r) foi aproximado pelo produto entre um parâmetro de proporcionalidade (γ) e os deslizamentos relativos (Δd), isto é, $\mu_r = \gamma \times \Delta d$. A evolução do coeficiente de atrito (μ) é limitado por meio de um coeficiente de atrito máximo (μ_m). Essa estratégia foi analisada para o corpo de prova LST7-5A. O modelo LST7-5A-Num-2 foi testado para os parâmetros $\mu_i/\gamma/\mu_m$ iguais a 0,25/0,02/0,4. Os resultados apresentados na Figura 4.10

mostram a validade dessa estratégia proposta para a consideração da evolução da rugosidade do contato chapa-chapa.

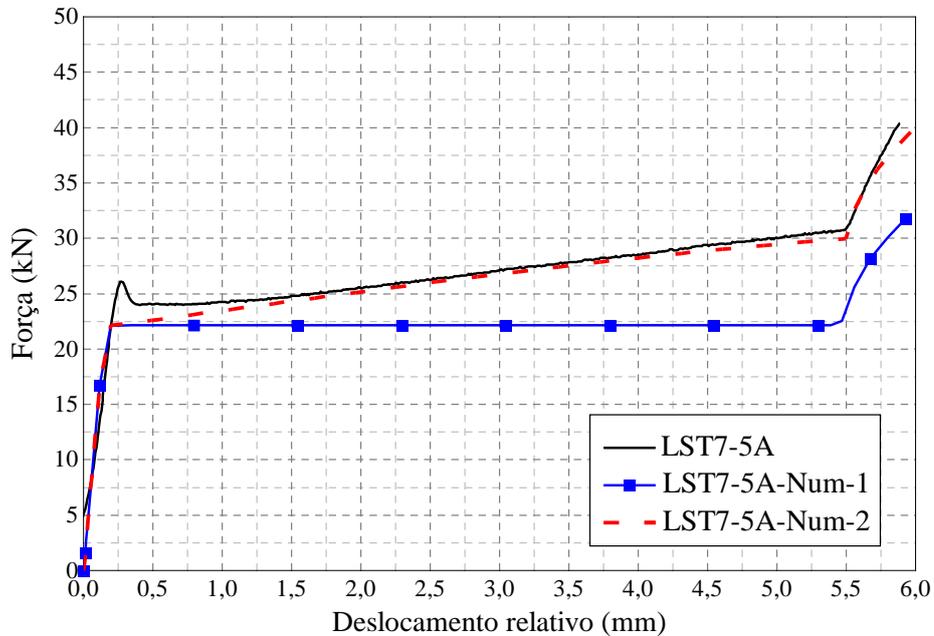
Figura 4.9 – Modificação da rugosidade entre as superfícies em contato: a) chapa de extremidade e arruela especial, b) chapa de extremidade e célula de carga e c) chapa de extremidade e d) chapa intermediária.



Fonte: o Autor.

Devido a interrupção do ensaio do corpo de prova LST7-5A, foi possível apenas a análise da rugosidade desenvolvida com o contato entre a chapa intermediária e as chapas de extremidade (chapa-chapa). No corpo de prova LST7-5B ($T_o = 44820$ N), o ensaio foi conduzido até o alcance do deslizamento máximo teórico. Assim, as rugosidades entre as superfícies chapa-célula de carga e chapa-arruela também foram estudadas. No modelo LST7-5B-Num-2, os parâmetros do modelo de rugosidade ($\mu_i/\gamma/\mu_m = 0,19/0,02/0,35$) entre essas duas superfícies (contato chapa-célula de carga e chapa-arruela) foram admitidos simplifcadamente iguais. Em relação ao contato chapa-chapa, admitiram-se os parâmetros $\mu_i/\gamma/\mu_m$ iguais a 0,25/0,02/0,35. Os resultados apresentados na Figuras 4.11 reforçam a validade dessa estratégia.

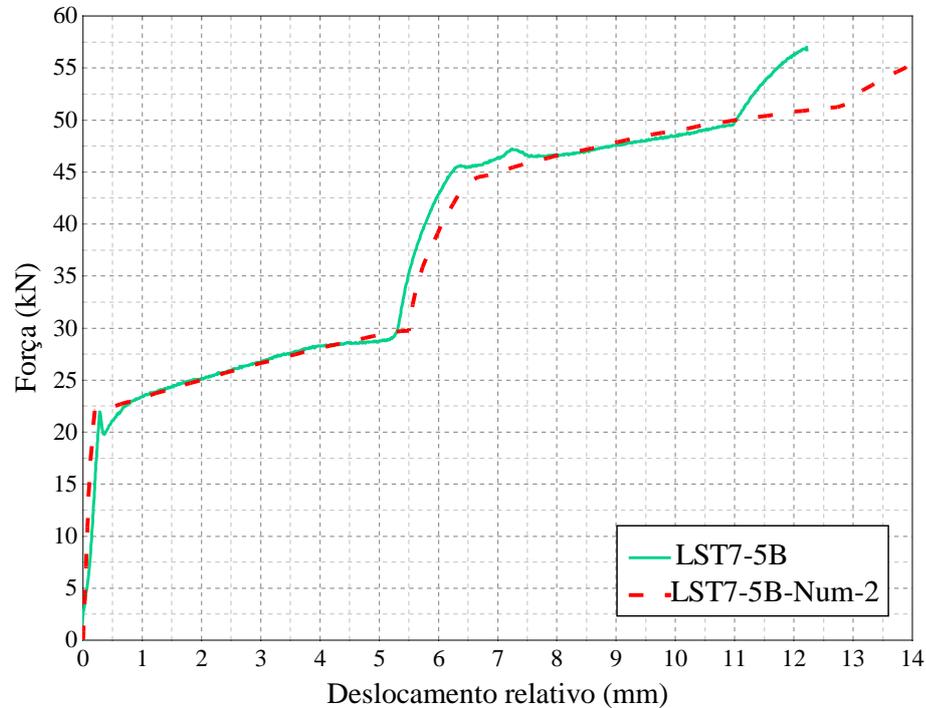
Figura 4.10 – Curvas experimental e numéricas força-deslocamento relativo do corpo de prova LST7-5A e dos modelos LST7-5A-Num-1 (coeficiente de atrito inicial de 0,25 e constante ao longo da análise) e LST7-5A-Num-2 (coeficiente de atrito inicial de 0,25 e variável ao longo da análise por meio do coeficiente de atrito relativo).



Fonte: o Autor.

Após o ensaio, as chapas do corpo de prova LST7-5A foram recolocadas na posição inicial (folga máxima) e o dispositivo de ligação foi reapertado, resultando em uma força de aperto inicial (T_0) de 42484 N. Esse corpo de prova foi reutilizado para o estudo das modificações permanentes de rugosidade, sendo nomeado LST7-5AR. Entretanto, a simulação desse corpo de prova por meio do modelo LST7-5AR-Num-3 necessitou da adição de um terceiro coeficiente de atrito, denominado coeficiente de atrito acumulado (μ_a). Esse coeficiente fundamenta na evolução dos deslizamentos anteriores do corpo de prova LST7-5A. O coeficiente de atrito acumulado (μ_a) foi aproximado pelo coeficiente de atrito relativo (μ_r) da experiência anterior do corpo de prova LST7-5A. Assim, o modelo LST7-5AR-Num-3 (Figura 4.12) foi testado com os parâmetros $\mu_i/\gamma/\mu_a/\mu_m$ iguais a 0,25/0,02/0,1/0,4 para o contato chapa-chapa. Já os contatos chapa-célula e chapa-arruela foram configurados para os parâmetros $\mu_i/\gamma/\mu_a/\mu_m$ iguais a 0,22/0,035/0,0/0,4. Quando as superfícies não apresentam históricos de deslizamentos anteriores, o coeficiente de atrito acumulado (μ_a) é igual a zero.

Figura 4.11 – Curvas experimental e numérica força-deslocamento relativo do corpo de prova LST7-5B e do modelo LST7-5B-Num-2 (coeficiente de atrito variável ao longo da análise por meio do coeficiente de atrito relativo).



Fonte: o Autor.

Portanto, a lei de evolução do atrito, proposta para os ensaios de cisalhamento duplo desta pesquisa, assume as três parcelas apresentadas na Equação 4.3.

$$\mu = \mu_i + \mu_r + \mu_a \quad (4.3)$$

Onde:

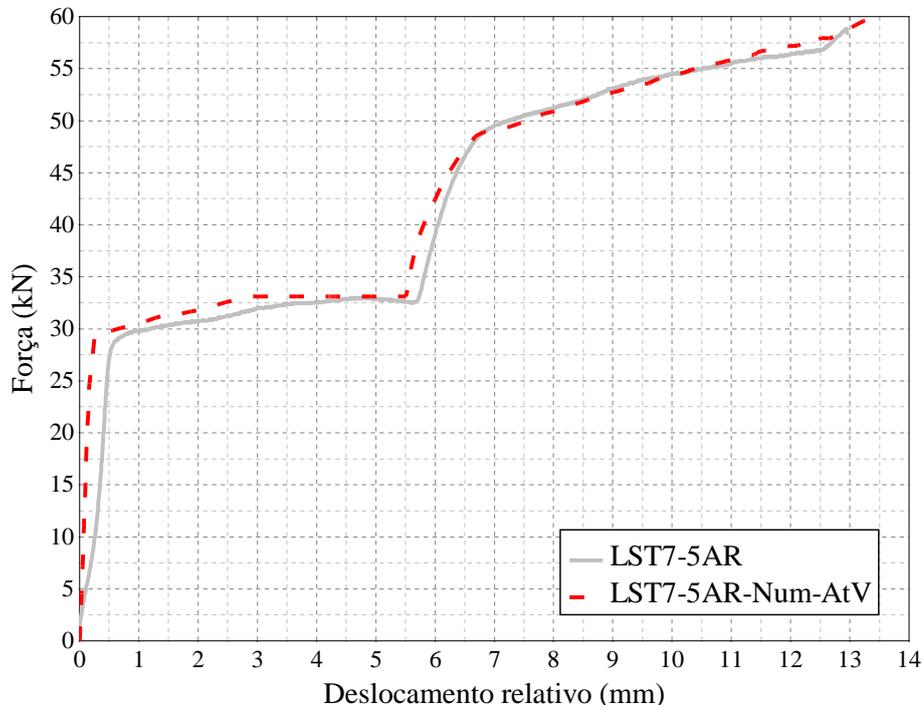
μ é o coeficiente de atrito;

μ_i é o coeficiente de atrito inicial;

$\mu_r = \gamma \times \Delta d$ é o coeficiente de atrito relativo a evolução dos deslizamentos (Δd), sendo γ um fator de proporcionalidade;

μ_a é o coeficiente de atrito adicional acumulado do histórico de deslizamentos anteriores.

Figura 4.12 – Curvas experimental e numérica força-deslocamento relativo do corpo de prova LST7-5AR e do modelo LST7-5AR-Num-3 (coeficiente de atrito variável ao longo da análise por meio do coeficiente de atrito relativo e acumulado).



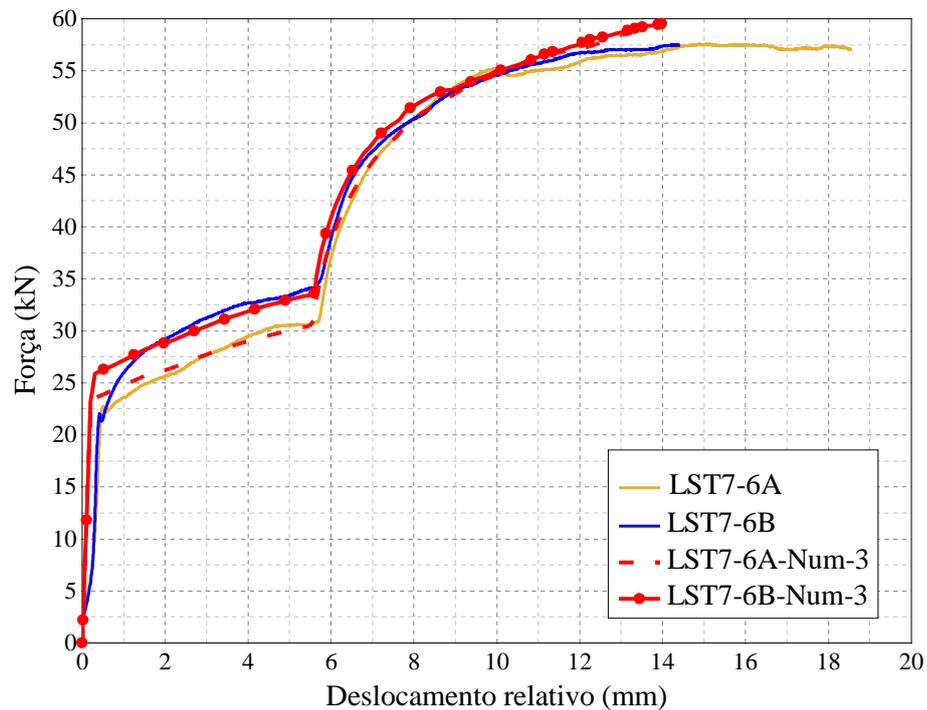
Fonte: o Autor.

Os corpos de prova LST7-6A ($T_o = 47311$ N) e LST7-6B ($T_o = 52003$ N) também foram analisados por meio da lei de evolução do coeficiente de atrito proposta pela Equação 4.3. Nesses modelos, o coeficiente de atrito adicional acumulado (μ_a) foi tomado igual a zero, pois as chapas não haviam experimentado um deslizamento relativo prévio. Tais corpos de prova se diferenciam dos anteriores (LST7-5A, LST7-5AR e LST7-5B) em relação as espessuras das chapas e as magnitudes das forças de aperto dos parafusos. No modelo LST7-6A-Num-3, adotaram-se os parâmetros $\mu_i/\gamma/\mu_a/\mu_m = 0,25/0,02/0,0/0,4$ para o contato chapa-chapa e $\mu_i/\gamma/\mu_a/\mu_m = 0,3/0,02/0,0/0,35$ para o contato chapa-arruela/célula. Já no modelo LST7-6B-Num-3, os parâmetros foram $\mu_i/\gamma/\mu_a/\mu_m = 0,25/0,02/0,0/0,35$ para o contato chapa-chapa e $\mu_i/\gamma/\mu_a/\mu_m = 0,22/0,02/0,0/0,35$ para o contato chapa-arruela/célula. A Figura 4.13 apresenta os resultados experimentais e numéricos referente a esses corpos de prova.

O contato entre a borda do furo das chapas de extremidade e o fuste do parafuso não ocorreu para os corpos de prova LST7-6A e LST7-6B. Em comparação aos corpos de prova LST7-5A e LST7-5B nos trechos finais de deslizamentos, observou-se um esmagamento mais severo da borda do furo da chapa intermediária (Figura 4.14). Isso se deve as menores

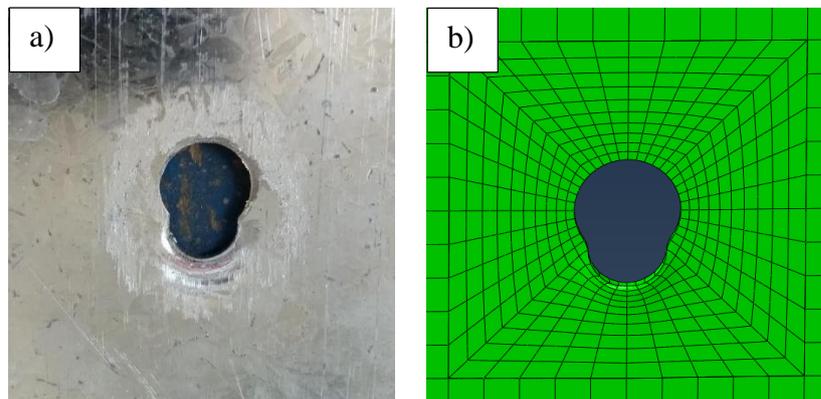
espessuras das chapas dos corpos de prova LST7-6A e LST7-6B. Com isso, a borda do furo da chapa intermediária não apresentou rigidez suficiente para a modificação da resposta nos instantes finais dos ensaios, conforme observado para os corpos de prova LST7-5A, LST7-5AR e LST7-5B.

Figura 4.13 – Curvas experimentais e numéricas força-deslocamento relativo dos corpos de prova LST7-6A e LST7-6B e dos modelos LST7-6A-Num-3 e LST7-6B-Num-3 (coeficiente de atrito variável ao longo da análise por meio do coeficiente de atrito relativo e acumulado).



Fonte: o Autor.

Figura 4.14 – Esmagamento da chapa intermediária referente ao corpo de prova LST7-6B: a) experimental e b) numérica.



Fonte: o Autor.

Com base nas análises dos corpos de prova LST7-5A, LST7-5AR, LST7-5B, LST7-6A e LST7-6B, a função “*bolt load*” mostrou-se adequada para a simulação da força resultante do dispositivo especial de ligação (parafuso, porca, arruela especial e célula de carga). Essa força (“*bolt load*”) foi admitida igual a força mensurada pela célula de carga, possibilitando o estudo da rugosidade (coeficiente de atrito) das superfícies em contato. Nesses corpos de prova, observou-se a retirada do material de revestimento (zinco) com o avanço dos deslizamentos relativos. Isso resultou na modificação da rugosidade das superfícies das chapas ou perfis devido as ranhuras produzidas. Portanto, a Equação 4.3 foi proposta para a consideração do atrito inicial e da modificação da rugosidade das superfícies em relação aos históricos de deslizamentos relativos.

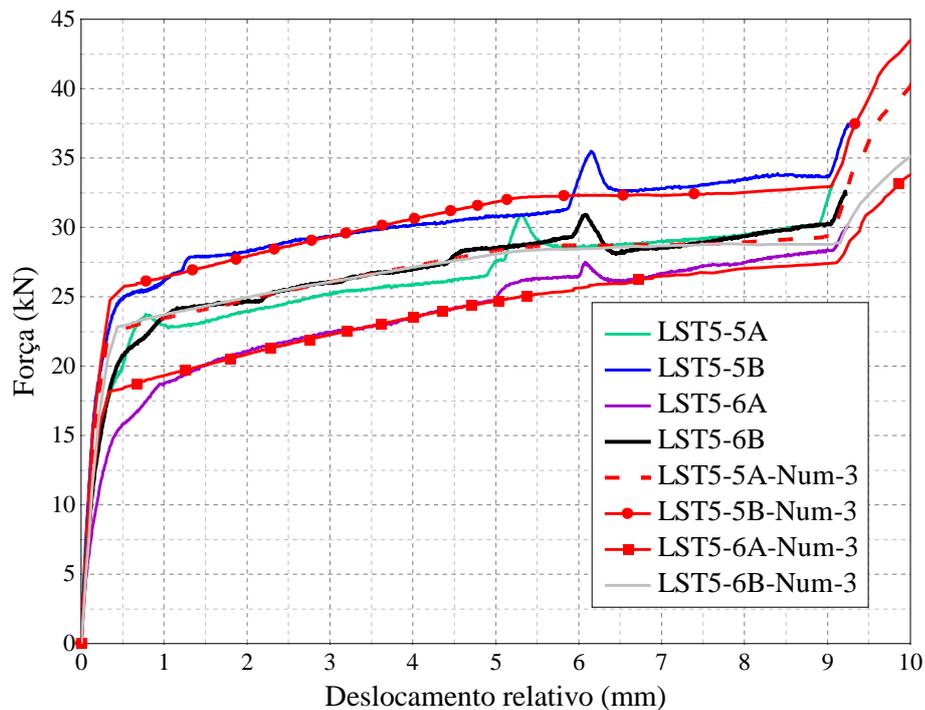
4.2.2. CORPOS DE PROVA DE CISALHAMENTO SIMPLES COM DISPOSITIVOS ESPECIAIS DE LIGAÇÃO

Para os corpos de prova de cisalhamento simples LST5-5A ($T_o = 52010$ N), LST5-5B ($T_o = 58811$ N), LST5-6A ($T_o = 47665$ N) e LST5-6B ($T_o = 52800$ N) apresentados na Tabela 3.1 (Capítulo 3), as curvas força-deslocamento relativo (Figura 4.15) também apresentaram um trecho de deslizamento relativo inclinado. Isso se deve a mesma questão de modificação da rugosidade das superfícies estudadas anteriormente. Logo, o modelo de contato entre as superfícies foi baseado nas análises dos ensaios de cisalhamento duplo do item 4.2.1. Portanto, adotou-se a mesma lei de evolução do coeficiente de atrito proposta por meio da Equação 4.3. Nos modelos LST5-5A-Num-3, LST5-5B-Num-3 e LST5-6B-Num-3, admitiram-se os parâmetros $\mu_i/\gamma/\mu_a/\mu_m$ iguais a 0,25/0,02/0,0/0,35 para os contatos chapa-chapa e $\mu_i/\gamma/\mu_a/\mu_m$ iguais a 0,22/0,02/0,0/0,35 para os contatos chapa-arruela/célula. Já no modelo LST5-6A-Num-3, os parâmetros de contato chapa-chapa foram $\mu_i/\gamma/\mu_a/\mu_m$ iguais a 0,25/0,02/0,0/0,4 e chapa-arruela/célula $\mu_i/\gamma/\mu_a/\mu_m$ iguais a 0,15/0,035/0,0/0,4. O coeficiente de atrito adicional acumulado (μ_a) foi tomado igual a zero, pois esses perfis não experimentaram um deslizamento prévio. A comparação entre os resultados numéricos e experimentais (Figura 4.15) representa a validade da Equação 4.3.

