

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

Escola de Engenharia de São Carlos

Abordagem numérico-mecânica para o comportamento estrutural de ligações longarina-coluna em porta-paletes de aço

FELIPE CASTELLI SASSO

Dissertação de Mestrado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas) da Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo

FELIPE CASTELLI SASSO

**Abordagem numérico-mecânica para o
comportamento estrutural de ligações
longarina-coluna em porta-paletes de aço**

VERSÃO CORRIGIDA

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

Dissertação 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 Mestre em Ciências.

Área de concentração: Estruturas

Orientador: Prof. Tit. Maximiliano Malite

SÃO CARLOS

2023

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).

S252a Sasso, Felipe Castelli
Abordagem numérico-mecânica para o comportamento estrutural de ligações longarina-coluna em porta-paletes de aço / Felipe Castelli Sasso; orientador Maximiliano Malite. São Carlos, 2023.

Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas) e Área de Concentração em Estruturas -- Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2023.

1. perfis de aço formados a frio. 2. sistemas de armazenagem. 3. ligações semirrígidas. 4. método das componentes. 5. modelagem numérica. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **FELIPE CASTELLI SASSO**.

Título da dissertação: "Abordagem numérico-mecânica para o comportamento estrutural de ligações longarina-coluna em porta-paletes de aço".

Data da defesa: 19/07/2023.

Comissão Julgadora

Resultado

Prof. Titular **Maximiliano Malite**

APROVADO

(Orientador)

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

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

APROVADO

(Escola Politécnica – EP/USP)

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

APROVADO

(Universidade Federal do Rio de Janeiro/UFRJ)

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

(Engenharia de Estruturas):

Prof. Associado **Ricardo Carrazedo**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:

Prof. Titular **Carlos De Marqui Junior**

*Dedico este trabalho à minha noiva Luanda,
aos meus pais Ivandro e Anice, e ao meu irmão Cristian.
Sem o seu apoio, a realização deste não seria possível.*

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus pela vida, pela misericórdia e pelo amor divino, os quais me amparam e fortalecem diariamente.

À Luanda, minha noiva e companheira de vida, por ser minha inspiração e motivação, por todo amor, paciência e carinho em mais uma etapa de nossa jornada.

Aos meus pais Ivandro e Anice e ao meu irmão Cristian, por toda dedicação e sacrifícios em prol dos meus sonhos e educação, por todo amor e apoio incondicional.

A todos os amigos do Departamento de Engenharia de Estruturas. Em especial, aos queridos amigos da sala ME-04, Alexandre Matté, Felipe Macedo, Juan Ibiapina e Matheus Alves, bem como ao professor André Beck, Chiara Teodoro, Deymer Sepúlveda, Luis Gustavo, Nicolle Guerra e Wesley Lopes, pela amizade, experiências partilhadas e pelo convívio diário dentro do departamento, inclusive aos finais de semana, tornando essa caminhada mais alegre.

Ao professor Maximiliano Malite, pela orientação, tempo disponibilizado e confiança, essenciais para o meu desenvolvimento profissional e para a realização desta pesquisa.

À professora Maria Ávila Branquinho, pelos auxílios prestados e fornecimento dos dados experimentais de sua tese de doutorado, fundamentais para o desenvolvimento deste trabalho.

A todos os professores do Departamento de Engenharia de Estruturas que tanto contribuíram para o meu desenvolvimento, seja pelas aulas ministradas ou pelos conselhos fornecidos para o desenvolvimento da pesquisa.

A todos os técnicos e servidores do Departamento de Engenharia de Estruturas, por sempre estarem à disposição para nos auxiliar.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

“Que a tua vida não seja uma vida estéril.

— Sê útil. — Deixa rasto.”

São Josemaría Escrivá

RESUMO

SASSO, F. C. **Abordagem numérico-mecânica para o comportamento estrutural de ligações longarina-coluna em porta-paletes de aço**. 2023. 105p. Dissertação (Mestrado em Ciências - Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas)) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2023.

Os sistemas de armazenagem chamados de porta-paletes seletivos são estruturas metálicas constituídas em sua generalidade por perfis formados a frio, os quais – na direção longitudinal da estrutura – são montados formando pórticos momento-resistentes conectados por encaixe. Essas conexões, chamadas ligações longarina-coluna, apresentam um comportamento tipicamente semirrígido e não-linear. Somadas às variáveis inerentes ao projeto das ligações disponíveis comercialmente, tais características tornam complexa a previsão de seu comportamento, sendo necessária a realização de campanhas experimentais para tal finalidade, como recomendam as normativas internacionais e a nacional. Devido ao alto custo dos programas experimentais, mostra-se necessário o desenvolvimento de metodologias capazes de prever o comportamento dessas ligações, dentre as quais destacam-se os modelos mecânicos baseados no Método das Componentes. Nesse contexto, o presente estudo teve como principal objetivo investigar o comportamento estrutural das ligações longarina-coluna em porta-paletes de aço, a partir de uma abordagem numérica e mecânica. Para isso, um modelo numérico foi calibrado com resultados experimentais, utilizando o Método dos Elementos Finitos no *software* comercial Abaqus. Esse modelo foi desenvolvido considerando não-linearidades físicas, geométricas e de contato. As curvas momento-rotação e os resultados de rigidez e resistência apresentados, bem como os modos de falha observados, foram próximos aos obtidos experimentalmente. Portanto, considerou-se o modelo desenvolvido apropriado para fundamentar uma análise paramétrica, a qual foi realizada variando a espessura da coluna, a espessura do conector de extremidade e a altura da longarina com o número de travas do conector, totalizando 27 ligações. Com os resultados obtidos na análise paramétrica, foi possível identificar a espessura do conector como o parâmetro geométrico com maior influência sobre o comportamento estrutural das ligações longarina-coluna, seguido pela altura da longarina com o número de travas do conector e pela espessura da coluna. Por fim, um modelo mecânico baseado no Método das Componentes foi proposto para obter uma previsão da rigidez inicial e do momento resistente das ligações. O modelo mecânico exprimiu valores próximos aos observados nos modelos experimentais e numérico, mostrando-se adequado para representar o comportamento das ligações longarina-coluna.

Palavras-chave: perfis de aço formados a frio; sistemas de armazenagem; ligações semirrígidas; método das componentes; modelagem numérica.

ABSTRACT

SASSO, F. C. **Numerical-mechanical approach to the structural behavior of steel pallet racks beam-to-column connections**. 2023. 105p. Dissertation (Master) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2023.

The storage systems known as steel pallet racks are structures generally composed of cold-formed members, which – in the down-aisle direction – are assembled by hook-in boltless connections. Because of the complex design of these beam-to-column connections, the predicting of their nonlinear and semirigid behavior is difficult, requiring experimental analysis, as recommended by international and national standards. Due to the high cost of experimental programs, methods capable of predicting the behavior of connections, like the Component Method, are needed. In this sense, the aim of this study was to investigate the structural behavior of steel storage racks beam-to-column connections, from a numerical and mechanical approach. For that, a numerical model was developed in Abaqus finite element software and its results were compared to experimental data. The numerical modelling considered physical, geometric and contact nonlinearities. The moment-rotation curves, stiffness, resistance and failure modes obtained from the numerical model were in good agreement to those obtained experimentally. Therefore, the developed model was considered appropriate to base a parametric analysis, which was performed by changing the column thickness, connector thickness and beam height associated to number of tabs, summing 27 connections. The results obtained from parametric analysis enabled identify the connector thickness as the geometric parameter with the greatest influence on the structural behavior of beam-to-column connections, followed by the beam height associated to number of tabs and by the column thickness. Finally, a mechanical model based on the Component Method was proposed to predict the initial stiffness and the flexural resistance of the connections. The mechanical model presented a satisfactory agreement to the experimental and numerical data, proving to be suitable to represent the structural behavior of the beam-to-column connections.

Keywords: cold-formed steel; storage systems; semirigid connections; component method; numerical modelling.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Porta-paletes seletivo.	24
Figura 1.2 – Seções transversais usuais.	24
Figura 1.3 – Detalhes das ligações em estruturas porta-paletes de aço.	25
Figura 2.1 – Distribuição de momentos fletores em um pórtico.	29
Figura 2.2 – Curvas momento-rotação típicas de ligações metálicas usuais.	30
Figura 2.3 – Típica ligação longarina-coluna.	31
Figura 2.4 – Classes dos conectores de extremidade.	32
Figura 2.5 – Conector de extremidade com combinação das classes A e B.	33
Figura 2.6 – Ensaio para determinação do comportamento das ligações longarina-coluna.	34
Figura 2.7 – Esquema do ensaio da longarina em balanço.	35
Figura 2.8 – Método das áreas iguais para obtenção da rigidez rotacional da ligação.	36
Figura 2.9 – Esquema do ensaio do efeito de pórtico.	38
Figura 2.10 – Método da rigidez inicial.	39
Figura 2.11 – Método da inclinação da metade do momento último.	40
Figura 2.12 – Curvas $M-\theta$ de ligações longarina-coluna classe A.	42
Figura 2.13 – Representação esquemática do ensaio da dupla longarina em balanço.	43
Figura 2.14 – Diferença entre as colunas analisadas por Roure <i>et al.</i> (2013).	45
Figura 2.15 – Modelo mecânico para avaliação da rigidez rotacional (dimensões em mm).	50
Figura 2.16 – Modelo mecânico para a ligação com 3 travas.	51
Figura 2.17 – Modelo mecânico para (a) resistência à flexão (b) rigidez inicial.	52
Figura 3.1 – Seções transversais dos componentes da ligação ($p = 50$ mm).	55
Figura 3.2 – Curvas verdadeiras médias dos CPs da longarina e coluna.	56
Figura 3.3 – Arranjo experimental adotado para o ensaio das ligações longarina-coluna.	57
Figura 3.4 – Curvas momento-rotação das ligações longarina-coluna ensaiadas.	58
Figura 3.5 – Curva média do grupo controle.	59
Figura 3.6 – Detalhe para a falha nas colunas.	59
Figura 3.7 – Geometria do modelo numérico.	61
Figura 3.8 – Seções transversais utilizadas no modelo numérico (dimensões em mm).	62
Figura 3.9 – Modelos elastoplásticos utilizados no modelo numérico.	63
Figura 3.10 – Curvas momento-rotação obtidas nas análises LG e NLG.	64
Figura 3.11 – Pares de contato entre os componentes da ligação.	65
Figura 3.12 – Condições de contorno aplicadas à coluna.	65
Figura 3.13 – Condições de contorno aplicadas à longarina.	66
Figura 3.14 – Elementos sólidos analisados na coluna e conector.	67