O coeficiente de atrito acumulado μ_a também foi analisado para os corpos de prova de cisalhamento simples. Para isso, o corpo de prova LST5-5A foi posicionado na configuração inicial (máximo deslizamento teórico de 8 mm) e ensaiado novamente. Esse processo foi realizado duas vezes. Os corpos de prova foram denominados de LST5-5AR (primeira

repetição) e LST5-5ARR (segunda repetição). Os parâmetros das superfícies de contato do modelo LST5-5AR-Num-3 foram $\mu_i/\gamma/\mu_a/\mu_m$ iguais a 0,25/0,02/0,1/0,4 para o contato chapa-chapa e $\mu_i/\gamma/\mu_a/\mu_m$ iguais a 0,22/0,02/0,0/0,35 para o contato chapa-arruela/célula. Os parâmetros das superfícies de contato do modelo LST5-5ARR-Num-3 foram $\mu_i/\gamma/\mu_a/\mu_m$ iguais a 0,25/0,02/0,1/0,45 para o contato chapa-chapa e $\mu_i/\gamma/\mu_a/\mu_m$ iguais a 0,22/0,02/0,0/0,35 para o contato chapa-arruela/célula. Os resultados dessas análises estão apresentados na Figura 4.16, juntamente com os resultados do corpo de prova LST5-5A e do modelo LST5-5A-Num-3.

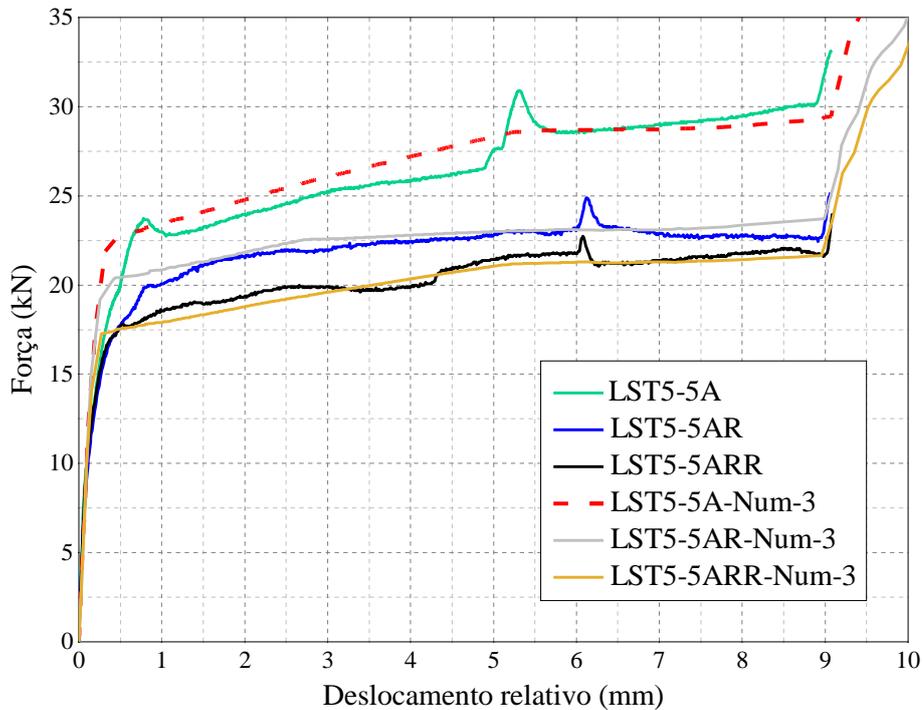
Figura 4.15 – Curvas experimentais e numéricas força-deslocamento relativo dos corpos de prova LST5-5A, LST5-5B, LST5-6A e LST5-6B e dos modelos LST5-5A-Num-3, LST5-5B-Num-3, LST5-6A-Num-3 e LST5-6B-Num-3 (modelos com o coeficiente de atrito variável ao longo da análise por meio do coeficiente de atrito relativo e acumulado).



Fonte: o Autor.

Nos exemplos anteriores, os parâmetros das superfícies de contato chapa-arruela especial e chapa-célula de carga foram simplificados admitidos iguais. Apesar das variações dos parâmetros do modelo de contato, teve-se como principal objetivo a validação da função “*bolt load*”, pois a célula de carga e a arruela especial não compõem a ligação parafusada típica desses sistemas de terças.

Figura 4.16 – Curvas experimental e numéricas força-deslocamento relativo do corpo de prova LST5-5A e dos modelos LST5-5A-Num-3, LST5-5AR-Num-3 e LST5-5ARR-Num-3 (modelos com o coeficiente variável ao longo da análise por meio do coeficiente de atrito relativo e acumulado).



Fonte: o Autor.

As diferenças entre as curvas experimentais e numéricas no início e no final dos trechos de deslizamentos relativos estão relacionadas às diferenças de posicionamento e de geometria entre os corpos de prova e os modelos numéricos. Partindo de um coeficiente de atrito inicial de 0,25, observa-se a evolução do coeficiente de atrito até um valor máximo entre 0,35 a 0,40, podendo atingir 0,45 nos casos com históricos de deslizamentos anteriores. Para esses exemplos, notaram-se a influência da modificação da rugosidade das superfícies em contato e a importância dos coeficientes de atrito relativo μ_r e acumulado μ_a .

4.2.3. CORPOS DE PROVA DE CISALHAMENTO SIMPLES COM DISPOSITIVOS TÍPICOS DE LIGAÇÃO

Neste item, apresentam-se as análises dos corpos de prova de cisalhamento simples com dispositivos típicos de ligação (Tabela 3.1). Esse dispositivo de ligação é constituído por

um parafuso, uma porca e uma arruela sob a porca. O aperto máximo dos parafusos foi aplicado por meio de um torquímetro calibrado em 200 N.m. Antes deste aperto, os dispositivos de ligação foram submetidos a uma condição de pré-torque. Os perfis foram posicionados de modo a desenvolver o máximo deslizamento relativo teórico de 8 mm, prática já utilizada em exemplos anteriores.

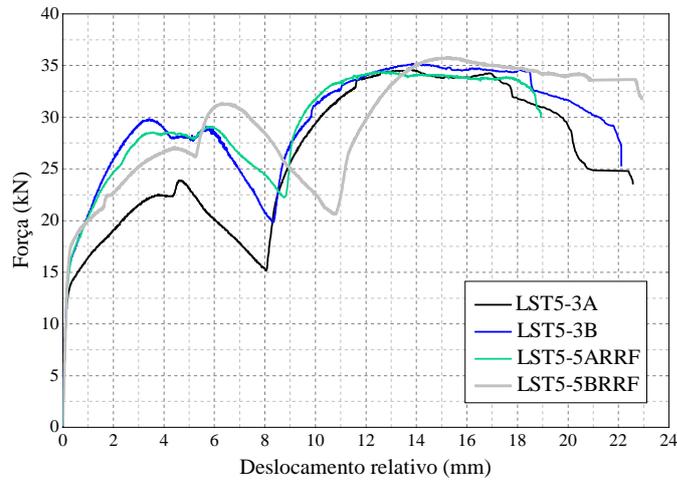
Como ideia já apresentada neste texto, os corpos de prova LST5-5ARR e LST5-5BRR foram recolocados na posição de deslizamento máximo e ensaiados novamente. Esses exemplares foram renomeados LST5-5ARRF e LST5-5BRRF, respectivamente. Outros dois corpos de prova, nomeados LST5-3A e LST5-3B e sem histórico de deslizamentos anteriores, foram ensaiados. Esses quatro corpos de prova são de espessura nominal de 1,75. A Figura 4.17 apresenta os resultados experimentais desses protótipos.

No modelo numérico do corpo de prova LST5-3A-Num-1 ($T_o = 35000$ N), testou-se um coeficiente de atrito inicial (μ_i) de 0,25 (constante durante a simulação). A consideração do coeficiente de atrito constante reduz consideravelmente o custo computacional. Ao comparar com o resultado experimental (Figura 4.18a), o resultado numérico diverge a partir de uma força de tração de 28 kN. Isso se deve aos mecanismos de interação do contato entre a borda do furo e o fuste do parafuso. Notou-se que o acabamento da rosca do fuste do parafuso nas proximidades da cabeça do parafuso é variável (Figura 4.18b). Logo, as áreas de contato entre essas duas superfícies modificam-se devido ao deslizamento da borda do furo sobre o fuste do parafuso. Esse fenômeno é favorecido pela rotação do parafuso oriunda da excentricidade da ligação. Entretanto, a consideração da rosca do fuste do parafuso torna-se custosa numericamente. Simplificadamente, esse efeito foi estudado por meio da desconsideração do atrito entre a borda do furo e o fuste do parafuso no modelo LST5-3A-Num-1b. O resultado dessa estratégia numérica também foi apresentado na Figura 4.18a.

A diferença entre a curva experimental e numérica após a força máxima (Figura 4.17) está relacionada ao rasgamento da borda do furo. No modelo numérico desta pesquisa, o comportamento trilinear do material (Figura 4.4) é representado apenas pela plasticidade, não contemplando a mecânica do dano e da fratura. Com isso, os modelos numéricos deste capítulo não reproduzem o decréscimo de rigidez devido ao rasgamento da borda do furo.

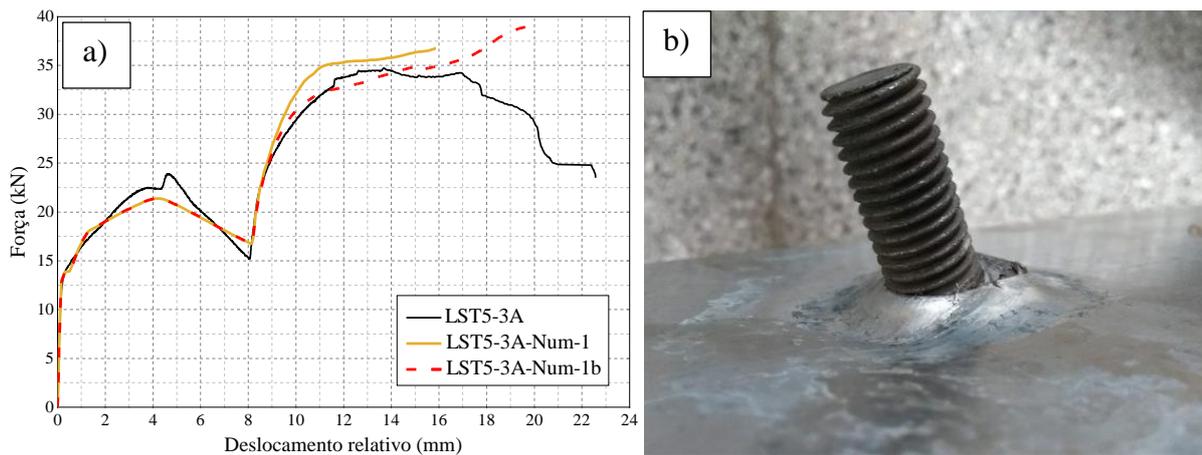
Em relação aos resultados dos modelos LST5-3B-Num-1b ($T_o = 45000$ N) e LST5-5ARRF-Num-1b ($T_o = 50000$ N) apresentados na Figura 4.19, o atrito entre a borda do furo e o fuste do parafuso também foi desprezado.

Figura 4.17 – Curvas experimentais força-deslocamento relativo dos corpos de prova LST5-3A, LST5-3B, LST5-5ARRF e LST5-5BRRF.



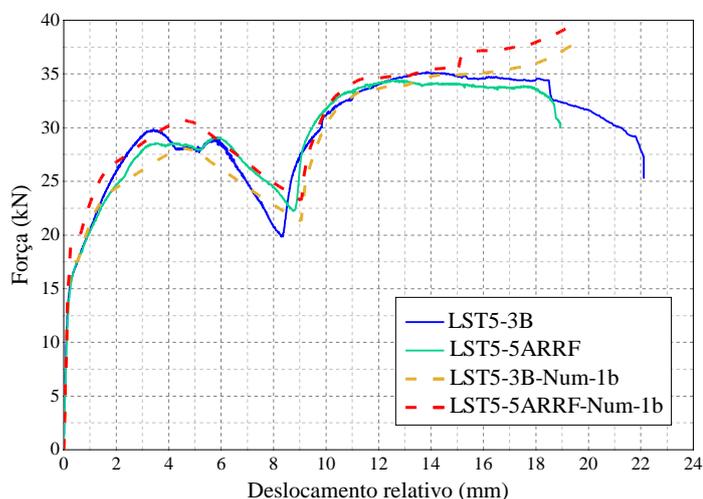
Fonte: o Autor.

Figura 4.18 – Análise do contato entre a borda do furo e as superfícies irregulares do fuste do parafuso: a) curvas experimental e numéricas força-deslocamento relativo do corpo de prova LST5-3A e dos modelos LST5-3A-Num-1 (coeficiente de atrito inicial de 0,25 e constante ao longo da análise) e LST5-3A-Num-1b (coeficiente de atrito inicial de 0,25 e constante ao longo da análise, com a desconsideração do atrito entre a borda do furo e o fuste do parafuso) e b) detalhe do contato entre a borda do furo e o fuste do parafuso após o ensaio do corpo de prova LST5-3A.



Fonte: o Autor.

Figura 4.19 – Curvas experimentais e numéricas força-deslocamento relativo dos corpos de prova LST5-3B e LST5-5ARRF e dos modelos LST5-3B-Num-1b e LST5-5ARRF-Num-1b (modelos com o coeficiente de atrito inicial de 0,25 e constante ao longo da análise, com a desconsideração do atrito entre a borda do furo e o fuste do parafuso).



Fonte: o Autor.

Referente ao corpo de prova LST5-5BRRF, o modelo LST5-5BRRF-Num-1c ($T_o = 45000$ N) foi simulado com um coeficiente de atrito de 0,25 para o contato entre a borda do furo e fuste do parafuso.

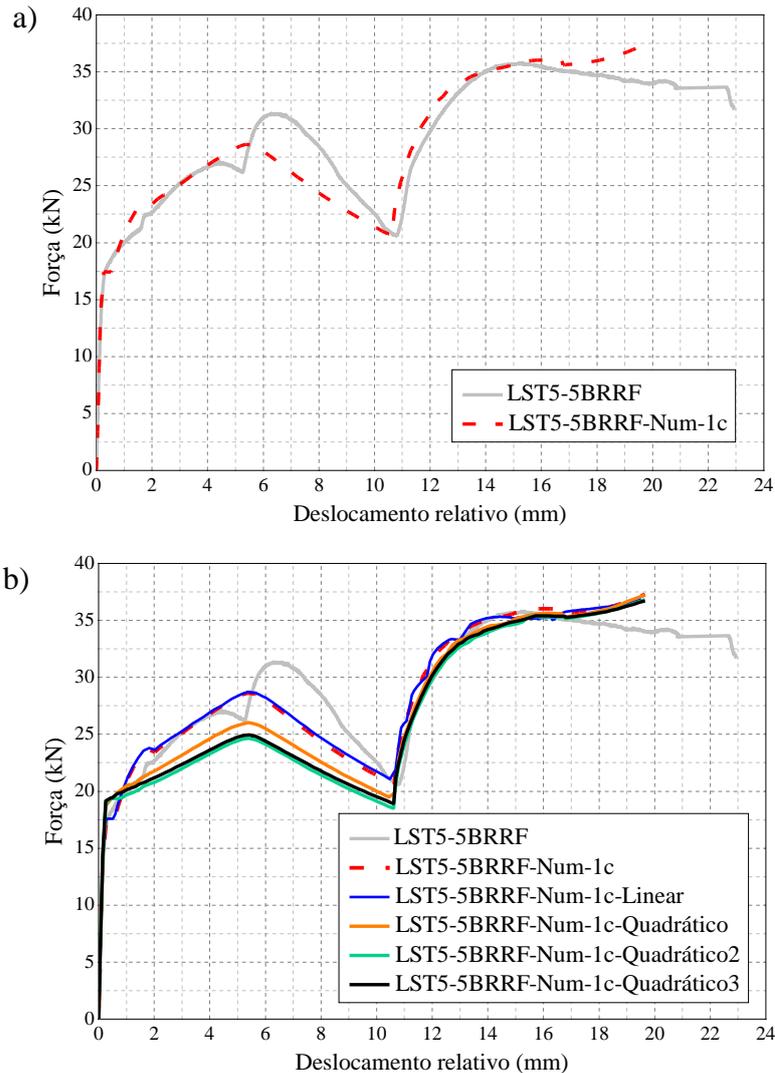
Para o corpo de prova LST5-5BRRF, observou-se um deslocamento relativo maior. Isso se deve ao contato entre a borda do furo e o fuste do parafuso se estabelecer na região rosqueada do parafuso, postergando o contato entre a borda do furo e o fuste do parafuso. Além disso, o encaixe da borda do furo na cavidade da rosca do parafuso dificulta o deslizamento da borda do furo sobre o fuste do parafuso. Esses fenômenos são favorecidos pelas pequenas espessuras (valor nominal de 1,75 mm, neste caso) das chapas utilizadas. Na simulação desse corpo de prova, a rosca do fuste do parafuso (modelo LST5-5BRRF-Num-1c) foi considerada simplificada por meio de uma redução de 5,13 % do diâmetro do parafuso. Essa redução tem como referência o diâmetro dos parafusos dos modelos LST5-3A-Num-1b, LST5-3B-Num-1b e LST5-5ARRF-Num-1b. Além disso, o modelo LST5-5BRRF-Num-1c ($T_o = 45000$ N) foi simulado com um coeficiente de atrito de 0,25, visando a simulação do encaixe entre a borda do furo e a cavidade da rosca do parafuso. As curvas força-deslocamento relativo do corpo de prova LST5-5BRRF e do modelo LST5-5BRRF-Num-1c estão apresentadas na Figura 4.20a.

O modelo LST5-5BRRF-Num-1c foi discretizado com elementos finitos lineares (C3D8I). Nos perfis desse modelo, empregou-se o elemento finito quadrático C3D20 na região do furo. Esse elemento finito de aproximação polinomial de ordem superior (C3D20) foi necessário para a simulação da plastificação (esmagamento) no estágio de contato entre a borda do furo e fuste do parafuso. Já o modelo LST5-5BRRF-Num-1c-Linear é idêntico ao modelo LST5-5BRRF-Num-1c, mas sem a consideração dos elementos finitos quadráticos na região do furo dos perfis. A Figura 4.20b traz os resultados dos modelos LST5-5BRRF-Num-1c e LST5-5BRRF-Num-1c-Linear e do corpo de prova LST5-5BRRF. A zona de transição entre o elemento finito linear e quadrático não representou alterações significativas nas curvas força-deslocamento relativo. Entretanto, a consideração do elemento quadrático na região do furo simulou de maneira mais adequada o contato entre a borda do furo e o fuste do parafuso.