Figura 3.15–Elementos de casca analisados na longarina.	67
Figura 3.16–Curvas momento-rotação obtidas com diferentes elementos.	68
Figura 3.17–Curvas momento-rotação obtidas no refinamento da malha.	69
Figura 3.18–Pontos analisados para determinar a rotação da ligação.	70
Figura 3.19–Curvas momento-rotação antes e após dissipação da oscilação inicial.	71
Figura 3.20–Curvas momento-rotação experimentais e numérica.	71
Figura 3.21–Modos de falha do modelo numérico.	73
Figura 3.22–Evolução do rasgamento nos furos da coluna.	73
Figura 3.23–Outras deformações plásticas do modelo.	74
Figura 4.1 – Resultados obtidos na análise paramétrica.	78
Figura 5.1 – Modelo para determinar a resistência e a rigidez da componente $cw,tear$	84
Figura 5.2 – Identificação da componente cw,b no modelo numérico.	85
Figura 5.3 – Modelo esquemático da componente cw,b	86
Figura 5.4 – Identificação da componente cw,c no modelo numérico.	87
Figura 5.5 – Modelo para determinar a resistência e a rigidez da componente $cw,t/cw,c$	87
Figura 5.6 – Modelo esquemático do painel de alma submetido ao cisalhamento (cw,s).	88
Figura 5.7 – Modelo para determinar a resistência e a rigidez da componente t,s	89
Figura 5.8 – Modelo para determinar a resistência e rigidez da componente $co,b/co,s$	90
Figura 5.9 – Modelo para determinar a resistência e rigidez da componente $cow,t/cow,c$	92
Figura 5.10–Modelo esquemático da componente $bf,t/bf,c$	93
Figura 5.11–Modelo mecânico proposto para avaliação da resistência à flexão.	94
Figura 5.12–Modelo mecânico proposto para avaliação da rigidez rotacional.	96
Figura 5.13–Procedimentos adotados para avaliação da rigidez rotacional.	96

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Resumo dos testes recomendados por diferentes normativas.	34
Tabela 3.1 – Propriedades mecânicas do material utilizado.	56
Tabela 3.2 – Resultados das amostras ensaiadas.	58
Tabela 3.3 – Propriedades mecânicas utilizadas no modelo numérico.	63
Tabela 3.4 – Resultados das análises experimentais e numérica.	72
Tabela 4.1 – Parâmetros de interesse e trabalhos que os abordaram.	75
Tabela 4.2 – Resultados de rigidez e capacidade última dos modelos paramétricos. .	79
Tabela 4.3 – Resultados de rigidez dos modelos paramétricos obtida por diferentes métodos.	82
Tabela 5.1 – Resultados do modelo mecânico comparados aos experimentais e numérico.	97

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	23
1.1	Objetivos	26
1.2	Justificativa	27
1.3	Metodologia	27
2	LIGAÇÕES LONGARINA-COLUNA	29
2.1	Procedimentos normativos	33
2.1.1	Ensaio da longarina em balanço	35
2.1.2	Ensaio do efeito de pórtico	37
2.2	Determinação da rigidez	39
2.2.1	Método da rigidez inicial	39
2.2.2	Método da inclinação da metade do momento último	40
2.3	Estado da arte	40
2.3.1	Comportamento mecânico	40
2.3.2	Modelos preditivos	48
3	CALIBRAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO	55
3.1	Modelo físico e resultados experimentais	55
3.1.1	Propriedades geométricas e do material	55
3.1.2	Resultados experimentais	57
3.2	Modelo numérico	60
3.2.1	Geometria do modelo	60
3.2.2	Fontes de não-linearidade	60
3.2.3	Condições de contorno	64
3.2.4	Malha de elementos finitos	66
3.3	Resultados	69
3.3.1	Curvas momento-rotação e rigidez	69
3.3.2	Modos de falha	72
4	ANÁLISE PARAMÉTRICA	75
4.1	Parametrização do modelo numérico	75
4.2	Resultados	77
4.2.1	Influência dos parâmetros geométricos no comportamento da ligação	78
4.2.2	Métodos para obtenção da rigidez	80
5	MODELO MECÂNICO	83
5.1	Identificação e comportamento individual das componentes	83

5.1.1	Alma da coluna em rasgamento ($cw,tear$)	83
5.1.2	Alma da coluna em esmagamento (cw,b)	84
5.1.3	Alma da coluna em tração e compressão ($cw,t/cw,c$)	85
5.1.4	Alma da coluna em cisalhamento (cw,s)	88
5.1.5	Travas em cisalhamento (t,s)	89
5.1.6	Conector em flexão e cisalhamento ($co,b/co,s$)	90
5.1.7	Alma do conector em tração e compressão ($cow,t/cow,c$)	91
5.1.8	Mesa da longarina em tração e compressão ($bf,t/bf,c$)	93
5.2	Avaliação da resistência à flexão	93
5.3	Avaliação da rigidez inicial	95
5.4	Resultados	97
6	CONSIDERAÇÕES FINAIS	99
6.1	Conclusões	99
6.2	Sugestões para estudos futuros	100
	REFERÊNCIAS	101