Ainda em relação ao modelo LST5-5BRRF-Num-1c, o modelo LST5-5BRRF-Num-1c-Quadrático foi simulado com uma discretização em elementos quadráticos (C3D20). Em uma análise de convergência de malha, os modelos LST5-5BRRF-Num-1c-Quadrático2 e LST5-5BRRF-Num-1c-Quadrático3 foram discretizados na região dos furos com malhas 1,5 e 2 vezes menores, respectivamente. Essas simulações mostram a necessidade da consideração de um elemento finito de aproximação polinomial de ordem superior e a importância das análises de convergência de malha. Entretanto, esses modelos mais robustos exigiram um custo computacional elevado. Logo, essas estratégias de refinamento inviabilizaram as simulações dos sistemas de terças. Portanto, os modelos de cisalhamento simples e duplo deste capítulo são representados com a consideração dos elementos lineares e quadráticos, conforme estudado no modelo LST5-5BRRF-Num-1c. Já os modelos de terças foram simplificados pelas considerações admitidas no modelo LST5-5BRRF-Num-1c-Linear.

Similares aos corpos de prova de espessura nominal de 1,75 mm, três exemplares de espessura nominal de 1,25 mm foram analisados. Um exemplar denominado LST5-6BRRF (reaproveitado) e outros dois corpos de prova LST5-4A e LST5-4B (sem históricos de deslizamentos anteriores) foram ensaiados. Em relação ao modelo LST5-4B-Num-1b ($T_o = 40000$ N), o modelo LST5-4B-Num-1bc ($T_o = 40000$ N) teve uma redução de 5,13 % do diâmetro do fuste do parafuso. Isso se deve a consideração das possíveis irregularidades do fuste do parafuso, conforme investigado para o modelo LST5-5BRRF-Num-1c. A resistência da ligação foi atingida pouco após o contato entre a borda do furo e o fuste do parafuso para esses corpos de prova. Isso se justifica devido as pequenas espessuras dos perfis e a magnitude das forças de aperto dos parafusos. A Figura 4.21 apresenta a comparação entre os resultados experimentais e numéricos.

Figura 4.20 – Curvas experimental e numérica força-deslocamento relativo do corpo de prova LST5-5BRRF e do modelo LST5-5BRRF-Num-1c (coeficiente de atrito inicial de 0,25 e constante ao longo da análise, e redução de 5,13 % do diâmetro do parafuso em relação aos modelos LST5-3A-Num-1b, LST5-3B-Num-1b e LST5-5ARRF-Num-1b) e b) Análises de convergência de malha e de elementos finitos com diferentes aproximações polinomiais relacionadas a simulação numérico do corpo de prova LST5-5BRRF.

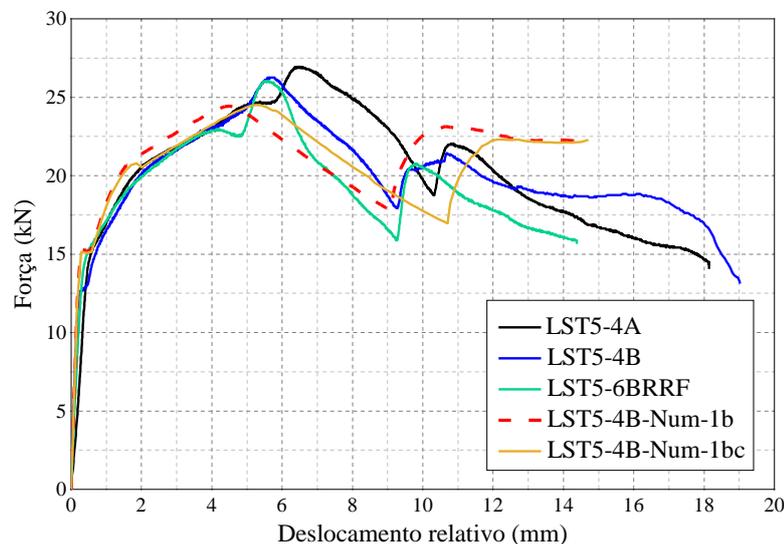


Fonte: o Autor.

Na Figura 4.22, apresentam-se os resultados dos corpos de prova de cisalhamento simples, com espessuras nominais de 1,95 mm. Esses corpos de prova foram submetidos a diferentes apertos dos dispositivos de ligação e posições relativas entre perfis (ou bordas dos furos) e o fuste do parafuso. Para esses corpos de prova, as mesmas estratégias anteriores foram adotadas nos modelos numéricos, com a consideração do coeficiente de atrito constante de 0,25 para todas as superfícies em contato. O atrito entre a borda do furo e o fuste do parafuso foi

considerado. Nessas simulações, os perfis foram posicionados de forma que o deslizamento relativo máximo final fosse igual ao experimental.

Figura 4.21 – Curvas experimentais e numéricas força-deslocamento relativo dos corpos de prova LST5-4A, LST5-4B e LST5-6BRRF e dos modelos LST5-4B-Num-1b (coeficiente de atrito inicial de 0,25 e constante ao longo da análise, com a desconsideração do atrito entre a borda do furo e o fuste do parafuso) e LST5-4B-Num-1bc (coeficiente de atrito inicial de 0,25 e constante ao longo da análise, com a desconsideração do atrito entre a borda do furo e o fuste do parafuso, e a redução de 5,13 % do diâmetro do parafuso em relação ao modelo LST5-4B-Num-1b).



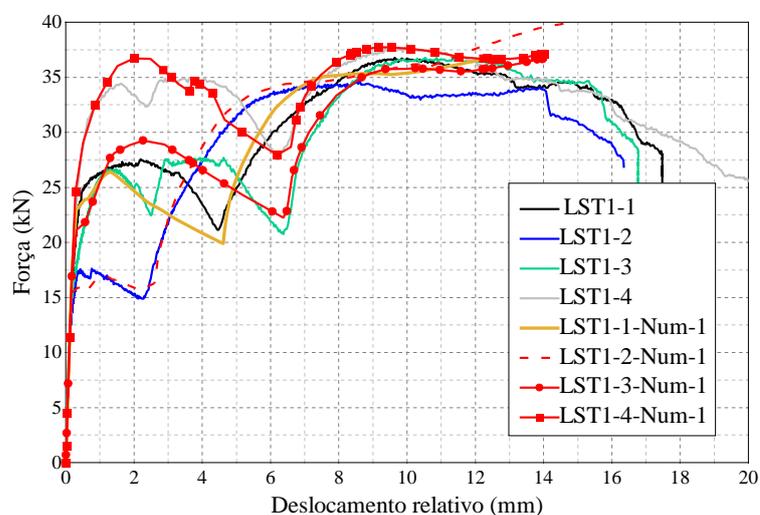
Fonte: o Autor.

A curva numérica do modelo LST1-1-Num-1 se mostrou mais rígida do que a curva experimental do corpo de prova LST1-1 (Figura 4.22). Esse comportamento não foi observado para os outros três corpos de prova. Essa diferença se iniciou já nos trechos iniciais logo após o contato borda-fuste. Isso se deve ao posicionamento aleatório dos furos e os pequenos desvios na geometria durante a fabricação e/ou montagem.

Quando o contato entre a borda dos furos e o fuste do parafuso é estabelecido nos pontos extremos dos furos, a rigidez é máxima. Caso contrário, se os contatos são estabelecidos entre os pontos intermediários das bordas dos furos e o fuste do parafuso, essa rigidez é menor. Esse comportamento foi estudado por meio de um desalinhamento relativo entre furos. Quando a rigidez é máxima, os furos foram centralizados a 75 mm da lateral, isto é, na metade da largura nominal do perfil (modelo LST1-1-Num-1). Nos corpos de prova com desalinhamento entre

furos, o centro do furo de um dos perfis da dupla foi posicionado a 73 mm de uma lateral e a 77 mm da outra lateral (modelo LST1-1-Num-1d). A Figura 4.23 ilustra a diferença entre esses modelos em relação a curva experimental do corpo de prova LST1-1. Com isso, destaca-se a variação da rigidez do sistema de acordo com as diferentes possibilidades de contato entre a borda do furo e o fuste do parafuso.

Figura 4.22 – Curvas experimentais e numéricas força-deslocamento relativo dos corpos de prova LST1-1, LST1-2, LST1-3 e LST1-4 e dos modelos LST1-1-Num-1 ($T_o = 58000$ N), LST1-2-Num-1 ($T_o = 40000$ N), LST1-3-Num-1 ($T_o = 56000$ N) e LST1-4-Num-1 ($T_o = 75000$ N) (modelos com o coeficiente de atrito inicial de 0,25 e constante ao longo da análise).

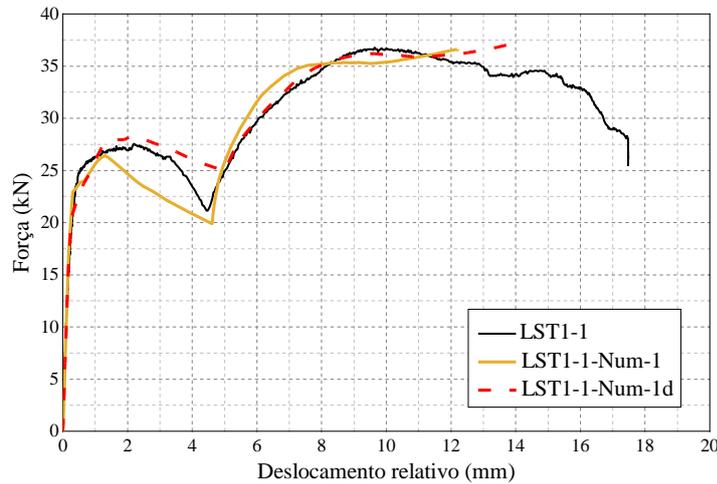


Fonte: o Autor.

Na Figura 4.24, apresentam-se os resultados dos corpos de prova de cisalhamento simples, com espessuras nominais de 3,00 mm. Os apertos dos parafusos e o posicionamento dos perfis são aleatórios de forma similar aos corpos de prova do grupo LST1 (Figura 4.22). Para os corpos de prova LST2-1 e LST2-4, observam-se as mesmas questões discutidas para o corpo de prova LST1-1 (Figura 4.23).

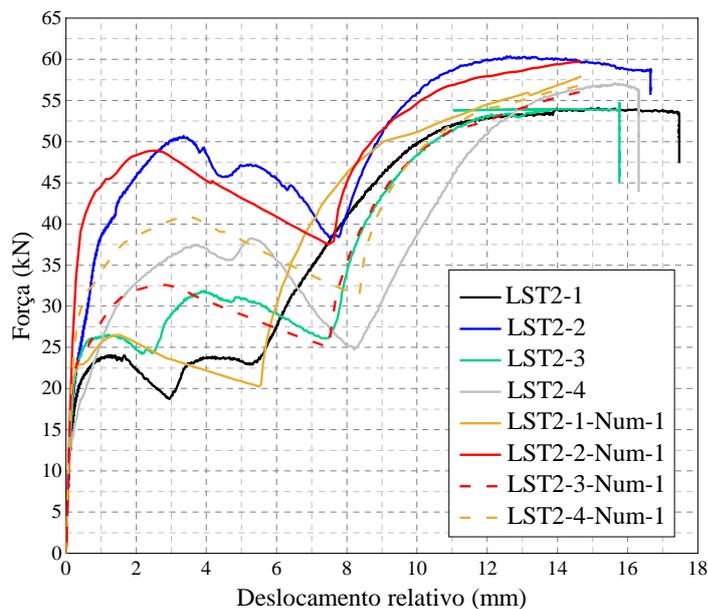
Os corpos de prova da Figura 4.25 foram ensaiados com os parafusos na condição de pré-torque (aperto com chave de mão) e folga máxima teórica de 8 mm (deslizamento máximo). Os modelos numéricos LST5-1A-Num-1e ($T_o = 5000$ N) e LST5-2A-Num-1e ($T_o = 5000$ N) (Figura 4.25) foram analisados desconsiderando o atrito entre as superfícies chapa-chapa, chapa-arruela, chapa-cabeça e porca-arruela. Apesar da existência de uma pequena resistência ao deslizamento no estágio de deslizamento, essas respostas mostram a redução ou a anulação do coeficiente de atrito para as pequenas forças de aperto dos parafusos.

Figura 4.23 – Curvas experimental e numéricas força-deslocamento relativo do corpo de prova LST1-1 e dos modelos LST1-1-Num-1 ($T_o = 58000$ N) (coeficiente de atrito inicial de 0,25 e constante ao longo da análise) e LST1-1-Num-1d ($T_o = 58000$ N) (coeficiente de atrito inicial de 0,25 e constante ao longo da análise, e perfis com desalinhamento entre furos na região da ligação).



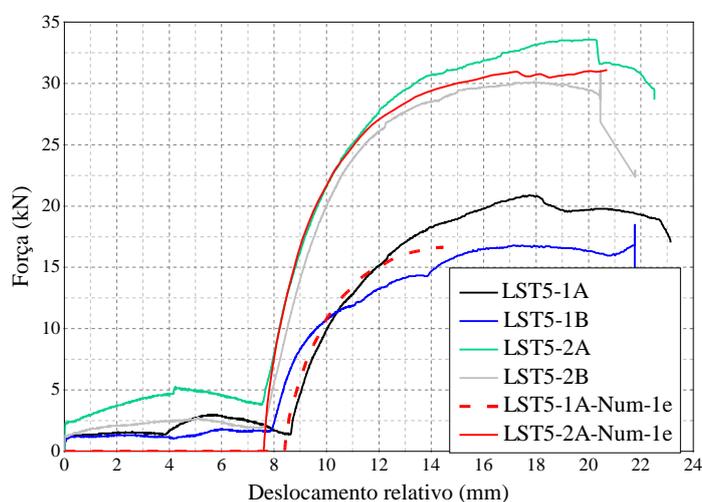
Fonte: o Autor.

Figura 4.24 – Curvas experimentais e numéricas força-deslocamento relativo dos corpos de prova LST2-1, LST2-2, LST2-3 e LST2-4 e dos modelos LST2-1-Num-1 ($T_o = 55000$ N), LST2-2-Num-1 ($T_o = 100000$ N), LST2-3-Num-1 ($T_o = 60000$ N) e LST2-4-Num-1 ($T_o = 75000$ N) (modelos com o coeficiente de atrito inicial de 0,25 e constante ao longo da análise).



Fonte: o Autor.

Figura 4.25 – Curvas experimentais e numéricas força-deslocamento relativo dos corpos de prova LST5-1A, LST5-1B, LST5-2A e LST5-2B e dos modelos LST5-1A-Num-1e ($T_o = 5000$ N) e LST5-2A-Num-1e ($T_o = 5000$ N) (modelos sem atrito entre as superfícies chapa-chapa, chapa-arruela, chapa-cabeça do parafuso e porca-arruela).



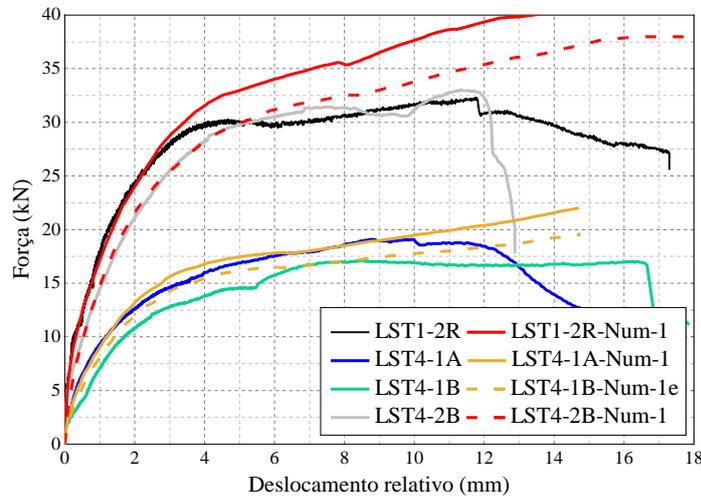
Fonte: o Autor.

As variáveis dos corpos de prova da Figura 4.26 estão apresentadas na Tabela 3.1 do Capítulo 3). Esses corpos de prova foram ensaiados com os parafusos pré-tensionados (chave de mão) e folga máxima teórica nula (deslizamento mínimo). O modelo LST1-2R-Num-1 foi simulado na condição de aperto do parafuso (T_o) igual a 10000 N e um coeficiente de atrito igual a 0,25. Os modelos LST4-1A-Num-1 e LST4-2B-Num-1 foram simulados na condição de aperto do parafuso (T_o) igual a 5000 N e um coeficiente de atrito igual a 0,1. No modelo LST4-1B-Num-1e ($T_o=5000$ N), desconsiderou-se o atrito entre as superfícies. Esses resultados foram incluídos nas Figuras 4.26. Essa variação da força de aperto está condicionada ao difícil controle do aperto manual desses dispositivos de ligação. Com isso, as diferentes magnitudes de aperto dos parafusos podem resultar em coeficientes de atrito entre 0 e 0,25.

Além das análises anteriores, o modelo LST1-2R-Num-1e ($T_o = 10000$ N) foi simulado desconsiderando o atrito entre as superfícies (Figura 4.27a). Assim, observou-se uma zona de transição entre um estágio com o coeficiente de atrito de 0,25 (LST1-2R-Num-1) e um estágio com atrito desprezível (LST1-2R-Num-1e). Nesse trecho de transição, tem-se a variação do coeficiente de atrito atribuída as mudanças das condições de interação entre as superfícies em contato. Para o modelo LST1-2R-Num-1f ($T_o = 10000$ N), essa zona de transição da rugosidade foi investigada considerando uma redução linear do coeficiente de atrito de 0,25 até 0,01. Tal variação deu-se dentro do trecho de divergência entre as curvas dos modelos com atrito e sem

atrimento da Figura 4.27a. Essa mesma análise foi feita para o corpo de prova LST4-2B e o modelo LST4-2B-1 (Figura 4.27b). A zona de transição de rugosidade foi investigada por meio do modelo LST4-2B-1f ($T_o = 5000$ N), com uma redução linear do coeficiente de atrito de 0,1 até 0,01.

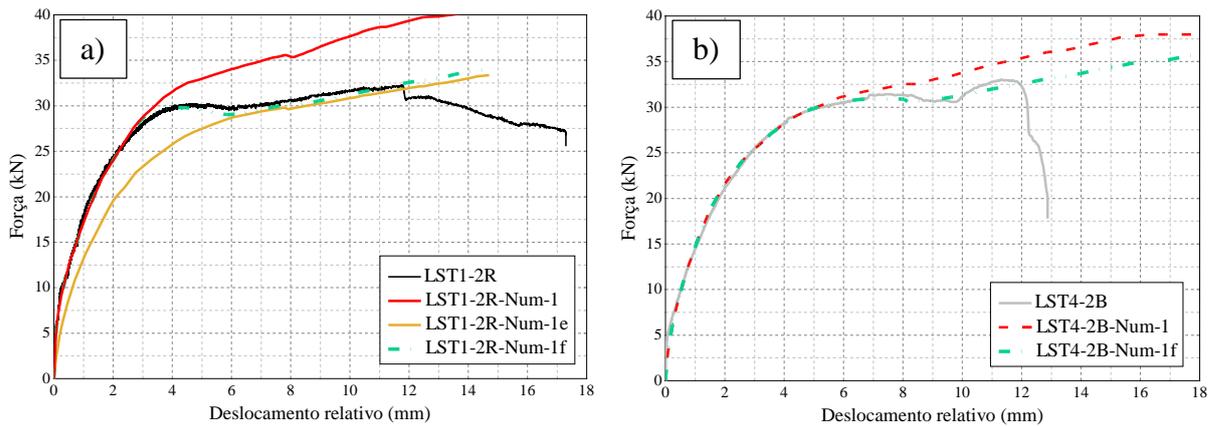
Figura 4.26 – Curvas experimentais e numéricas força-deslocamento relativo dos corpos de prova LST4-1A, LST4-1B, LST4-2B e LST1-2R e dos modelos LST4-1B-Num-1e (sem atrito entre as superfícies chapa-chapa, chapa-arruela, chapa-cabeça e porca-arruela), LST4-1A-Num-1, LST4-2B-Num-1 e LST1-2R-Num-1 (modelos com o coeficiente de atrito inicial de 0,1 ou 0,25 e constante ao longo da análise).



Fonte: o Autor.