1 INTRODUÇÃO

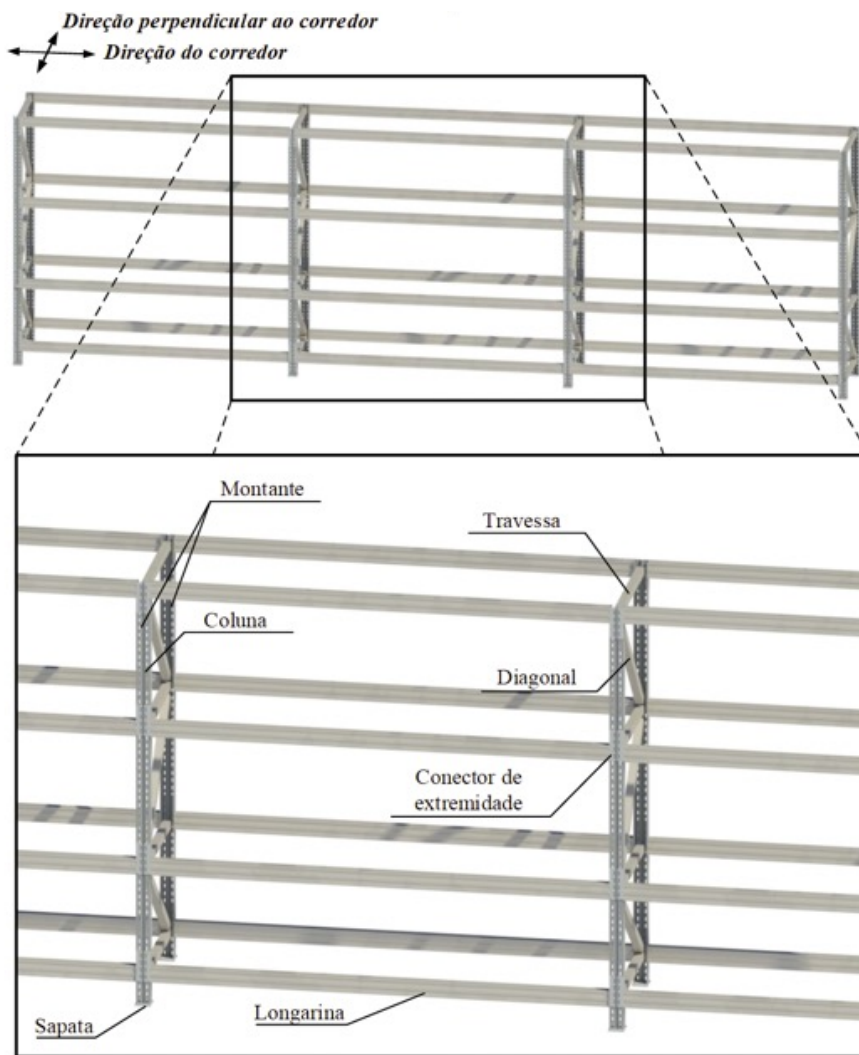
Os porta-paletes seletivos, também conhecidos por racks, são estruturas de aço utilizadas para armazenagem de produtos manufaturados, variando desde pequenas estantes até grandes estruturas em armazéns e sistemas logísticos. Devido ao recente crescimento do setor de *e-commerce*, os racks conquistaram uma grande notoriedade no mercado, pois, por usualmente serem constituídos de perfis formados a frio (PFF), são caracterizados como estruturas leves e de baixo custo, com uma alta relação entre peso suportado *vs.* peso-próprio, o que os torna muito atrativos. Como mostra a Figura 1.1, essas estruturas são sistemas de pórticos espaciais, formados pela disposição sequencial de colunas (elementos verticais), conectadas por longarinas (elementos horizontais) na direção do corredor, e por travessas e diagonais (formando um montante treliçado) na direção perpendicular ao corredor.

Nota-se que a disposição dos elementos permite que a estrutura porta-paletes apresente dois comportamentos mecânicos distintos, um na direção do corredor e outro na direção perpendicular ao corredor. Na primeira, os elementos constituem um pórtico momento-resistente – isto é, uma estrutura deslocável – em que a rigidez das colunas, longarinas e, principalmente, das ligações entre os elementos, proporciona toda a estabilidade do pórtico, uma vez que este não possui contraventamento para viabilizar o armazenamento dos produtos. Já na direção perpendicular ao corredor, o contraventamento é feito pelas travessas e diagonais, ou seja, por um montante treliçado, garantindo a estabilidade do sistema estrutural nesse plano.

As longarinas frequentemente possuem seção transversal tubular fechada (Figura 1.2b), tendo suas extremidades soldadas a conectores de extremidade, os quais são encaixados nas perfurações executadas nas colunas. Estas, por sua vez, geralmente possuem seções mono ou duplamente simétricas (Figura 1.2a) e tem como particularidade, além das instabilidades globais de flexão, torção e flexo-torção, a ocorrência de instabilidades locais, distorcionais e suas interações com os modos globais (BERNUZZI *et al.*, 2015).

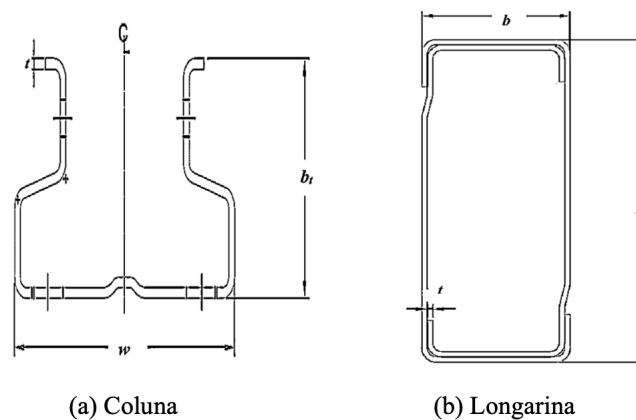
No que tange as ligações dos racks (Figura 1.3) – tanto as que conectam os elementos, quanto as que conectam as colunas ao piso –, essas apresentam um comportamento essencialmente semirrígido. As ligações das colunas ao piso são dadas pela fixação de placas-base (também chamadas de sapatas, como visto na Figura 1.1, soldadas às colunas) com chumbadores, sendo solicitadas por uma combinação de força axial e momento fletor. Já as ligações entre os elementos de contraventamento (travessas e diagonais) e as colunas, são viabilizadas pelas perfurações das colunas, onde os elementos são fixados com parafusos. Tais perfurações, como já citado, também viabilizam a conexão entre longarinas e colunas.

Figura 1.1 – Porta-paletes seletivo.



Fonte: Branquinho (2021, p. 34).

Figura 1.2 – Seções transversais usuais.