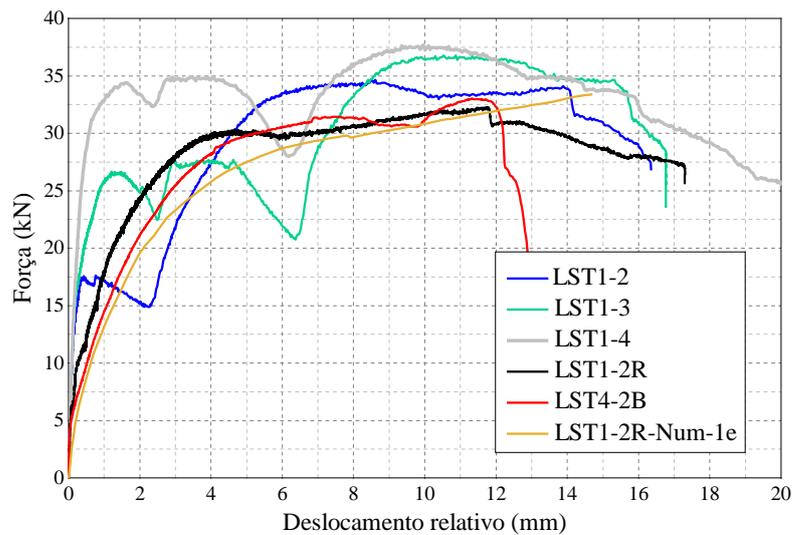
A comparação entre as respostas dos corpos de prova com parafusos torquoados (LST1-2, LST1-3 e LST1-4) e com parafusos na condição de pré-torque (LST1-2R e LST4-2) mostram a convergência para a mesma direção nos trechos finais das curvas força-deslocamento relativo (Figura 4.28). Nesta figura, plotou-se também a resposta numérica do exemplar LST1-2R-Num-1e, cujos atritos entre as superfícies foram desconsiderados. Nota-se que a zona de transição do coeficiente de atrito está presente em ambas as condições de aperto do parafuso. Entretanto, os sistemas de terças devem ser modelados com essa zona de transição apenas se a análise atingir esse estágio, reduzindo a complexidade do problema numérico.

Figura 4.27 – Curvas força-deslocamento relativo dos exemplares: a) LST1-2R, LST1-2R-Num-1 (coeficiente de atrito inicial de 0,25 e constante ao longo da análise), LST1-2R-Num-1e (coeficiente de atrito nulo entre as superfícies chapa-chapa, chapa-arruela, chapa-cabeça e porca-arruela) e LST1-2R-Num-1f (coeficiente de atrito inicial de 0,25 e variável ao longo da análise por meio de uma zona de transição) e b) LST4-2B, LST4-2B-Num-1 (coeficiente de atrito inicial de 0,1 e constante ao longo da análise) e LST4-2B-Num-1f (coeficiente de atrito inicial de 0,25 e variável ao longo da análise por meio de uma zona de transição).



Fonte: o Autor.

Figura 4.28 – Curvas força-deslocamento relativo dos corpos de prova LST1-2, LST1-3, LST1-4, LST1-2R e LST4-2 e do modelo LST1-2R-Num-1e (sem atrito entre as superfícies chapa-chapa, chapa-arruela, chapa-cabeça e porca-arruela).



Fonte: o Autor.

Os ensaios de cisalhamento simples, com diferentes condições de aperto dos dispositivos de ligação, exemplificaram a importância da correta consideração da força de aperto do dispositivo de ligação e do coeficiente de atrito.

Um coeficiente de atrito constante de 0,25 representou adequadamente os exemplares de cisalhamento simples com dispositivo típico de ligação (parafuso, porca e arruela). A consideração do coeficiente de atrito constante reduziu significativamente o custo computacional. Entretanto, as forças de aperto desses dispositivos de ligação variaram entre 35 a 50 kN para um torque de 200 N.m. Portanto, o engenheiro deve atentar a significativa variação do dispositivo de ligação para um mesmo torque, conferindo segurança estrutural.

O controle do aperto do dispositivo de ligação com chave de mão (condição de pré-torque) foi mais complexo e o coeficiente de atrito resultante variou de 0,25 a aproximadamente zero. Esses resultados exemplificaram as baixas resistências ao deslizamento proporcionadas por essa condição de aperto dos dispositivos de ligação.

A partir de um nível de deslizamento relativo, as análises mostram uma zona de transição do coeficiente de atrito atual até um atrito desprezível. Essa transição do coeficiente de atrito ocorreu dentro de uma determinada faixa de deslizamento. Esse fenômeno ocorreu nas proximidades do ponto de máxima força do corpo de prova de cisalhamento, sendo um estágio com deformações significativas (esmagamento) da borda do furo. Devido as pequenas espessuras dos perfis utilizados nos sistemas de terças, os mecanismos de instabilidade geralmente ocorrem antes do esmagamento da borda do furo e do início da zona de transição.

Para uma determinada espessura e um material dos perfis ou das chapas, a rigidez da borda do furo variou com os desalinhamentos dos furos, as deformações da borda do furo (plastificação), a rotação do dispositivo de ligação, o contato da borda do furo com a região rosqueada ou com as irregularidades superficiais do fuste do parafuso provenientes do processo de fabricação.

4.3.RELAÇÃO TORQUE-FORÇA DE APERTO DO DISPOSITIVO DE LIGAÇÃO

Com o auxílio de um torquímetro, os dispositivos de ligação foram apertados em quatro etapas. Para isso, o torquímetro foi ajustado para a aplicação dos momentos de torção de 70, 100, 150 e 200 kN.mm. A cada etapa, os valores registrados pela célula de carga foram idealmente associados a “força de tração no fuste do parafuso ou força de aperto do parafuso (T_o)”. A Figura 4.29 apresenta os valores dessa força de tração no fuste do parafuso para cada momento de torção aplicado, considerando uma amostra de 12 exemplares (E1 a E12). Com base nos resultados médios apresentados na Tabela 4.1 e na Figura 4.29, os valores de momento de torção (M_o) e de força de tração (T_o) foram relacionados por meio da Equação 4.4. Essas duas variáveis foram associadas a um coeficiente k e ao diâmetro nominal do parafuso D (neste estudo, $D = 16$ mm). Assim, a força de tração inicial no “fuste do parafuso” (T_o) pode ser estimada atentando aos valores médios e aos desvios padrões apresentados na Tabela 4.1. No entanto, tal equação aplica-se diretamente aos ensaios de cisalhamento com dispositivos especiais de ligação desta pesquisa.

$$T_o = \frac{M_o}{kD} \quad (4.4)$$

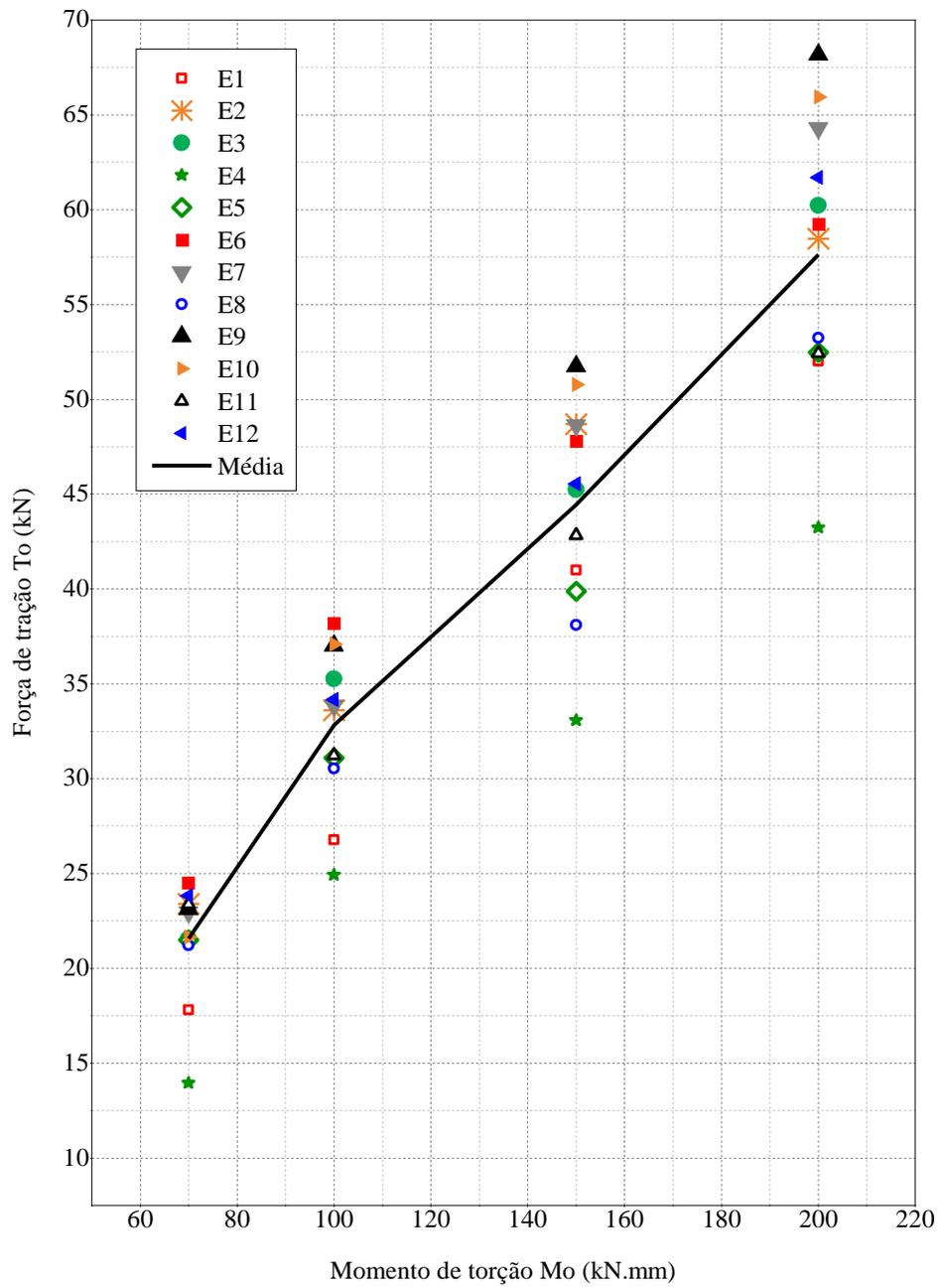
Tabela 4.1 – Valores de força de tração no fuste do parafuso (T_o) e do momento torsor (M_o).

Momento de torção M_o (kN.mm)	Força de tração T_o (kN)		Coeficiente k ^{b)}
	Média ^{a)}	Desvio padrão ^{a)}	
70	21,573	2,970	0,203
100	32,811	4,089	0,190
150	44,444	5,616	0,211
200	57,623	7,157	0,217

^{a)} Amostra de dados $n=12$

^{b)} Diâmetro nominal do parafuso $d = 16$ mm

Figura 4.29 – Valores da força de tração no fuste do parafuso (T_o) para cada momento de torção aplicado (M_o) referentes a uma amostra de 12 testes.



Fonte: o Autor.

5 ANÁLISE NUMÉRICA APLICADA A SISTEMAS DE TERÇAS

Neste capítulo são apresentadas as principais estratégias numéricas desenvolvidas para as simulações dos sistemas de terças contínuas por meio de ligações parafusadas. Essas estratégias foram testadas para as simulações dos sistemas de terças apresentados por Pham et al. (2014) e Gilio (2016). Trata-se de sistemas de terças contínuas por meio de luva ou transpasse, biapoidos e submetidos a uma força concentrada a meio vão. Esses protótipos são ideais para o estudo do comportamento estrutural da ligação até a sua falha.

O comportamento da ligação nas regiões dos furos foi considerado com base nos estudos do Capítulo 4. Essas considerações são imprescindíveis em análises mais avançadas desses sistemas de cobertura. Além disso, destacam-se também as estratégias numéricas desenvolvidas para a consideração dos travamentos laterais, dos suportes típicos utilizados nos apoios e na aplicação de deslocamento (“força concentrada a meio vão”).

As estratégias numéricas desenvolvidas nesta pesquisa foram extrapoladas para as simulações de sistemas de terças de dois tramos contínuos por meio de luvas. Trata-se de sistemas de terças tri-apoiados (hiperestáticos), submetidos a uma força concentrada ao longo de cada vão. A análise dessas estruturas hiperestáticas foi importante para a validação das hipóteses admitidas nos estudos de terças biapoiados (isostáticas). Além disso, esses modelos de dois vãos permitiram a investigação da viabilidade do modelo simplificado barra-mola proposto por Gilio et al. (2018) para a análise estrutural desses sistemas de terças contínuas.

5.1.DESCRICÃO GERAL DO MODELO NÚMÉRICO

Os modelos numéricos de terças desta pesquisa foram criados em elementos finitos, utilizando as ferramentas do software comercial Abaqus[®]. Conforme apresentado no Capítulo 3, os protótipos de terças biapoidos são comumente montados em duas linhas de terças. Trata-se de uma estratégia experimental para a consideração dos travamentos laterais. Em relação a configuração geométrica, os protótipos de terças contínuas por meio de luva apresentam um eixo de simetria entre as linhas de terças (sentido longitudinal) e outro eixo de simetria a meio vão (sentido transversal). Assim, alguns autores modelam apenas um quarto do protótipo como uma estratégia de simplificação numérica. Já as terças contínuas por meio de transpasse, a simetria se verifica apenas entre as linhas de terças no sentido longitudinal devido a configuração assimétrica da ligação.

Diferenças na condição de aperto entre os parafusos de uma mesma ligação geram uma assimetria no comportamento estrutural da ligação. A fim de capturar essa assimetria, admitiu-se apenas simetria longitudinal para o protótipo ZB63-L63 de terças contínuas por meio de luva de Gilio (2016), permitindo a consideração de diferentes condições de aperto dos parafusos de uma mesma ligação.

Os deslizamentos relativos nas regiões dos furos da ligação têm um papel significativo no comportamento estrutural desses sistemas de terças. Esses deslizamentos são favorecidos pelas folgas de furação. Os furos maiores que o diâmetro do fuste do parafuso (folgas de furação) são necessários para a montagem desses sistemas de cobertura. Logo, os furos e os parafusos foram modelados com suas dimensões nominais.

Elementos de contato normal e tangencial foram utilizados para a representação das interações entre todos os componentes das ligações, seguindo as considerações do Capítulo 4. Um coeficiente de atrito de 0,25 foi proposto para a evolução do contato tangencial de todos os modelos deste capítulo. Esse valor é oriundo das análises do coeficiente de atrito inicial (contato chapa-chapa) dos corpos de prova de cisalhamento duplo LST7-5A, LST7-5AR, LST7-5B, LST7-6A e LST7-6B, conforme apresentado no item 4.1 desta pesquisa. Para estudos específicos, outros coeficientes de atrito foram utilizados e justificados neste capítulo.

O elemento finito linear C3D8I foi utilizado para a simulação de todos os componentes dos modelos de terças. A discretização da malha e o tipo de elemento finito segue a mesma proposta dos modelos de cisalhamento simples e duplo do Capítulo 4. O elemento finito quadrático C3D20 foi necessário nos modelos de cisalhamento devido ao significativo esmagamento (plastificação) da borda do furo. Para os modelos de terças testados nesta pesquisa, não foi necessário a utilização desse elemento quadrático. Isso por que não houve o esmagamento da borda dos furos nos modelos de terças.

As simulações de terças foram divididas em dois estágios (*Steps*). No *Step-1*, os parafusos do modelo numérico são apertados por meio da ferramenta “*bolt-load*” (disponível no Abaqus® e apresentada no Capítulo 4). No *Step-2*, os sistemas de terças são carregados por incrementos de deslocamento. Os dois estágios da análise são não lineares e incluem o contato entre as superfícies (não linearidade de contato), a plasticidade (não linearidade física) e a teoria de grandes deslocamentos (não linearidade geométrica).

Nos casos estudados, a aplicação dos deslocamentos foi sempre crescente. Assim, as equações não lineares foram solucionadas pelo método de Newton Rapson. Sistemas de terças submetidos a ciclos de carga e descarga não foram investigados nesta pesquisa. Essas análises

podem propiciar particularidades no comportamento estrutural desses sistemas de terças e carecem de um estudo específico.

A plasticidade foi considerada por meio do modelo tri-linear com encruamento isotrópico, conforme apresentado no Capítulo 4. Na simulação numérica do protótipo de terças de Pham et al. (2014), adotou-se o modelo elasto-plástico perfeito.

As seções transversais dos perfis foram modeladas com as dimensões medidas em laboratório (Tabela 3.2). O revestimento de zinco foi desconsiderado nas análises estruturais devido às suas propriedades mecânicas desprezíveis em relação ao aço. Os parafusos foram modelados com as mesmas estratégias do Capítulo 4. Já os sistemas de apoio, de aplicação de deslocamento e de travamento lateral foram simplificados com o objetivo de reduzir a complexidade do modelo.

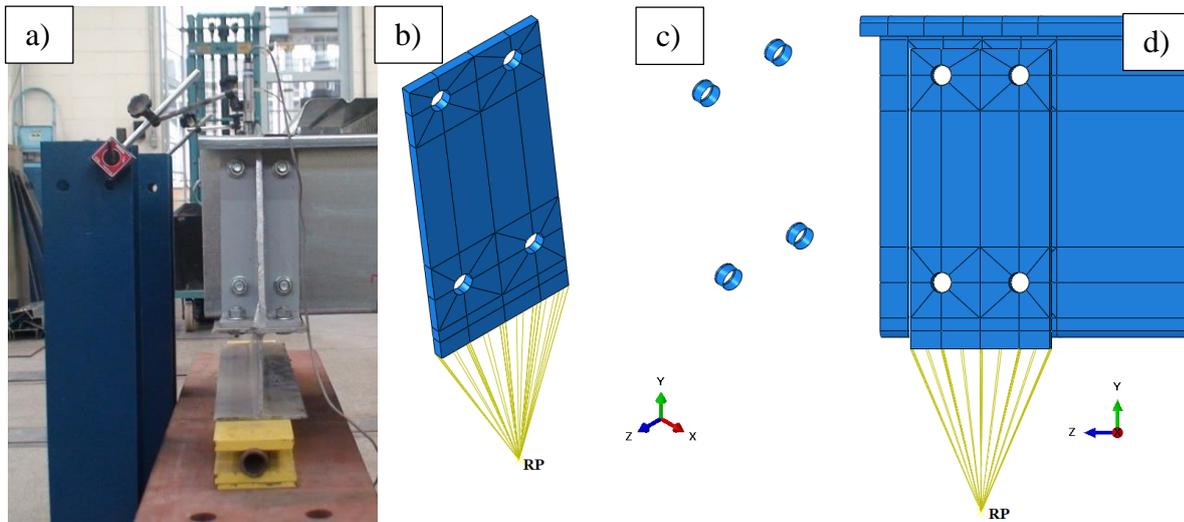
Conforme proporcionado nos ensaios de terças, os apoios (Figura 5.1a) permitem o giro em torno do eixo perpendicular ao plano da alma do perfil e restringem os deslocamentos verticais e, dependendo do tipo de apoio, os deslocamentos horizontais. O suporte típico utilizado nos sistemas de apoio apresenta um comportamento rígido em relação aos perfis formados a frio. Simplificadamente, a chapa do suporte foi modelada com suas dimensões de projeto e os enrijecedores foram suprimidos (Figura 5.1b). Os deslocamentos da chapa na direção do eixo x (fora do plano da chapa) foram restringidos. Os parafusos foram simplificados por meio de cascas cilíndricas rígidas (Figura 5.1c), com diâmetro igual ao diâmetro do furo. Essa idealização dos parafusos será denominada ao longo do texto pela sigla PR (Parafusos Rígidos). A interação entre a chapa de apoio e a alma do perfil (Figura 5.1d) foi considerada, permitindo a separação das superfícies após o contato. Uma compatibilização total de deslocamentos foi imposta entre as superfícies cilíndricas dos parafusos e das bordas dos furos. Tal simplificação visa reproduzir uma condição dos parafusos apertados, desconsiderando os deslocamentos relativos entre as bordas dos furos.

Essa chapa se apoia em um ponto de referência (RP das Figuras 5.1b e 5.1d) posicionado a uma distância de 160 mm da chapa. Essa distância foi calculada levando em consideração à altura do perfil W150x22.5 (H) e o sistema de apoio desse perfil W (chapa superior, rolete e chapa inferior na Figura 5.1a). Esse ponto de referência foi associado ao plano transversal inferior da chapa por meio de barras rígidas. A translação vertical desse ponto de referência foi restringida. Desse modo, as rotações em torno do eixo x são liberadas e os deslocamentos verticais na direção do eixo y e fora do plano na direção do eixo x foram restringidos nos apoios.