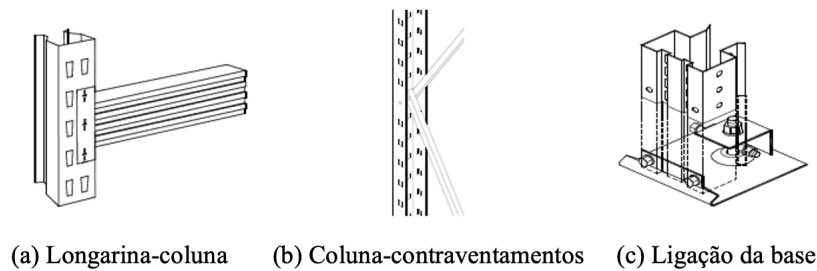


(a) Coluna

(b) Longarina

Fonte: Adaptado de Shah *et al.* (2017).

Figura 1.3 – Detalhes das ligações em estruturas porta-paletes de aço.



Fonte: Baldassino *et al.* (2019).

As ligações longarina-coluna têm a particularidade de serem constituídas pelo encaixe entre as travas do conector de extremidade (usualmente perfis laminados soldados à longarina) e as perfurações da coluna devido às necessidades inerentes ao armazenamento de diferentes produtos na indústria. Sua rigidez e resistência, junto às das ligações de base, governam a estabilidade e, conseqüentemente, o deslocamento lateral dos porta-paletes na direção do corredor. De acordo com Bajoria e Talikoti (2006), seu comportamento semirrígido e não-linear deve-se à distorção da parede da coluna, ao rasgamento dos furos da coluna e à distorção do conector de extremidade.

As seções adotadas para as colunas e longarinas, bem como a concepção dos conectores de extremidade, possuem grande variabilidade entre as empresas fabricantes de porta-paletes, compreendendo complexos detalhes construtivos e tornando difícil uma previsão analítica do comportamento de tais ligações. Desse modo, tanto a norma de porta-paletes brasileira NBR 15524-2 (ABNT, 2007), quanto as principais normas internacionais – como a americana ANSI MH16.1 (RMI, 2021) e a europeia EN 15512 (CEN, 2009) – recomendam apenas a realização de testes para a determinação da rigidez e resistência das ligações longarina-coluna, onde os principais ensaios utilizados para tal finalidade são o da longarina em balanço (*cantilever test*) e o do efeito de pórtico (*portal test*).

Apesar de fornecerem resultados precisos sobre o comportamento das ligações, sendo possível inclusive verificar seus modos de falha, as campanhas experimentais demandam um alto custo financeiro e um vasto tempo aplicado para sua realização. Uma alternativa aos ensaios são as análises numéricas, as quais, através da parametrização de modelos, possibilitam investigações mais abrangentes de forma menos dispendiosa. Todavia, para a obtenção de resultados semelhantes aos observados em um estudo experimental, o modelo teórico deve representar fielmente um modelo físico, sendo necessário, portanto, algum estudo experimental prévio para a calibração do modelo numérico. Conseqüentemente, tais análises demandam um alto custo computacional, o que somado ao já exposto, as torna inviáveis para a prática diária de projetos de estruturas porta-paletes. Diante de tal

circunstância, é notável a carência por procedimentos capazes de prever o comportamento semirrígido das ligações longarina-coluna de maneira eficiente e prática.

Entre as metodologias preditivas já desenvolvidas para as ligações longarina-coluna – como os modelos analíticos polinomial de Frye-Morris e potência de três parâmetros (PRABHA *et al.*, 2010), ou ainda as baseadas em *machine learning* e inteligência artificial (SHAH; SULONG; EL-SHAFIE, 2018; LYU *et al.*, 2020) –, os modelos mecânicos baseados no Método das Componentes se destacam por serem capazes de, além de prever comportamentos não-lineares, identificar as componentes da ligação que possuem maior influência em seu comportamento. Essa metodologia foi desenvolvida para ligações com perfis de aço laminados e soldados, sendo inclusive recomendada pela norma europeia de estruturas de aço EN 1993-1-8 (CEN, 2005). Atualmente, pesquisadores buscam desenvolver e aprimorar modelos mecânicos baseados no Método das Componentes para a aplicação em ligações longarina-coluna de estruturas porta-paletes, como realizado por Ślęczka e Kozłowski (2007), Zhao *et al.* (2017), Dai, Zhao e Rasmussen (2018b) e Gusella, Orlando e Thiele (2018). Entretanto, como os estudos citados foram desenvolvidos e validados para ligações específicas, a aplicação de tal metodologia na prática de projetos ainda é limitada pela grande variabilidade de concepções adotadas pelas empresas, a qual já era identificada nos primeiros estudos relacionados exclusivamente às ligações longarina-coluna, como o de Markazi, Beale e Godley (1997), onde os autores observaram que os conectores de extremidade, e conseqüentemente as ligações, projetados pelas indústrias europeias se dividiam em quatro distintas concepções.

Portanto, observando o contexto atual das ligações longarina-coluna de estruturas porta-paletes em aço, mostra-se necessário não só o estudo sobre o comportamento estrutural das mais diversas concepções utilizadas, mas também o desenvolvimento e a validação de modelos capazes de prever o seu comportamento semirrígido não-linear, de modo a viabilizar a normatização e a prática utilização de tais procedimentos.

1.1 Objetivos

Dado o exposto, mediante uma abordagem numérica e mecânica, esta pesquisa teve como principal objetivo investigar o comportamento estrutural das ligações longarina-coluna de estruturas porta-paletes em aço, de modo a identificar os parâmetros geométricos que possuem maior influência sobre sua resposta mecânica e a avaliar modelos preditivos já desenvolvidos. Para isso, os objetivos específicos foram:

- a) Investigar, em um estudo numérico, o comportamento semirrígido e os modos de falha de uma ligação longarina-coluna já avaliada experimentalmente;
- b) Identificar os parâmetros geométricos que possuem maior influência sobre o comportamento estrutural das ligações longarina-coluna;

- c) Analisar os diferentes métodos utilizados na obtenção da rigidez de ligações longarina-coluna;
- d) Propor um modelo mecânico baseado no Método das Componentes, de modo a possibilitar a previsão do comportamento estrutural das ligações avaliadas experimental e numericamente.

1.2 Justificativa

A complexidade do comportamento mecânico das ligações longarina-coluna dos racks, devido principalmente a seus também complexos detalhes construtivos, demanda uma análise precisa e minuciosa, a qual pode ser alcançada em campanhas experimentais, sendo essas inclusive recomendadas pelas normativas nacional e internacionais de estruturas porta-paletes em aço. Tais campanhas têm sido empregadas em investigações sobre o comportamento estrutural das ligações longarina-coluna desde o final do século passado. Contudo, a variabilidade apresentada entre as concepções de estruturas porta-paletes disponíveis comercialmente ainda requer ampla investigação sobre o comportamento estrutural das ligações, principalmente para a obtenção de estruturas mais eficientes, isto é, com um melhor aproveitamento do material empregado.

É evidente que amplas investigações solicitam um grande tempo empregado para a sua realização, e para que isso ocorra de forma menos onerosa, modelos preditivos tornam possível uma maior objetividade em tais análises através de metodologias mais simples e práticas.

Portanto, tanto a realização de extensivos estudos numéricos quanto o desenvolvimento e avaliação de metodologias como os modelos mecânicos baseados no Método das Componentes são de extrema necessidade, pois além de possibilitarem a previsão do comportamento estrutural das ligações longarina-coluna, são capazes de verificar quais as componentes de maior influência na rigidez e resistência das conexões, viabilizando a otimização destas.

1.3 Metodologia

Para a realização da pesquisa, foi desenvolvido um estudo paramétrico baseado em análises numéricas e proposto um modelo mecânico tendo como objeto de investigação as ligações longarina-coluna com travas encaixadas perpendicularmente à alma da coluna. Inicialmente, o modelo numérico foi calibrado com resultados experimentais obtidos por Branquinho (2021), sendo posteriormente parametrizado.

Quanto ao modelo mecânico, este foi proposto com base na descrição das componentes básicas identificadas por Ślęczka e Kozłowski (2007) em seu próprio modelo. Apesar de também ter sido desenvolvido e validado em ligações com travas encaixadas

perpendicularmente à alma da coluna, tal modelo possui uma distinta distribuição de esforços devido a posição em que a longarina foi soldada ao conector, não sendo capaz de representar as ligações utilizadas na campanha experimental de Branquinho (2021) e nessa pesquisa investigadas.

Diante do exposto, são elencadas etapas metodológicas realizadas nesse estudo para o alcance dos objetivos citados:

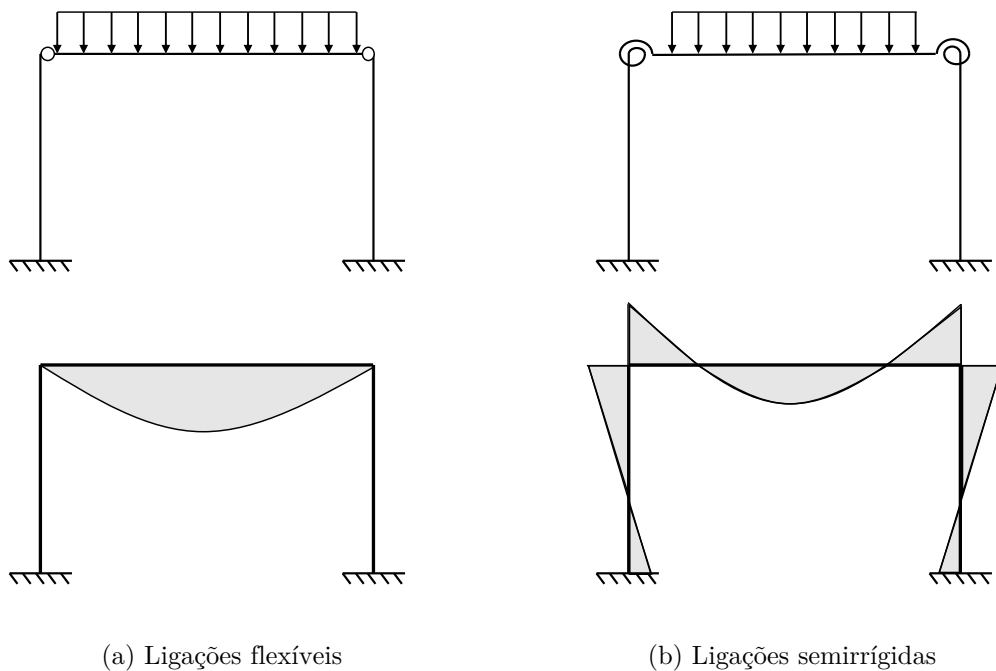
- a) Modelagem numérica da ligação utilizada na campanha experimental de Branquinho (2021), utilizando o Método dos Elementos Finitos (MEF) no *software* comercial Abaqus®;
- b) Calibração do modelo numérico com os dados experimentais de Branquinho (2021), verificando sua resposta mecânica quanto à rigidez, à resistência e aos modos de falha;
- c) Parametrização do modelo numérico;
- d) Análise da resposta estrutural dos modelos numéricos com o intuito de identificar os parâmetros geométricos que possuem maior influência no comportamento das ligações;
- e) Realização de um estudo comparativo entre os diferentes métodos de obtenção da rigidez da ligação longarina-coluna, utilizando os resultados da análise paramétrica;
- f) Desenvolvimento de um modelo mecânico baseado no Método das Componentes para a previsão da rigidez inicial e da resistência à flexão das ligações avaliadas experimental e numericamente.