O sistema de aplicação de deslocamento (Figura 5.2a) seguiu uma estratégia similar a chapa de apoio, mas os incrementos de deslocamento vertical (“incrementos de força”) foram introduzidos diretamente no plano transversal superior da chapa (Figura 5.2b). Os dispositivos de ligação (Figura 5.2c) foram modelados com as estratégias desenvolvidas no Capítulo 4 e foram denominados ao longo deste texto pela sigla PS (Parafusos Sólidos).

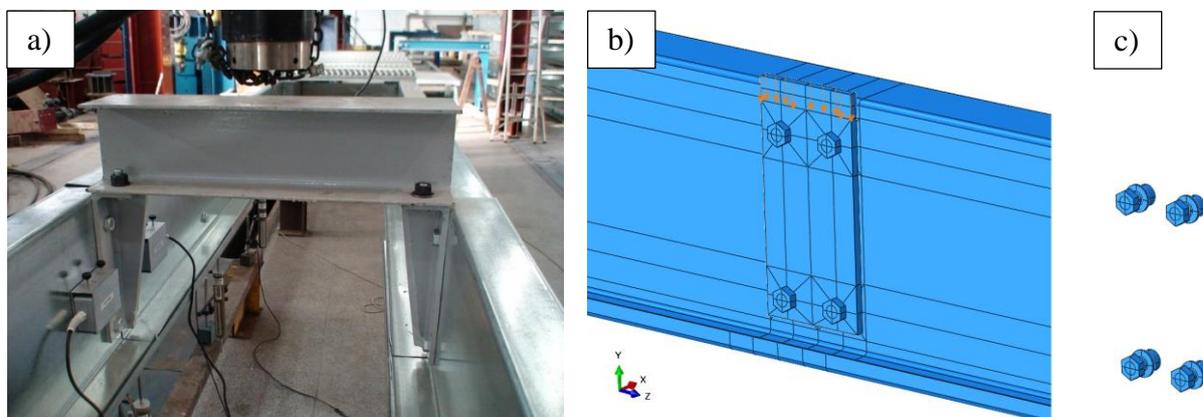
Os travamentos laterais conectados nas almas dos perfis entre linhas de terças (Figura 5.3a) foram considerados por meio de linhas verticais na superfície da alma do perfil. Essas linhas tiveram os deslocamentos na direção do eixo x impedidos (Figura 5.3c). A consideração dos painéis metálicos nas proximidades dos apoios (Figura 5.3b) deu-se por meio de travamentos dos deslocamentos das mesas na direção do eixo x (Figura 5.3c).

Figura 5.1 – Simplificação dos suportes utilizados nos sistemas de apoio: a) sistema de apoio fixo empregado nos protótipos de terças de Gilio (2016), b) consideração do suporte de apoio por meio de uma chapa, c) idealização dos parafusos por meio de cascas cilíndricas rígidas e d) sistema de apoio utilizado nas simulações numéricas dos sistemas de terças.



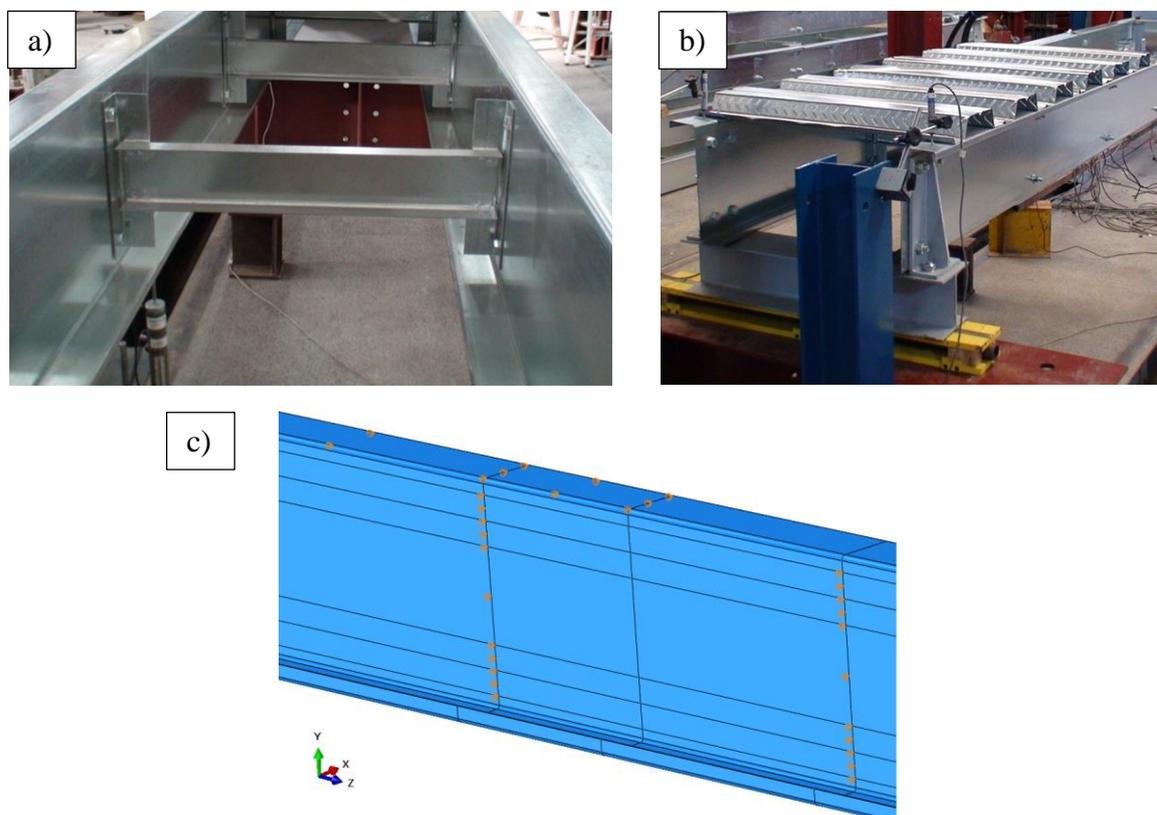
Fonte: o Autor (Figura 5.1a) e Abaqus® (Figura 5.1b-d).

Figura 5.2 – Simplificação dos suportes utilizados no sistema de aplicação de deslocamento: a) sistema de aplicação de deslocamento empregado nos protótipos de terças de Gilio (2016), b) sistema de aplicação de deslocamentos utilizado nas simulações numéricas dos sistemas de terças e c) dispositivos de ligação estudados no Capítulo 4.



Fonte: o Autor (Figura 5.2a) e Abaqus® (Figura 5.2b-c).

Figura 5.3 – Simplificação dos travamentos laterais: a) sistema de travamento lateral fixado na alma dos perfis entre linhas de terças, b) sistema de travamento lateral das mesas dos perfis nas proximidades dos apoios e c) simplificações dos travamentos laterais das simulações numéricas dos sistemas de terças apresentados nas Figuras 5.3a-b.



Fonte: o Autor (Figura 5.3a-b) e Abaqus® (Figura 5.3c).

5.2.RESULTADOS DA ANÁLISE NUMÉRICA

5.2.1. SISTEMAS DE TERÇAS CONTÍNUAS FISICAMENTE

Inicialmente, modelou-se o protótipo ZB63-C de Gilio (2016) para as validações de modelagem dos sistemas de apoio e de aplicação de deslocamento. Esse protótipo é formado por duas linhas de terças (Terça1 e Terça2) contínuas fisicamente, conforme apresentado no Capítulo 3. A Figura 5.4 apresenta as curvas experimentais e numéricas força-deslocamento no meio do vão para esse protótipo. As curvas experimentais, nomeadas ZB63-L63-Terça1 e ZB63-L63-Terça2, representam a simetria longitudinal do comportamento estrutural esperado para a Terça 1 e a Terça 2 do conjunto. Logo, modelou-se apenas uma linha de terça da dupla, admitindo a hipótese de simetria longitudinal.

As curvas experimentais força-deslocamento dos protótipos de terças de Gilio (2016) (Figuras 5.4 e 5.5) foram estabelecidas em relação a força experimental total (F_t) e os respectivos deslocamentos a meio de vão da Terça 1 (d_1) e da Terça 2 (d_2). Para isso, a parcela da força experimental total (F_t) atribuída a cada terça (Terça 1 e Terça 2) foi determinada em relação os deslocamentos (d_1 e d_2). A parcela da força experimental total da Terça 1 é igual a $F_t d_1/(d_1+d_2)$ e da Terça 2 é igual a $F_t d_2/(d_1+d_2)$. Simplificadamente, adotou-se um valor médio da relação $d_1/(d_1+d_2)$ e $d_2/(d_1+d_2)$, cujos valores foram determinados na fase linear (trecho compreendido entre $0,1F_t$ e $0,6F_t$). As curvas experimentais força-deslocamento no meio do vão foram interrompidas no ponto de força máxima. A partir desse ponto, considera-se a falha estrutural desses sistemas de terças. Além disso, perde-se a validade da estratégia idealizada para a divisão da força experimental total (F_t).

O comportamento teórico elástico linear (ZB63-C-EL) da Figura 5.4 foi calculado por meio da Equação 5.1. Os modelos ZB63-C-PS50 e ZB63-C-PR representam as estratégias numéricas admitidas para o sistema de aplicação de deslocamento. O modelo ZB63-C-PS50 representa a estratégia de parafusos sólidos (PS) desenvolvidas no Capítulo 4 e o modelo ZB63-C-PR simula os parafusos por meio de cascas cilíndricas rígidas (PR). No modelo ZB63-C-PS50, adotou-se uma força de aperto de 50 kN para os dispositivos de ligação do sistema de aplicação de deslocamento.

$$\delta = \frac{FL_t^3}{48EI} \quad (5.1)$$

Onde:

δ é o deslocamento no meio do vão;

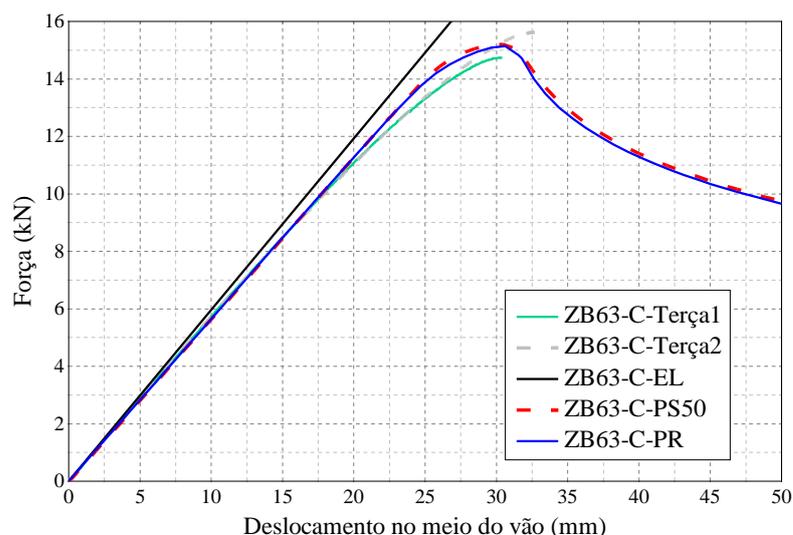
F é a força aplicada no meio do vão;

L_t^3 é o vão de ensaio;

E é o módulo de elasticidade (200000 MPa);

I é o momento de inércia da seção transversal.

Figura 5.4 – Curvas força-deslocamento no meio do vão do protótipo ZB63-C de terças contínuas fisicamente de Gilio (2016). Esse protótipo é formado por duas linhas de terças, nomeadas Terça 1 e Terça 2. Os modelos ZB63-C-PS50 e ZB63-C-PR representam as duas estratégias numéricas consideradas para a simulação dos dispositivos de ligação. A curva ZB63-C-EL refere-se aos resultados oriundos da equação 5.1.



Fonte: o Autor.

Os resultados mostram a capacidade dos modelos numéricos nas simulações dos travamentos laterais, dos suportes típicos utilizados nos apoios e na aplicação de deslocamento desses sistemas de terças. Além disso, esses modelos em elementos finitos sólidos representaram a falha por instabilidade local a meio vão, isto é, o ponto de máxima força. As diferenças apresentadas a partir de 12 kN não são significativas e estão relacionadas as excentricidades na região da ligação e as imperfeições geométricas iniciais dos perfis. Essas variáveis são distintas entre os modelos numéricos e o protótipo.

5.2.2. SISTEMAS DE TERÇAS CONTÍNUAS POR MEIO DE LUVA

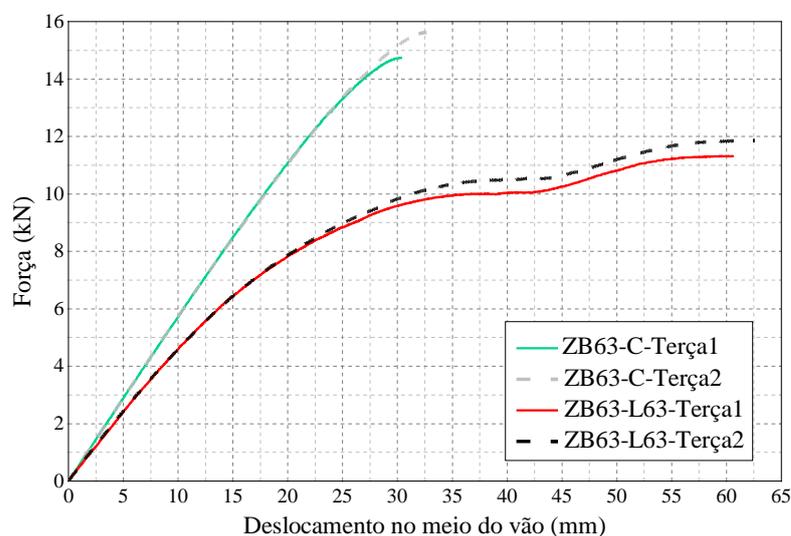
O protótipo ZB63-L63 de terças contínuas por meio de luvas curtas ($L_p/D = 2$) de Gilio (2016) foi analisado numericamente. O estudo se concentrou na validação das estratégias de modelagem na região da ligação. Uma vez que os sistemas de apoio, de aplicação de deslocamento e de travamento lateral já foram testados no exemplo anterior.

Esse protótipo também é formado por duas linhas de terças (Terça 1 e Terça 2). A Figura 5.5 apresenta as curvas experimentais força-deslocamento no meio do vão para cada linha de terça dos protótipos ZB63-C e ZB63-L63. Tais protótipos se diferenciam em relação ao tipo de continuidade no meio do vão. No protótipo ZB63-C, trata-se de terças contínuas fisicamente. Já o protótipo ZB63-L63, as terças são contínuas por meio de luva. Essa comparação representa uma análise qualitativa da flexibilidade adicional introduzida pela ligação parafusada. Além disso, esses resultados reforçam a questão da simetria longitudinal do comportamento estrutural. Destaca-se também a redução da resistência com a introdução da ligação parafusada.

Em uma mesma bateria de ensaios, os parafusos dos corpos de prova de cisalhamento simples da Figura 4.22 receberam as mesmas condições de aperto dos parafusos do protótipo ZB63-L63. Os resultados desses ensaios de cisalhamento simples mostram uma diferença da magnitude dos apertos dados aos parafusos (T_o entre 40 kN e 75 kN). Portanto, essa diferença de aperto entre parafusos foi explorada nas simulações numéricas do protótipo ZB63-L63. Apesar de alguns autores adotarem simetria longitudinal e transversal a meio vão para os sistemas com luvas, apenas a simetria longitudinal foi considerada neste exemplo. Isso permite a avaliação de diferentes condições de apertos entre os parafusos de uma mesma ligação.

Além das curvas experimentais do protótipo ZB63-L63, a Figura 5.6 apresenta o modelo numérico com diferentes condições de aperto dos parafusos. Os modelos ZB63-L63-Num-PS35, ZB63-L63-Num-PS45, ZB63-L63-Num-PS55 e ZB63-L63-Num-PS70 representam os oitos parafusos da ligação, cujas forças de aperto foram de 35 kN, 45 kN, 55 kN e 70 kN, respectivamente. Já no protótipo ZB63-L63-Num-PS35/55, os parafusos foram divididos em dois grupos de aperto, tendo como referência o meio do vão. Quatro parafusos receberam um aperto de 35 kN e os outros quatro, um aperto de 55 kN. Os resultados exemplificaram a importância do controle do aperto do parafuso no comportamento relativo entre os componentes da ligação. As diferentes condições de aperto dos parafusos resultaram em diferenças significativas de rigidez e de resistência dos modelos analisados.

Figura 5.5 – Curvas força-deslocamento no meio do vão da Terça 1 e da Terça 2 dos protótipos ZB63-C e ZB63-L63 de terças contínuas fisicamente e por meio de luva, respectivamente. Esses protótipos são formados por duas linhas de terças, nomeadas Terça 1 e Terça 2.



Fonte: o Autor.

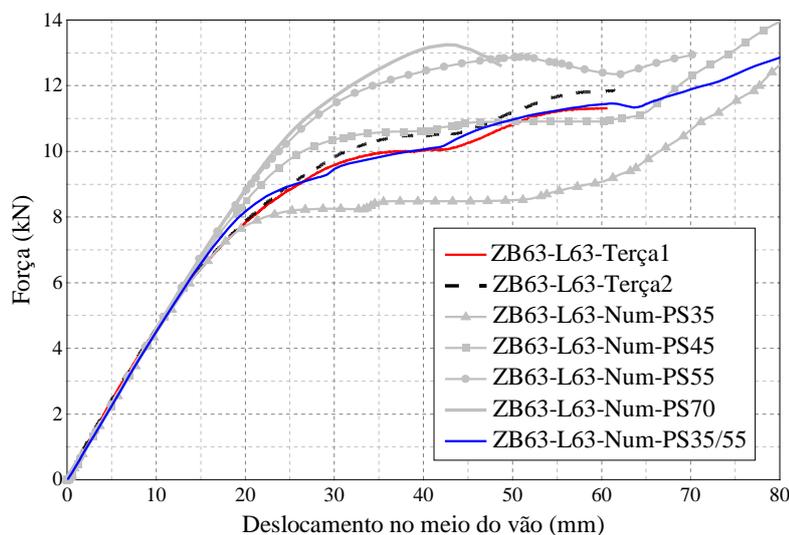
Seguindo a análise do protótipo ZB63-L63, o modelo ZB63-L63-Num-PR representa a consideração dos parafusos por meio de cascas cilíndricas rígidas na região da ligação. O resultado desse modelo está apresentado na Figura 5.7 em conjunto com os resultados experimentais do protótipo (ZB63-L63) e numéricos (ZB63-L63-Num-PS55 e ZB63-L63-Num-PS70). Essa simplificação do parafuso por meio de cascas cilíndricas impede os deslizamentos relativos das bordas dos furos. Conseqüentemente, a ligação torna-se mais rígida devido a desconsideração da flexibilidade adicional proveniente desses deslizamentos relativos. No entanto, esse modelo se destaca pela redução dos problemas numéricos e pela extinção da fase de aperto do parafuso (*Step-1*). Assim, tal modelo pode ser usado em situações com o controle de aperto do parafuso. Esse aperto deve ser suficiente para as restrições dos deslizamentos relativos nas regiões dos furos.

Conforme apresentado na Figura 5.6, as variações dos valores de aperto dos parafusos influenciaram significativamente na rigidez e na resistência da ligação. Quando superada a resistência ao deslizamento nas regiões dos furos oriunda do aperto dos parafusos, o giro relativo entre a terça e a luva é facilitado, introduzindo flexibilidade adicional ao sistema. O contato entre os perfis, a borda do furo (ou a borda da arruela) e o fuste do parafuso também são fontes de variação da rigidez da ligação. Para exemplificar essa questão, o modelo ZB63-

L63-Num-PS35/55-SCM teve o contato entre as mesas das terças na região da ligação desprezados em relação ao modelo ZB63-L63-Num-PS35/55. Outro modelo denominado ZB63-L63-Num-PS35/55-SCMP, teve os contatos entre as mesas das terças, as bordas dos furos (ou bordas das arruelas) e o fuste do parafuso desconsiderados. A mesma ideia foi tratada no modelo ZB63-L63-Num-PS35-SCMP em relação a simulação numérica do modelo ZB63-L63-Num-PS35. Os resultados experimentais e numéricos dessas análises estão apresentados na Figura 5.8. Logo, chama-se a atenção para a variação do comportamento da ligação com o contato entre esses componentes da ligação.