2 LIGAÇÕES LONGARINA-COLUNA

As ligações em estruturas metálicas dão origem a descontinuidades mecânicas e geométricas, sendo indispensável o conhecimento e a consideração de seu comportamento na análise estrutural. Nesta, as ligações entre os elementos são usualmente consideradas com um comportamento hipotético, idealizado a partir da classificação em rígidas, semirrígidas ou flexíveis. Na hipótese de comportamento rígido, considera-se que o ângulo entre os elementos adjacentes à ligação permanece imutável, isto é, há transmissão total de momentos entre eles. Já em ligações classificadas como flexíveis ou rotuladas, essa transmissão de momentos é considerada nula. Por sua vez, as ligações semirrígidas apresentam uma rotação relativa entre os elementos, tendo como resultado o momento transmitido entre eles.

Desta forma, a correta classificação das ligações é imprescindível para uma análise estrutural precisa, pois ao adotar um comportamento hipotético, modificam-se não somente os deslocamentos do sistema estrutural, mas também a distribuição e a magnitude de seus esforços internos, como pode ser visto na Figura 2.1, a qual apresenta dois diagramas de momento fletor de um pórtico biengastado, submetido a um carregamento uniformemente distribuído, onde as ligações entre viga e coluna são consideradas flexíveis ou semirrígidas.

Figura 2.1 – Distribuição de momentos fletores em um pórtico.

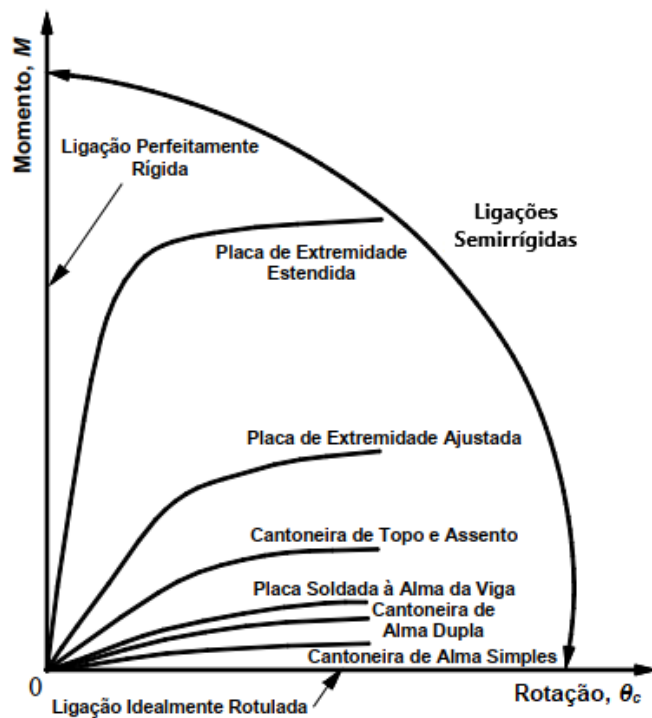


Fonte: Próprio autor.

Para classificá-las, o real comportamento das ligações é representado pela relação

não-linear entre o momento fletor e a rotação relativa dos elementos conectados, sendo essa usualmente apresentada em uma curva momento *versus* rotação obtida em modelos experimentais ou numéricos, como mostra a Figura 2.2, a qual ilustra curvas típicas de ligações usuais em estruturas metálicas.

Figura 2.2 – Curvas momento-rotação típicas de ligações metálicas usuais.

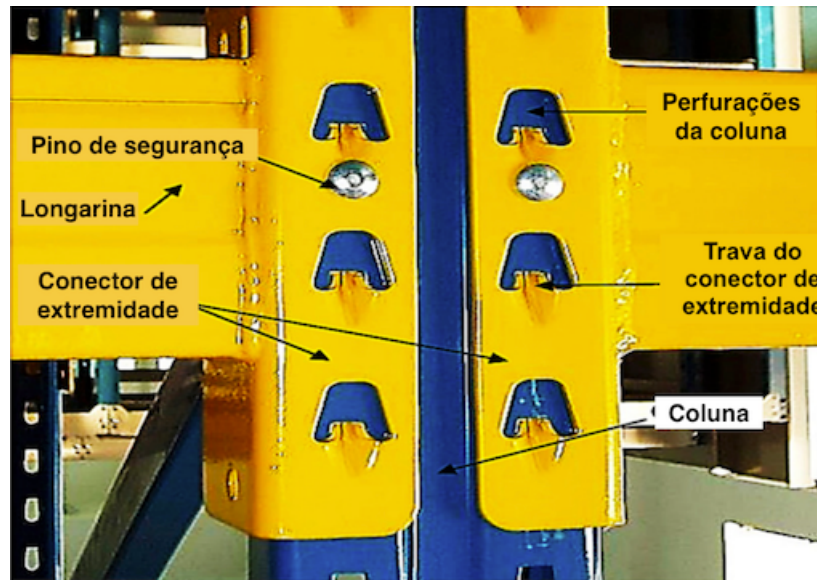


Fonte: Adaptado de Chan e Chui (1999).