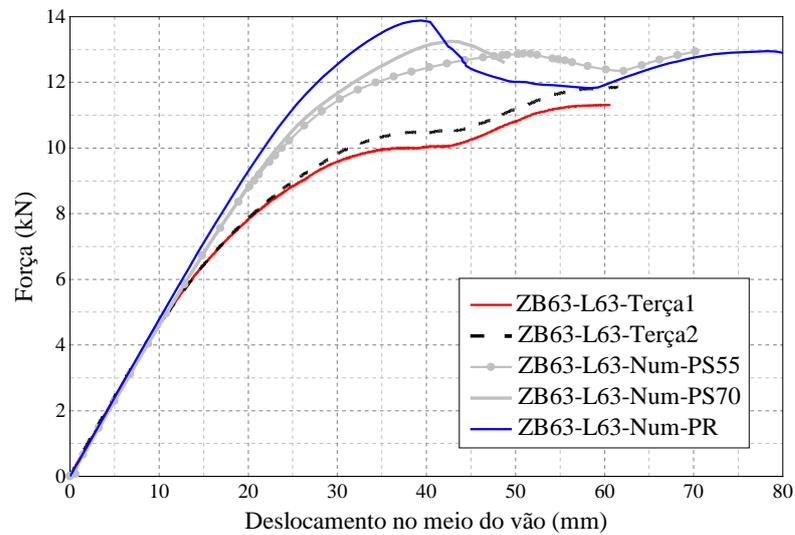
Durante a montagem dos sistemas de terças, o posicionamento relativo entre os furos, os perfis, os furos e os dispositivos de ligação são completamente aleatórios. A Figura 5.9 mostra uma diferença relativa da posição entre os furos da luva e da terça na região da ligação. Apesar da diferença da ordem de 1 mm da posição relativa entre as bordas dos furos, a Figura 5.9 apresenta uma combinação das diferentes possibilidades possíveis em relação a desvios de fabricação e montagem.

Figura 5.6 – Curvas força-deslocamento no meio do vão do protótipo ZB63-L63 e dos modelos numéricos com diferentes forças de aperto dos parafusos. As forças de aperto dos parafusos variaram de 35 kN (ZB63-L63-Num-PS35) a 70 kN (ZB63-L63-Num-PS70).



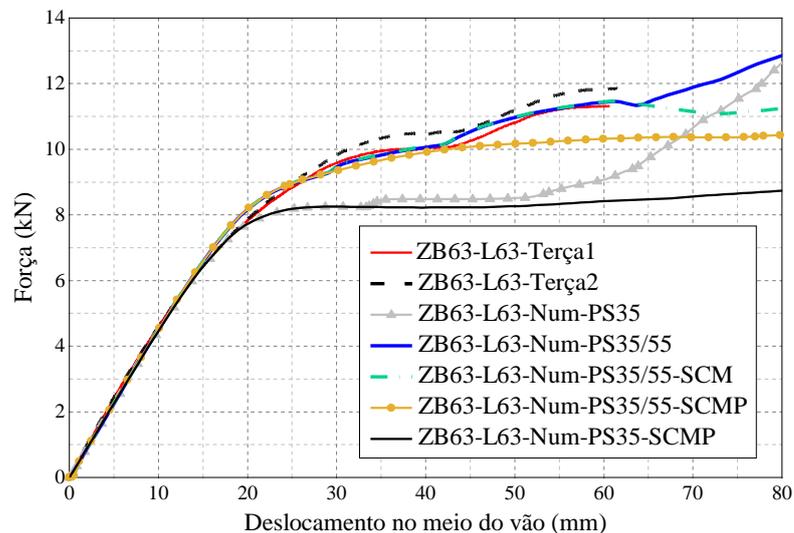
Fonte: o Autor.

Figura 5.7 – Curvas força-deslocamento no meio do vão do protótipo ZB63-L63 e dos modelos numéricos ZB63-L63-Num-PS35, ZB63-L63-Num-PS70 e ZB63-L63-Num-PR.



Fonte: o Autor.

Figura 5.8 – Curvas força-deslocamento no meio do vão do protótipo ZB63-L63 e dos modelos ZB63-L63-Num-PS35/55, ZB63-L63-Num-PS35/55-SCM, ZB63-L63-Num-PS35/55-SCMP e ZB63-L63-Num-PS35-SCMP. Essas análises representam a influência dos contatos entre os perfis e entre a borda do furo (e borda da arruela) e o fuste do parafuso.



Fonte: o Autor.

Figura 5.9 – Diferença relativa entre o posicionamento dos furos na região da ligação.



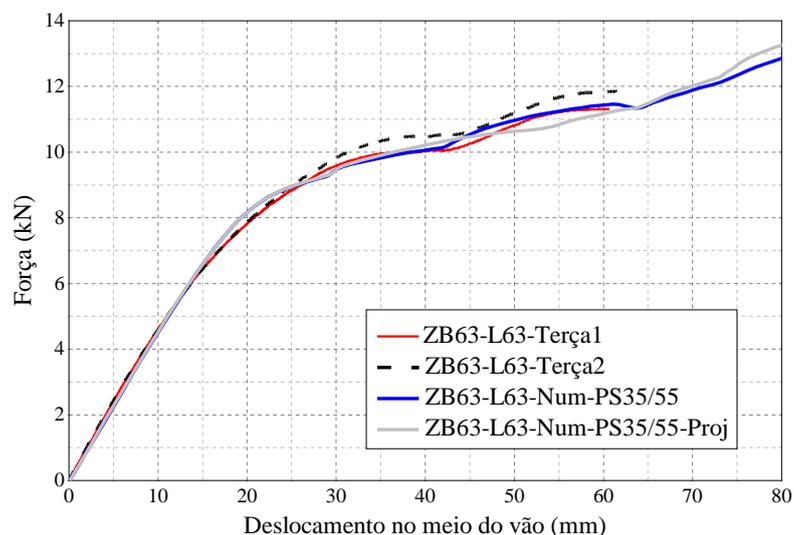
Fonte: o Autor.

No modelo ZB63-L63-Num-PS35/55-Proj, considerou-se o posicionamento dos componentes do sistema de terças conforme especificado em projeto. Partindo da configuração de projeto (ZB63-L63-Num-PS35/55-Proj), uma terça do conjunto é considerada referência para as translações da terça adjacente e da luva na fase de montagem do modelo numérico. No modelo ZB63-L63-Num-PS35/55 e nos diversos modelos referentes ao protótipo ZB63-L63 analisados anteriormente, uma translação de -1 mm foi dada na luva e uma translação de 1,9 mm foi dada na terça adjacente, ambas as translações em relação a terça de referência. A Figura 5.10 apresenta as respostas numéricas dos modelos ZB63-L63-Num-PS35/55 e ZB63-L63-Num-PS35/55-Proj, juntamente com os resultados do protótipo ZB63-L63. Para esses resultados, observa-se uma perturbação nas curvas força-deslocamento. Isso se deve ao contato entre os componentes da ligação se estabelecerem em estágios diferentes de carregamento.

Em suma, tem-se o comportamento do primeiro trecho da curva força-deslocamento dos sistemas de terças com luvas caracterizado pela ausência de deslizamentos relativos nas regiões dos furos. Logo, a ligação apresenta uma determinada rigidez característica da configuração do sistema analisado. Vencida essa resistência ao deslizamento, iniciam-se os deslizamentos relativos nas regiões dos furos de um dos lados da ligação ou de ambos os lados. Isso depende da padronização dos valores de aperto dos parafusos. Os contatos entre os perfis, as bordas dos furos (ou as bordas das arruelas) e o fuste do parafuso são estabelecidos na etapa de montagem, ou posteriormente, com as rotações relativas entre as terças e a luva. Esses contatos modificam a rigidez da ligação. Portanto, a consideração do aperto do parafuso e

possíveis deslizamentos relativos são variáveis importantes no estudo da rigidez e resistência dessas ligações parafusadas.

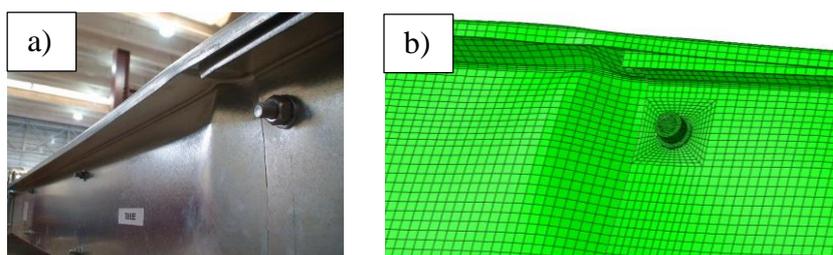
Figura 5.10 – Curvas força-deslocamento no meio do vão do protótipo ZB63-L63 e dos modelos ZB63-L63-Num-PS35/55 e ZB63-L63-Num-PS35/55-Proj.



Fonte: o Autor.

Nos exemplos referentes ao protótipo ZB63-L63, alguns furos da ligação dos modelos numéricos de terças entraram em contato com o fuste do parafuso. Entretanto, a magnitude dos esforços solicitantes não foram suficientes para o esmagamento (plastificação acentuada) da borda do furo. No entanto, a deformação da borda do furo é uma variável importante para alguns casos apresentados na literatura. A falha do protótipo ZB63-L63 deu-se por instabilidade local na região comprimida da Terça 1 no fim da ligação. As relações entre as dimensões da seção transversal e a espessura da chapa (esbeltez) favorecem os mecanismos de instabilidade. A Figura 5.11 ilustra as falhas experimental e numérica.

Figura 5.11 – Falha do protótipo ZB63-L63 por instabilidade local na região comprimida da Terça 1 do fim da ligação: a) experimental e b) numérica.



Fonte: o Autor (Figura 5.11a) e Abaqus® (Figura 5.11b).

Os sistemas típicos de travamento lateral e de apoio nos modelos de terças foram considerados simplificadamente nas análises numéricas referentes aos protótipos ZB63-C e ZB63-L63. Esses componentes idealizados simularam adequadamente suas influências no comportamento estrutural dos sistemas de terças estudados nesta pesquisa, reduzindo significativamente a complexidade numérica.

Outra simplificação numérica relevante refere-se ao comportamento simétrico entre as terças do conjunto. Com base nas curvas experimentais força-deslocamento no meio do vão (Terça 1 e Terça 2) dos protótipos ZB63-C e ZB63-L63, tem-se a validação dessa simetria longitudinal do comportamento estrutural entre linhas de terças.

Na comparação entre os resultados dos protótipos similares de terças contínuas fisicamente (ZB63-C) e contínuas por meio de luva (ZB63-L63), a ligação parafusada reduziu significativamente a capacidade de promoção da continuidade entre as terças adjacentes. Além disso, observou-se a diminuição da resistência em detrimento a ligação parafusada. Assim, destaca-se a importância da investigação da rigidez e da resistência das diversas configurações possíveis para os sistemas de terças contínuas por meio de ligações parafusadas.

Nas simulações de terças, diferentes magnitudes de aperto dos dispositivos de ligação foram consideradas para um coeficiente de atrito constante de 0,25. De acordo com a força de aperto dos dispositivos de ligação, destaca-se a variação da rigidez e da resistência dessas ligações parafusadas ao longo das curvas força-deslocamento. Para uma determinada ligação parafusada, a rigidez da ligação variou com a condição de aperto de cada parafuso, a magnitude dos esforços solicitantes, os deslizamentos relativos nas regiões dos furos, os contatos entre os diversos componentes da ligação, as variações das posições dos elementos da ligação e a rigidez da borda do furo. Em relação a resistência, os sistemas de terças falharam por mecanismos de instabilidade, sem o esmagamento significativo das bordas dos furos. Entretanto, a deformação da borda do furo é uma variável importante para alguns casos apresentados na literatura.

A rigidez e a resistência dos protótipos de terças foram máximas quando os deslizamentos relativos na região do parafuso foram impedidos, reduzindo significativamente com a diminuição do aperto dos dispositivos de ligação. Portanto, a caracterização da resistência e da rigidez da ligação torna-se particular para cada possibilidade de concepção e de montagem desses sistemas estruturais.

A consideração dos parafusos sólidos possibilitou a simulação do aperto dos dispositivos de ligação e dos deslizamentos relativos na região dos furos. Já a idealização dos dispositivos de ligação por meio de cascas cilíndricas rígidas não permitiu a consideração dessas duas variáveis. Tal simplificação diminuiu os problemas numéricos e eliminou o estágio

de aperto dos dispositivos de ligação (*Step-1*). Entretanto, deve ser utilizada nas análises de ligações com o controle da força de aperto dos parafusos, impedindo os deslizamentos relativos nas regiões dos furos.

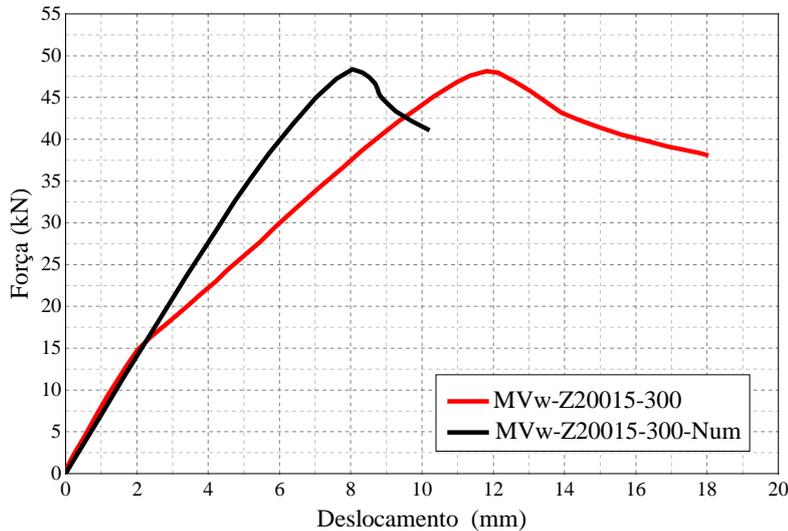
5.2.3. SISTEMAS DE TERÇAS CONTÍNUAS POR MEIO DE TRANSPASSE

As simulações deste item visam a validação das estratégias numéricas por meio de resultados de sistemas de terças da literatura. No artigo de Pham et al. (2014), o protótipo MVw-Z20015-300 de terças contínuas por meio de transpasse foi ensaiado a três pontos em condições similares aos protótipos de terças biapoiados desta pesquisa. Trata-se de um protótipo de terças contínuas por meio de transpasse de comprimento (L_s) de 650 mm, com um vão de ensaio (L_t) de 2050 mm. A seção transversal é um perfil Z enrijecido de dimensões apresentadas na Tabela 3.2 do Capítulo 3. Os sistemas de travamento, de aplicação de deslocamento e de apoios são detalhadas em Pham et al. (2014).

Na Figura 5.12, Pham et al. (2014) apresentaram curvas força-deslocamento experimental (MVw-Z20015-300) e numérica (MVw-Z20015-300-Num) do protótipo MVw-Z20015-300. A simulação numérica desses autores reproduziu a resistência máxima e o modo de falha. Entretanto, a curva numérica resultou mais rígida a partir de 15 kN em comparação a curva experimental. Isso se deve às restrições aos deslizamentos relativos nas regiões dos furos, principalmente devido à forma como os dispositivos de ligação foram considerados nesse modelo. Quando a resistência ao deslizamento é superada (força de 15 kN), os deslizamentos relativos nas regiões dos furos introduzem flexibilidade adicional ao sistema. Isso é favorecido pelas folgas de furação, pois às terças foram fabricadas com furos circulares de diâmetro de 14 mm para os parafusos padrão M12.

Utilizando as mesmas estratégias numéricas adotadas para o protótipo de terças ZB63-L63, o exemplar MVw-Z20015-300 foi analisado. Devido a assimetria geométrica da ligação, adotou-se apenas simetria longitudinal entre linhas de terças. Os modelos desta pesquisa permitiram a simulação da força de aperto do dispositivo de ligação e da rugosidade entre as superfícies. Com isso, tais modelos simularam a resistência ao deslizamento e os deslizamentos relativos nas regiões dos furos. Os resultados força-deslocamento estão apresentados na Figura 5.13. Os deslocamentos dessa figura referem-se as duas extremidades da ligação. Por isso, as curvas numéricas força-deslocamento estão apresentadas as duplas (identificadas pelos números 1 ou 2) para cada modelo numérico.

Figura 5.12 – Curvas força-deslocamento experimental (MVw-Z20015-300) e numérica (MVw-Z20015-300-Num) referente ao protótipo MVw-Z20015-300 de terças contínuas por meio transpasse.



Fonte: adaptada de Pham et al. (2014).

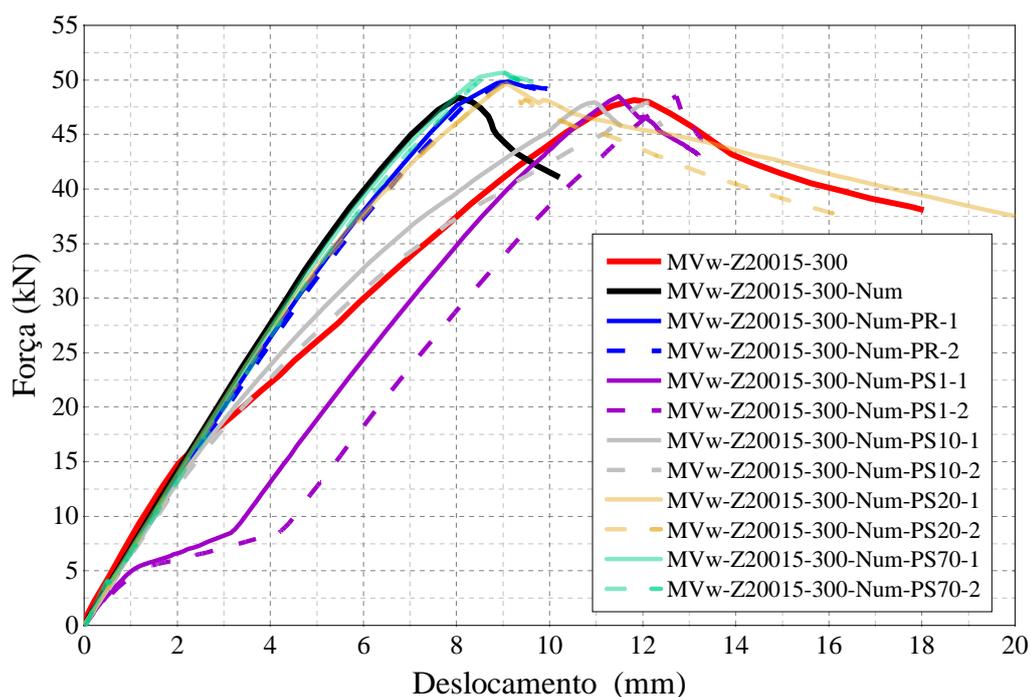
Para uma força de aperto do parafuso de 10 kN, o modelo numérico MVw-Z20015-300-Num-PS10 simulou a resistência ao deslizamento e o ganho de flexibilidade da ligação, considerando os deslizamentos relativos nas regiões dos furos. Para uma força de aperto de 1 kN, a ligação do modelo MVw-Z20015-300-Num-PS1 apresentou deslocamentos significativos nos trechos iniciais das curvas força-deslocamento. Sobretudo, tem-se pequenas resistências aos deslizamentos relativos desenvolvidos nas regiões dos furos. À medida que maiores forças de aperto são aplicadas (20 kN e 70 kN), os modelos MVw-Z20015-300-Num-PS20 e MVw-Z20015-300-Num-PS70 aproximaram da resposta do modelo numérico MVw-Z20015-300-Num de Pham et al. (2014). Como já discutido, o aumento das forças de aperto dos parafusos resultou em maiores resistências ao deslizamento nas regiões dos furos, aumentando a rigidez da ligação.

Os parafusos em cascas cilíndricas rígidas também foram explorados para a região da ligação de continuidade do protótipo MVw-Z20015-300. Esse modelo, denominado MVw-Z20015-300-Num-PR (Figura 5.13), apresentou resultados próximos as simulações numéricas dos modelos MVw-Z20015-300-Num de Pham et al. (2014), Z20015-300-Num-PS20 e MVw-Z20015-300-Num-PS70. Isso se deve à proximidade do comportamento estrutural na região dos furos da ligação entre essas propostas.

Apesar do contato entre borda do furo e o fuste do parafuso, os modelos numéricos do protótipo MVw-Z20015-300 não apresentaram deformações significativas na região do furo. O

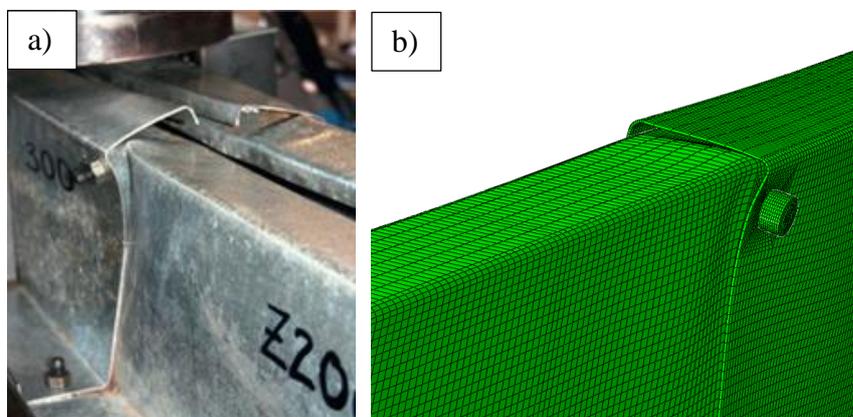
mecanismo de falha por instabilidade do perfil no fim da ligação (Figura 5.14) ocorreu antes do esmagamento dos furos.

Figura 5.13 – Curvas força-deslocamento experimental e numéricas referentes ao protótipo MVw-Z20015-300 de terças contínuas por meio transpasse de Pham et al. (2014). Nos modelos desenvolvidos com as estratégias desta pesquisa, as forças de aperto dos parafusos variaram de 1 kN (MVw-Z20015-300-Num-PS1) a 70 kN (MVw-Z20015-300-Num-PS70).



Fonte: adaptada de Pham et al. (2014).

Figura 5.14 – Falha por instabilidade local na região do fim da ligação:
a) protótipo MVw-Z20015-300 e b) modelo MVw-Z20015-300-Num-PS10.



Fonte: Pham et al. (2014) (Figura 5.14a) e o autor (Figura 5.14b).

Logo, as principais estratégias numéricas desenvolvidas para os sistemas de terças contínuas por meio de transpasse e luva foram validadas com base nos resultados experimentais de Pham et al. (2014) e de Gilio (2016), respectivamente. As simulações numéricas do protótipo MVw-Z20015-300 de Pham et al. (2014) representaram a abrangência das estratégias de modelagem desenvolvidas nesta pesquisa.

5.2.4. MODELO SIMPLIFICADO PARA A ANÁLISE DE SISTEMAS DE TERÇAS

A viabilidade do modelo barra-mola proposto no trabalho de Gilio et al. 2018 foi investigada para os sistemas de terças de múltiplos vãos. Para isso, modelaram-se sistemas de terças de dois vãos (L), triapoiados, contínuos no apoio interno por meio de uma ligação parafusada e submetidos a dois pontos de aplicação de deslocamento (“aplicação de força F ”), conforme esquematizado simplificada na Figura 15a. Esse modelo numérico de referência teve como base as estratégias numéricas desenvolvidas nesta pesquisa.

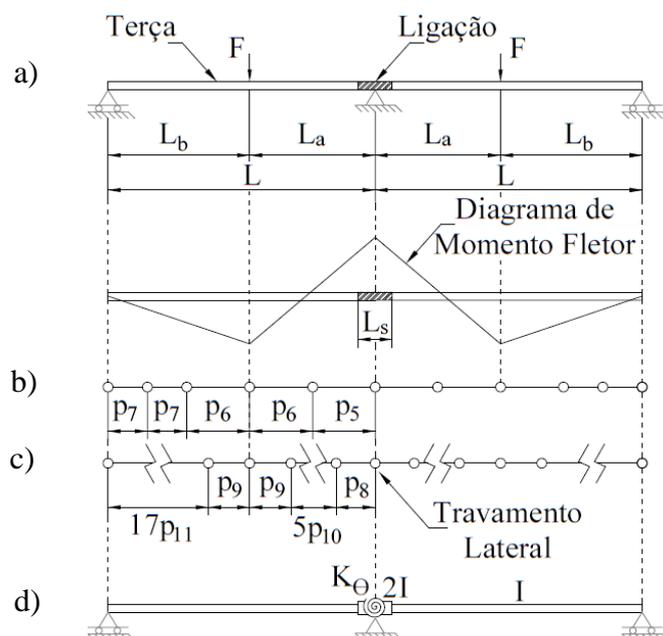
Três modelos de terças de dois tramos foram planejados. Um modelo com vãos de comprimento L de 6000 mm (2V6) e dimensão L_a de 3390 mm e um modelo de terças com L de 19500 mm (2V19.5) e L_a de 6000 mm (Figura 15a). Às terças foram unidas no apoio interno por meio de uma luva de comprimento (L_s) de 1960 mm, tendo como referência o protótipo de terças biapoiado ZB63-L189 de Gilio (2016). As posições (cotas) dos pontos de travamento lateral estão expostas nas Figuras 15b-c, admitindo a simetria dessas cotas no apoio interno. No modelo de terças denominado ZB63-L189-Num-PR-2V6, têm-se os valores de $p_5/p_6/p_7$ iguais a 1695/1695/457,5 mm. Em outros dois modelos do grupo $L=6000$ mm, aumentou-se o número de travamentos laterais nas proximidades dos pontos de aplicação de força F (TD e TD2). Tais travamentos foram adicionados a uma distância de $p_6/2$ e $p_6/4$ em relação à esquerda e à direita dos pontos de força F . Isso para os modelos ZB63-L189-Num-PR-2V6-TD e ZB63-L189-Num-PR-2V6-TD2, respectivamente. O quarto modelo de terças, nomeado ZB63-L189-Num-PR-2V19.5, teve as cotas $p_8/p_9/p_{10}/p_{11}$ iguais a 1695/732,5/718/750 mm.

Às terças, a luva, os sistemas de apoio, de travamento lateral e de aplicação de deslocamento (“força F ”) são similares aos modelos de terças biapoiados desenvolvidos anteriormente. Para a redução dos problemas numéricos, adotou-se a simplificação dos dispositivos de ligação por meio de cascas cilíndricas rígidas para os quatro modelos supracitados.

Os modelos de terças barra-mola (BM), esquematizado na Figura 5.15d, seguiram as estratégias apresentadas em Gilio et al. (2018). Basicamente, os modelos barra-mola (BM) foram simulados com a mola de rotação de comportamento rígido (BMR) ou por meio da curva momento-rotação da ligação (BM). As curvas força-deslocamento nos pontos de aplicação de força F estão apresentados nas Figuras 5.16a-b para todas as simulações explanadas.

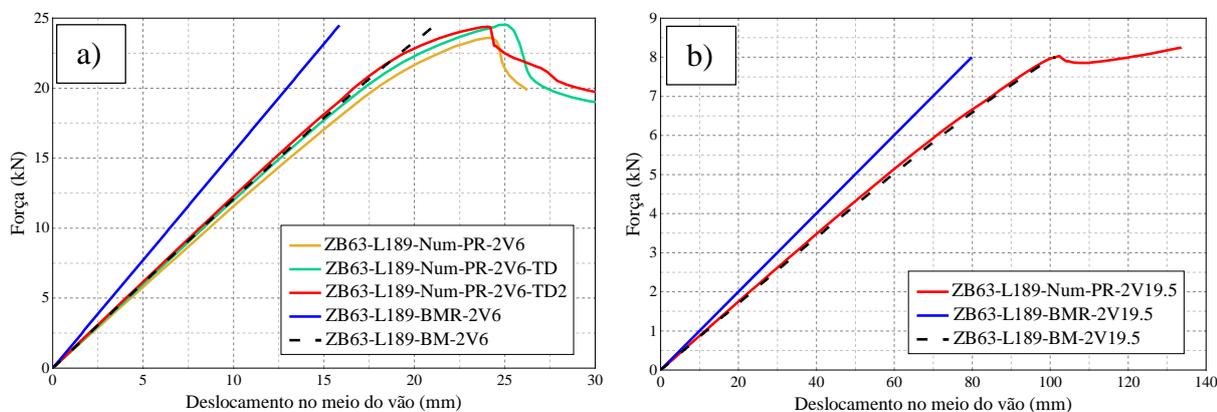
No modelo numérico ZB63-L189-BMR-2V6 (Figuras 5.15d e 5.16a), as terças e a luva foram consideradas com elementos de barra (teoria de Euler Bernoulli). Trata-se de um modelo de barras 2D, com flexão simples em torno do eixo de maior inércia. Assim, o momento de inércia na região da ligação ($2I$) foi idealmente considerado como a soma das inércias da terça (I) e da luva (I). A mola de rotação da região da ligação foi considerada de comportamento rígido (R). Ao comparar com o modelo ZB63-L189-Num-PR-2V6, observa-se o comportamento mais rígido do modelo ZB63-L189-BMR-2V6 (Figura 5.16a). Isso se deve a desconsideração das flexibilidades adicionais nas regiões da ligação e da aplicação da força F .

Figura 5.15 – Sistemas de terças de dois vãos: a) esquema simplificado do modelo de terças de dois vãos contínuos no apoio interno por meio de luva, b) e c) posições dos travamentos laterais dos modelos de terças com os comprimentos dos vãos (L) iguais a 6000 mm e 19500 mm, respectivamente e d) modelo simplificado barra-mola proposto por Gilio et al. (2018).



Fonte: o Autor.

Figura 5.16 – Curvas força-deslocamento no ponto de aplicação de deslocamentos dos modelos: a) ZB63-L189-Num-PR-2V6 e ZB63-L189-BM-2V6 e b) ZB63-L189-Num-PR-2V19.5-T4 e ZB63-L189-BM-2V19.5.



Fonte: o Autor.

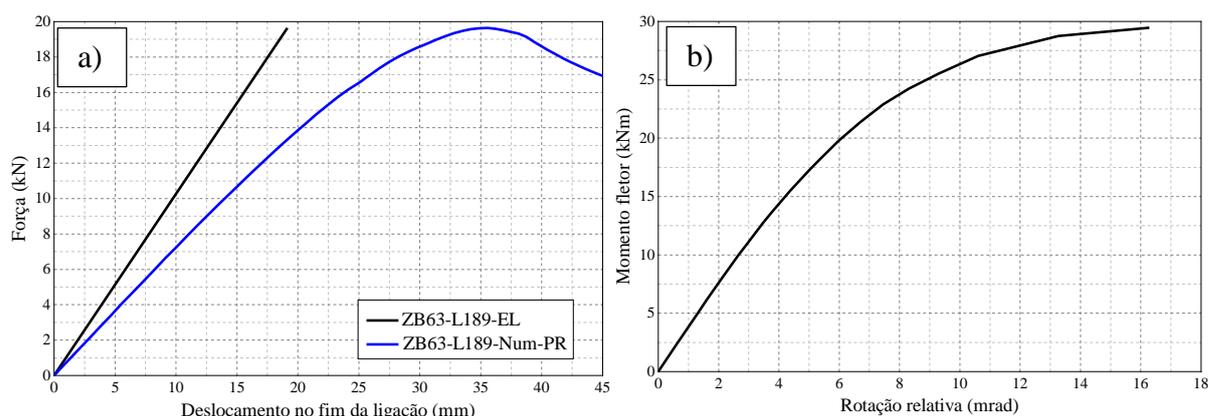
Semelhante ao modelo ZB63-L63-Num-PR, simulou-se o modelo biapoiado ZB63-L189-Num-PR de terças contínuas por meio de uma luva de comprimento (L_s) de 1890 mm. A ligação parafusada deste modelo tem a mesma configuração da ligação dos quatro modelos de terças de dois vãos apresentados anteriormente. As curvas força-deslocamento no fim da ligação do modelo ZB63-L189-Num-PR e do modelo teórico de barras de comportamento elástico-linear ZB63-L189-EL são apresentadas na Figura 5.17a. Com base nessas curvas e nas estratégias apresentadas em Gilio et al. (2018), quantificou-se a curva momento-rotação dessa ligação parafusada (Figura 5.17b). Essa curva momento-rotação simula a rigidez (K_θ) da ligação do modelo barra-mola da Figura 5.15d. Assim, o modelo ZB63-L189-BM-2V6 é similar ao modelo ZB63-L189-BMR-2V6 (mola de rotação rígida), mas com a consideração da rigidez da mola de rotação por meio da curva momento-rotação da ligação (Figura 5.17b).

No entanto, nota-se uma divergência entre as curvas força-deslocamento dos modelos ZB63-L189-Num-PR-2V6 e ZB63-L189-BM-2V6 (Figura 5.16a). Tal diferença é proveniente da flexibilidade introduzida pelo mecanismo de instabilidade local e pela flexão oblíqua da terça, ambos os fenômenos nas regiões de aplicação da força F .

O comportamento dos modelos ZB63-L189-Num-PR-2V6-TD e ZB63-L189-Num-PR-2V6-TD2 foram similares ao comportamento do modelo ZB63-L189-Num-BM-2V6. Ao comparar com o modelo ZB63-L189-Num-PR-2V6, as modificações das condições de travamento lateral dos modelos L189-Num-PR-2V6-TD e ZB63-L189-Num-PR-2V6-TD2 resultaram em um acréscimo de rigidez (curva força-deslocamento da Figura 5.16a). Isso se deve ao comportamento estrutural mais próximo da flexão restringida, que é uma hipótese

necessária para a utilização do modelo barra-mola proposto por Gilio et al. (2018). Além disso, observa-se um pequeno acréscimo de resistência do sistema. Essa resistência extra é proveniente das novas restrições dos perfis nas regiões sujeitas aos fenômenos de instabilidade.

Figura 5.17 – Curvas: a) força-deslocamento no fim da ligação do modelo ZB63-L189-Num-PR e do modelo ZB63-L189-EL teórico equivalente de barras de comportamento elástico-linear e b) momento-rotação da ligação referente ao modelo ZB63-L189-Num-PR.



Fonte: o Autor.

O modelo ZB63-L189-BMR-2V19.5 é similar ao modelo ZB63-L189-BMR-2V6, apresentando comportamento mais rígido em relação a referência ZB63-L189-Num-PR-2V19.5. Isso se deve a desconsideração da flexibilidade adicional introduzida pela ligação. Já o modelo de barra-mola ZB63-L189-BM-2V19.5 foi testado admitindo a mesma curva momento-rotação do modelo ZB63-L189-BM-2V6 (Figura 5.17b) para a simulação da ligação. Apesar da diferença de vãos, a configuração da ligação é a mesma entre esses modelos. Destaca-se a capacidade do modelo ZB63-L189-BM-2V19.5 em simular o comportamento do modelo de referência ZB63-L189-Num-PR-2V19.5 (Figura 5.16b). Esse modelo de terças foi planejado com comprimentos de vãos ($L=19500$ mm). Tais dimensões muito superiores aos vãos do modelo anterior ($L=6000$ mm) tem por objetivo a concentração dos fenômenos de instabilidade (falha estrutural) na região da ligação. Além disso, o modelo foi devidamente travado para a hipótese de flexão restringida. Portanto, a flexibilidade adicional foi proveniente unicamente do comportamento estrutural da ligação.

As simulações numéricas de terças de dois tramos contínuos por luva foram essenciais para a avaliação dessas estruturas hiperestáticas a um custo numérico menor. Isso foi possível por meio de estratégias de modelagem validadas nesta pesquisa.

O modelo barra-mola proposto por Gilio et al. (2018) mostrou-se adequado para a análise dos sistemas de terça de múltiplos vãos contínuos por meio de ligações parafusadas. A mola de rotação simula todas as parcelas de flexibilidade da ligação, considerando um sistema de terças contínuas por meio de ligações parafusadas na condição de flexão restringida.

6 CONCLUSÕES

O propósito desta pesquisa foi a análise do comportamento estrutural de sistemas de terças contínuas por meio de ligações parafusadas. O foco principal foi o estudo da influência da condição de aperto dos dispositivos de ligação na resposta estrutural desses sistemas de cobertura.

Primeiramente, os corpos de prova de cisalhamento simples e duplo foram fundamentais para a avaliação do aperto (ou força de aperto) dos dispositivos de ligação e das rugosidades superficiais (coeficiente de atrito do modelo de contato). Uma célula de carga estrategicamente posicionada na ligação permitiu a quantificação de forma idealizada dessa força de aperto. A função “*bolt load*” disponível no software Abaqus® mostrou-se viável e simples para a simulação simplificada da força no dispositivo de ligação. Além disso, a simulação do aperto do dispositivo de ligação permitiu a investigação do coeficiente de atrito entre as superfícies em contato. Com isso, essas variáveis possibilitou a simulação do comportamento estrutural da ligação na região do furo.

Um coeficiente de atrito constante mostrou-se suficiente para a simulação dos dispositivos de ligação tipicamente utilizados nessas ligações de continuidade. Entretanto, a força de aperto do dispositivo de ligação e o coeficiente de atrito devem ser avaliados concomitantemente por meio de ensaios ou simulações específicas da região do furo. Além disso, a força de aperto do dispositivo de ligação deve ser relacionada com o torque de projeto.

Nesta pesquisa, as análises dos sistemas de terças demonstraram a influência do aperto dos dispositivos de ligação e os efeitos oriundos dos deslizamentos relativos na região da ligação. Além disso, as diferentes condições de interação dos componentes na região da ligação geraram diferentes respostas para uma mesma configuração de ligação. Nos protótipos de terças desta pesquisa, observou-se o aumento da rigidez e da resistência da ligação com a elevação das forças de aperto dos dispositivos de ligação. Os valores máximos de rigidez e de resistência da ligação foram atingidos com as restrições dos deslizamentos relativos das bordas dos furos. Além disso, os fenômenos de instabilidade foram particulares para cada sistema de terças analisado, sendo imprescindíveis na determinação da resistência dessas ligações parafusadas.

As estratégias numéricas desenvolvidas nesta pesquisa mostraram-se adequada para o estudo da rigidez e da resistência da ligação. Tais simulações viabilizam a calibração de modelos simplificados barra-mola propostos na literatura. Esses modelos barra-mola se destacam pela representação prática do comportamento estrutural desses sistemas de terças de múltiplos vãos contínuas por meio de ligações parafusadas.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABAQUS[®], commands reference, elements reference, operations guide, basic analysis guide, theory reference for ABAQUS[®].

ALBION SECTIONS. Catálogo técnico. Disponível em :<
<http://www.albionsections.co.uk/doc/52.pdf>>. Acesso em: 20 Fev. 2016.

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

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

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

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. **ANSI/AISC 360-10**: Specification for Structural Steel Buildings. Chicago, IL, 2010.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM A370**: Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products. West Conshohocken, PA, 2014.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM F3125/F3125M**: High strength structural bolts, steel and alloy steel, heat treated, 120 ksi (830 MPa) and 150 ksi (1040 MPa) minimum tensile strength, inch and metric dimensions. 2017.

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

AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE. **ANSI/AISI S908-13**: Base Test Method for Purlins Supporting a Standing Seam Roof System. Washington, DC, 2013.

ANSYS, commands reference, elements reference, operations guide, basic analysis guide, theory reference for ANSYS.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 8800**: Projeto de estrutura de aço e de estrutura mista de aço e concreto. Rio de Janeiro, 2008.

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

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **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. **BS5950**: Structural use of steelwork in buildings: Part 5: Code of practice for the design of cold-formed sections. 1998.

BRYAN, E.R. The design of bolted joints in cold-formed steel sections. **Thin-Walled Structures**, v.16, p.239-262, 1993.

- CAMOTIM D.; SILVESTRE N. GBT-based analysis of the distortional postbuckling behavior of cold-formed steel Z-section columns and beams. In: **Proceedings of the 4th International Conference on Thin-Walled Structures**. Loughborough, 2004.
- CHEN, W.; DENG H.; DONG, S.; ZHU, Z. Numerical modelling of lockbolted lap connections for aluminium alloy plates. **Thin-Walled Structures**, v.130, p.1-11, 2018.
- CHUNG, K.F.; HO H.C. Analyses and design of lapped connections between cold-formed steel Z sections. **Thin-Walled Structures**, v.43, p.1071-1090, 2005.
- DUBINA, D.; UNGUREANU, V. Behaviour of multi-span cold-formed Z-purlins with bolted lapped connections. **Thin-Walled Structures**, v.48, p.866-871, 2010.
- EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **EUROCODE 3: Design of steel structures: Part 1.3: General rules-Supplementary rules for cold-formed thin gauge members and sheetings**. EN 1993-1-3 (draft); September, 2002.
- FÁVERO NETO, A. H.; MALITE, M. **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) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2013.
- FÁVERO NETO, A.H.; VIEIRA JR., L.C.M.; MALITE, M. Strength and Stiffness of cold formed steel purlins with sleeved and overlapped bolted connections. In: **Proceedings of the 2013 SSRC Annual Stability Conference**. St. Louis, MO, 2013.
- FÁVERO NETO, A. H., VIEIRA JR., L. C. M., MALITE, M. Strength and stiffness of cold-formed steel purlins with sleeved and overlapped bolted connections. **Thin-Walled Structures**, v.104, p.44-53, 2016.
- GHOSN, A.A.; SINNO, R.R. 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. 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.; MALITE, M. **Terças de aço formadas a frio com continuidade nos apoios por meio de luvas**. 2016. 120 f. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2016.
- GILIO, F. H. S.; VIEIRA JUNIOR, L. C. M.; MALITE, M. 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. 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. Numerical study of purlin joints with sleeve connections. **Thin-Walled Structures**, v.94, p.214-224, 2015.
- HO H.C.; CHUNG, K.F. 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. (2006a). 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. (2006b). Structural behaviour of lapped cold-formed steel Z sections with generic bolted configurations. **Thin-Walled Structures**, v.44, p.466-480, 2006.

JAVARONI, C. E. **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.

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. Numerical simulation of sleeve connections for cold formed steel sigma sections. **Engineering Structures**, v.100, p.686-695, 2015.

MODULAR SISTEMA CONSTRUTIVO. Catálogo técnico. Disponível em :< http://www.modularsc.com.br/catalogo/catalogo_modular_sistema_construtivo.pdf >. Acesso em: 20 Fev. 2016.

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

PHAM, C. H.; DAVIS, A. F.; EMMETT, B. R. Experimental and numerical investigations of high strength cold-formed lapped Z purlins under combined bending and shear. In: **Proceedings of 21st International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures**. Saint Louis, p.391-406, 2012.

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

ROBERTSON, G. W.; KURT, C. E. Behavior of nested Z-Shaped purlins. In: **Proceedings of 8st International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures**. Saint Louis, 1986.

SALMON, C.G.; JOHNSON, J.E.; MALHAS, F.A. **Steel Structures: Design and Behavior**. 5.ed. New Jersey: Prentice Hall, 2008.

SCHAFER B.W.; PEKOZ T. Computational modeling of cold-formed steel: characterizing geometric imperfections and residual stresses. **Journal of Constructional Steel Research**, v.47 p.193-210, 1998.

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

TAN, S.H.; SEAH, L.K.; LI, Y. 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. Deflection analysis of sleeve jointed purlin systems with non-linear rotational stiffness. **Applied Mechanics and Materials**, v.147, p.66-69, 2012.

WIBBERNMEYER, K. D. **Determining the R values for 12 inch deep Z-purlins and girts with through-fastened panels under suction loading**. 60 p. Thesis (Master) - Faculty of the Graduate School, Missouri University of Science and Technology. 2010.

YANG, J.; LIU, Q. Sleeve connections of cold-formed steel sigma purlins. **Engineering Structures**, v.43, p.245-258, 2012.

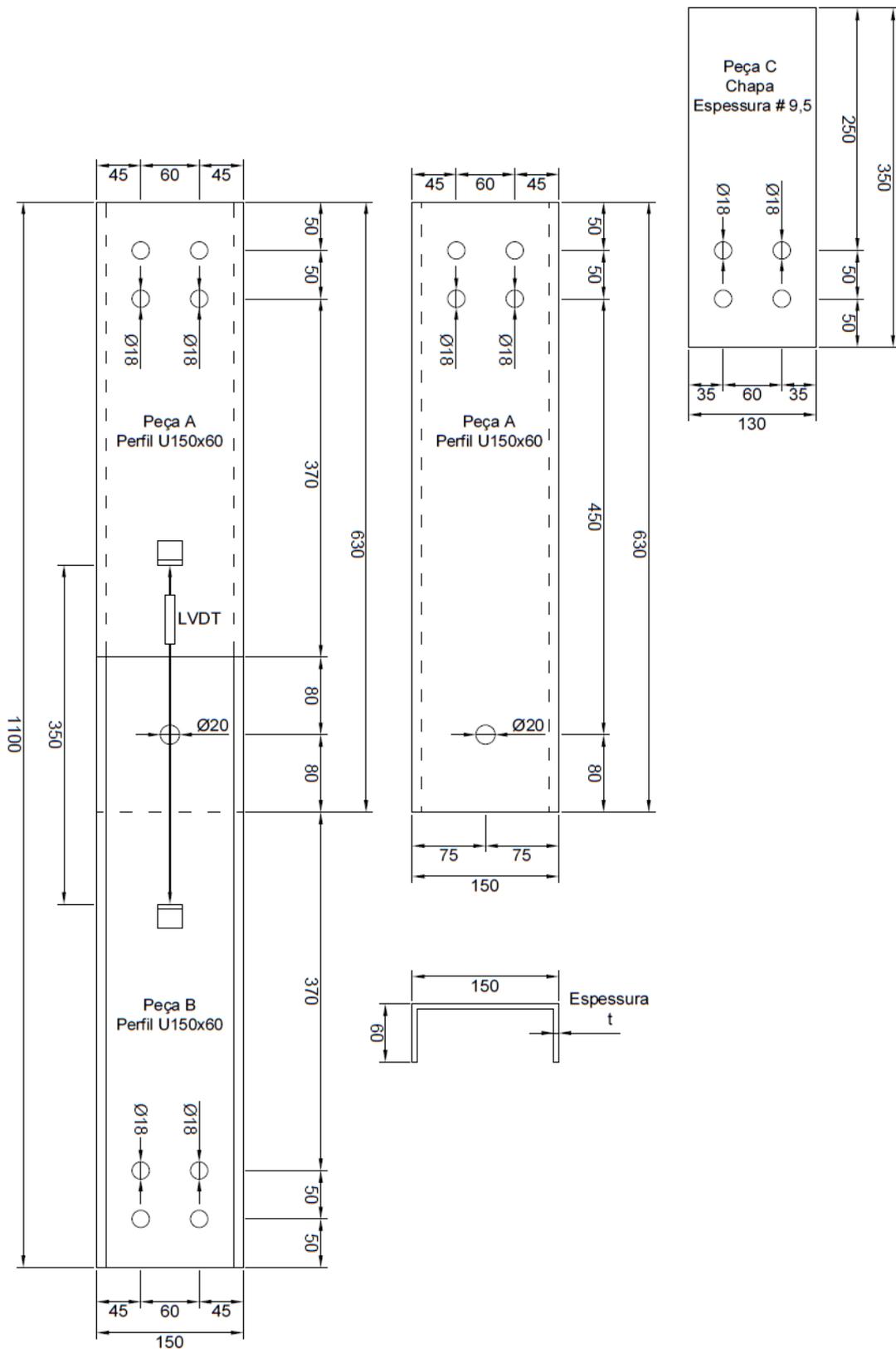
YE, W.; WANG, C. J.; MYNORS, D. J.; KIBBLE, K. A.; MORGAN, T.; CARTWRIGHT, B. Load–deflection behavior of sleeved joints in modified Z purlin system. **Thin-Walled Structures**, v.73, p.318-328, 2013.

ZHANG, L.; TONG, G. 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.

ZADANFARROKH, F.; BRYAN, E. R. 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.

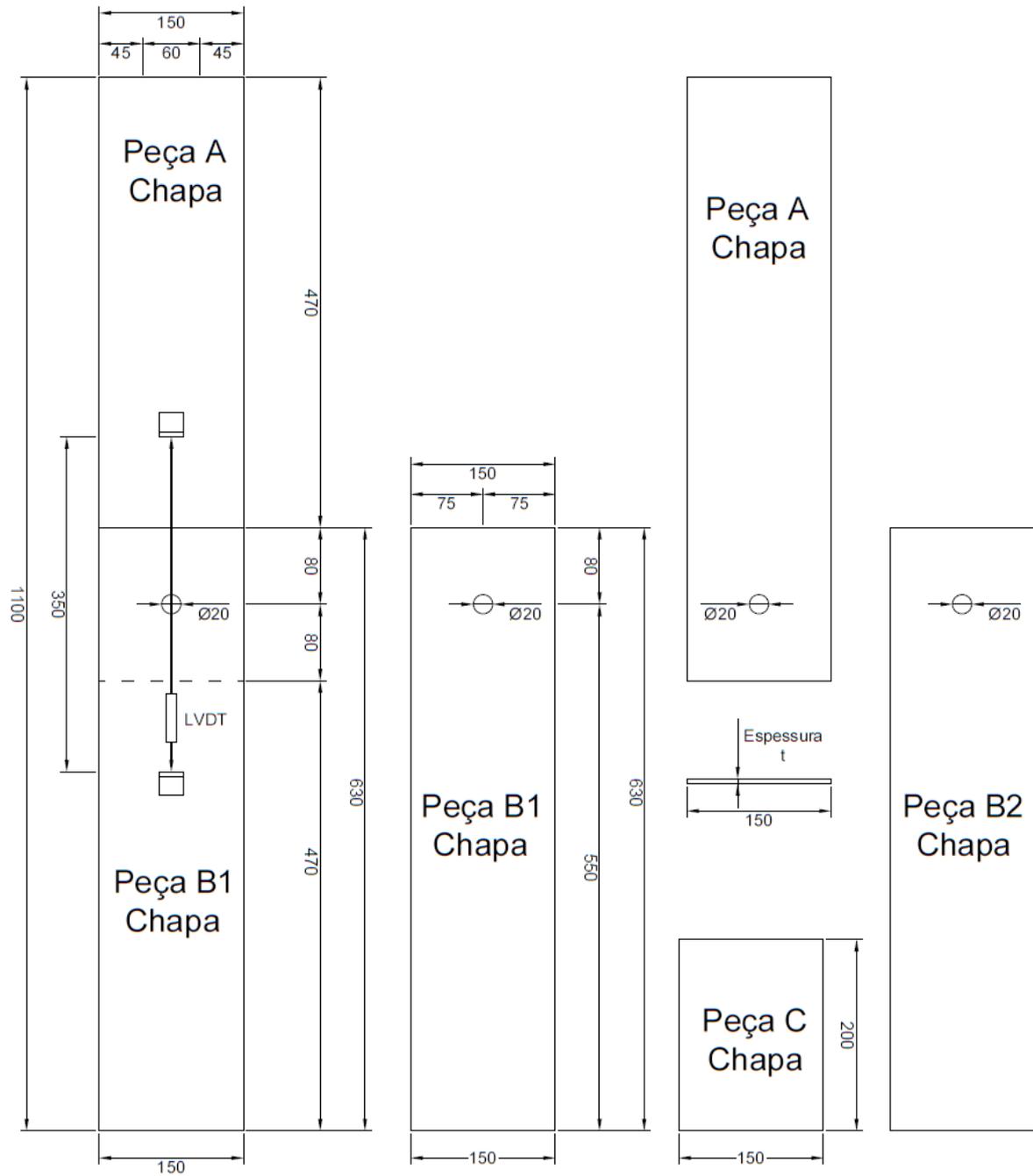
APÊNDICE A – ENSAIO DE CISALHAMENTO SIMPLES

A.1 - Detalhamento geral do corpo de prova de cisalhamento simples.



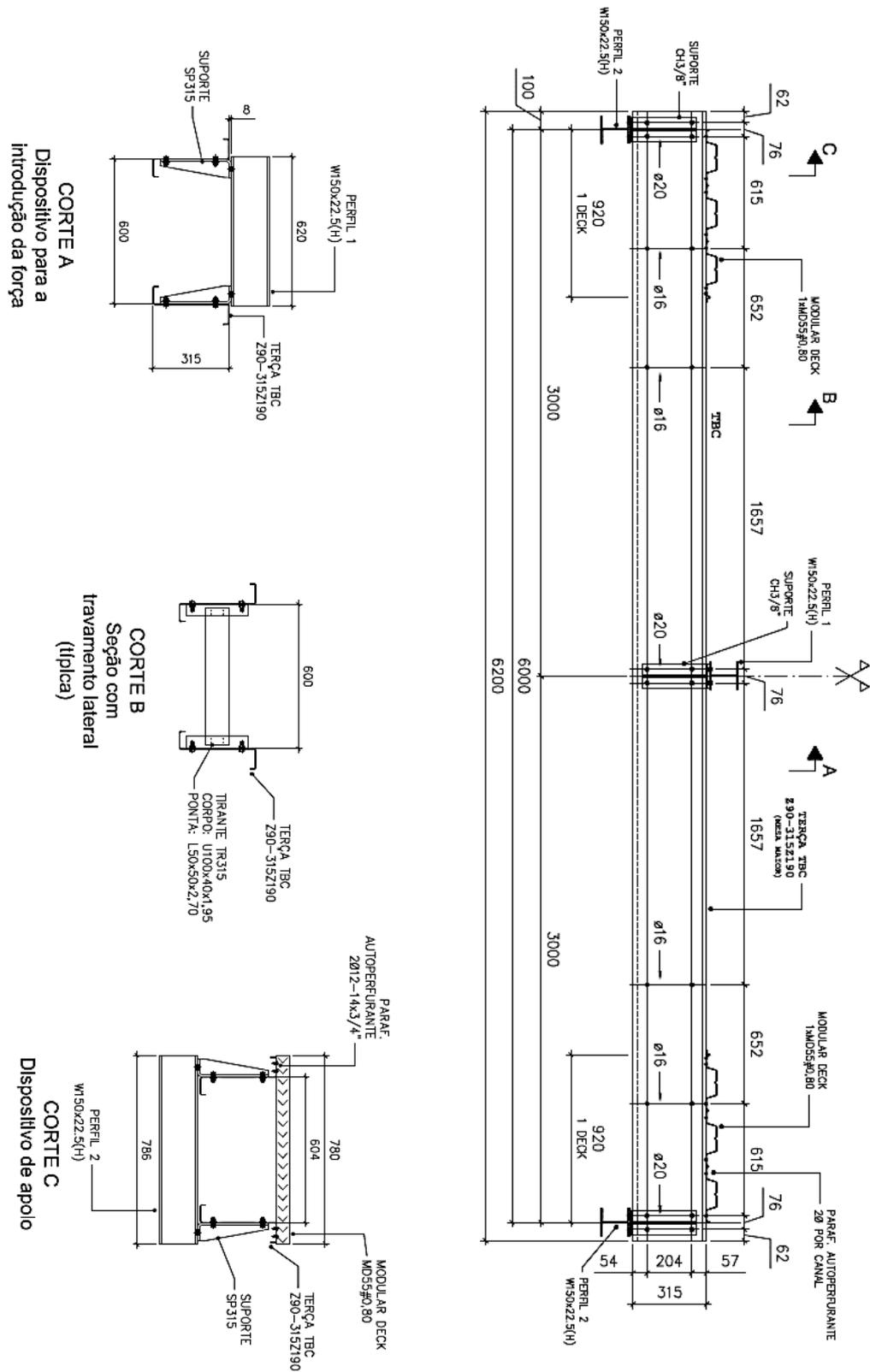
APÊNDICE B – ENSAIO DE CISALHAMENTO DUPLO

B.1 - Detalhamento geral do corpo de prova de cisalhamento duplo.

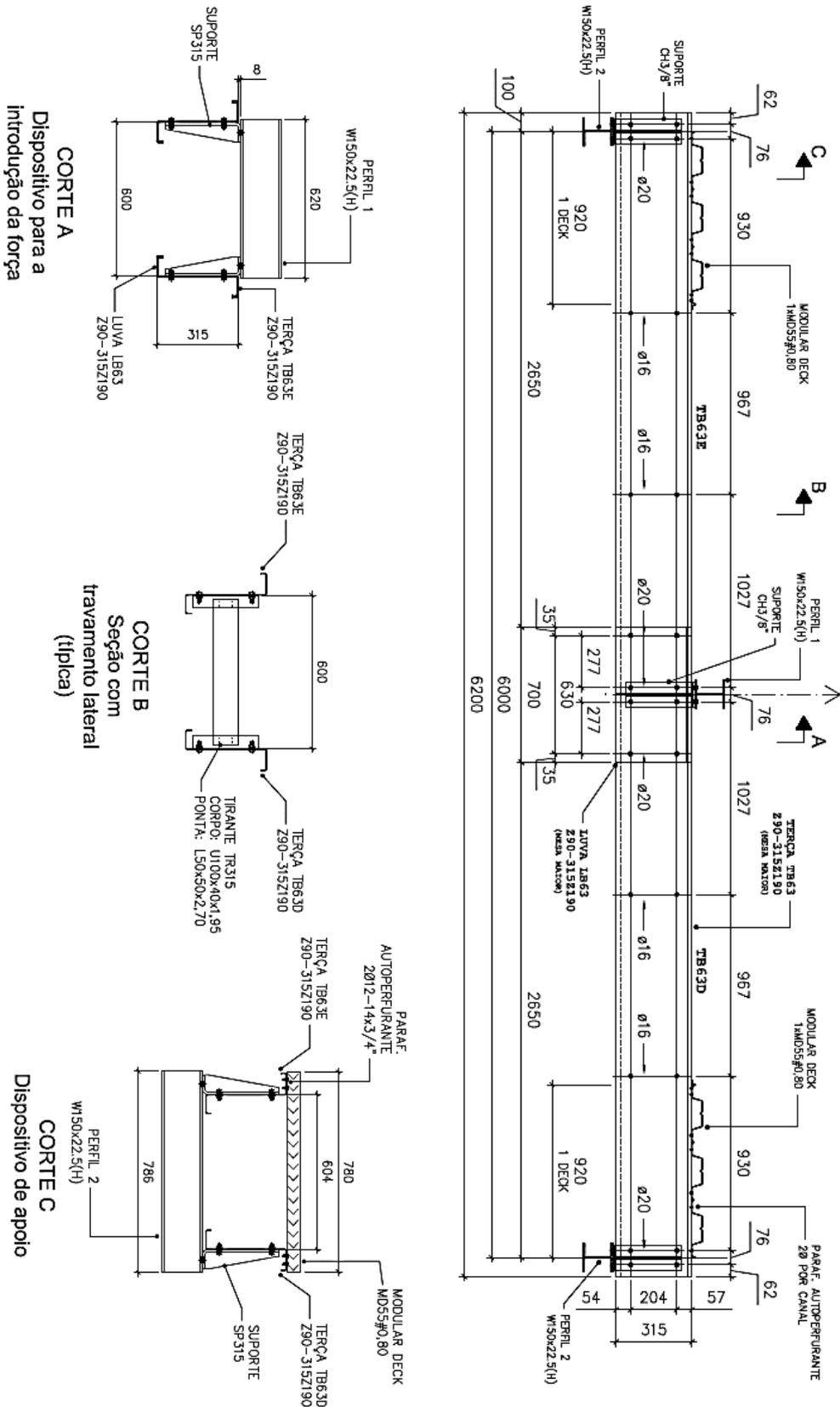


APÊNDICE C – ENSAIO DE FLEXÃO EM TERÇAS

C.1 - Detalhamento geral do protótipo ZB63-C de peças contínuas fisicamente (MODULAR SISTEMA CONSTRUTIVO, 2016).



C.2 - Detalhamento geral do protótipo ZB63-L63 de terças contínuas por meio de luva (MODULAR SISTEMA CONSTRUTIVO, 2016).



C.3 - Detalhamento geral do protótipo ZB63-L189 de terças contínuas por meio de luva (MODULAR SISTEMA CONSTRUTIVO, 2016).