Nota-se, a partir da Figura 2.2, que algumas ligações em sistemas estruturais de aço aproximam-se muito de um comportamento hipotético rígido ou flexível. Todavia, entre as ligações metálicas com comportamento essencialmente semirrígido – isto é, ligações com predominância de rotação relativa entre os elementos adjacentes –, as ligações longarina-coluna em sistemas de armazenagem do tipo porta-paletes possuem influência ainda maior sobre o comportamento global da estrutura. Isso ocorre, pois, por usualmente não serem contraventados longitudinalmente (na direção do corredor) para viabilizar o armazenamento de produtos, esses sistemas têm sua estabilidade governada principalmente por tais ligações.

Essas conexões são compostas por três elementos: coluna, longarina e conector de extremidade com travas. A união desses elementos é concebida pelo encaixe das travas do conector de extremidade nas perfurações padronizadas da coluna e, também, por um pino de segurança, o qual é utilizado com o objetivo de garantir que na ocorrência de solicitações contrárias à direção gravitacional não ocorra o desacoplamento da ligação. A Figura 2.3 apresenta os principais elementos de uma ligação longarina-coluna.

Figura 2.3 – Típica ligação longarina-coluna.



Fonte: Shah *et al.* (2016a).

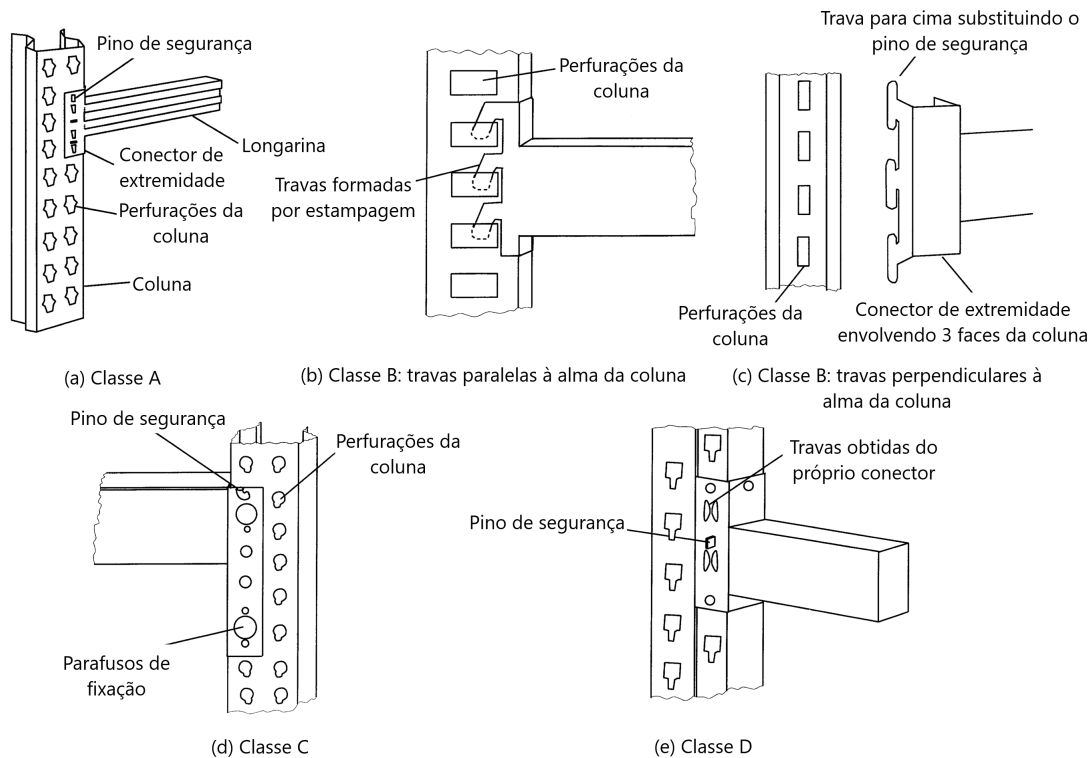
Os conectores de extremidade são usualmente constituídos por perfis laminados, sendo esses soldados às extremidades das longarinas. As travas desses conectores – as quais são encaixadas nas perfurações, viabilizando a montagem e remontagem dos porta-paletes de acordo com a necessidade – podem ser fabricadas de diversos modos, sendo obtidas diretamente do conector de extremidade ou, no caso de elementos independentes, sendo posteriormente soldadas ou parafusadas ao conector (MARKAZI; BEALE; GODLEY, 1997).

Essa variabilidade na concepção e fabricação dos conectores foi evidenciada por Markazi, Beale e Godley (1997), os quais classificaram os conectores de extremidade disponíveis comercialmente na indústria de armazenagem europeia em quatro classes, de acordo com os modos de fabricação das travas, sendo elas:

- a) Classe A: chamadas pelos autores de *tonque*, são travas em balanço formadas pelo puncionamento do material para fora do plano do conector, ou seja, obtidas do próprio conector. O conector de extremidade fabricado nesse formato, quando em serviço, entra em contato com a alma e a mesa da coluna (Figura 2.4a);
- b) Classe B: as travas são formadas por um processo de estampagem do aço, podendo ser encaixadas paralela ou perpendicularmente às perfurações da alma da coluna (Figuras 2.4b e 2.4c);
- c) Classe C: o encaixe com a coluna é análogo aos dos conectores da classe A, porém, com a diferença de que nessa classe as travas são formadas por parafusos fixados por pressão em furos realizados no conector (Figura 2.4d);

- d) Classe D: também possui travas obtidas do próprio conector de extremidade, formadas por puncionamento. Porém, essas continuam em contato com o conector em dois pontos, não estando em balanço como as travas da classe A. Analogamente à classe A, quando em serviço, também entram em contato com a alma e a mesa da coluna (Figura 2.4e).

Figura 2.4 – Classes dos conectores de extremidade.

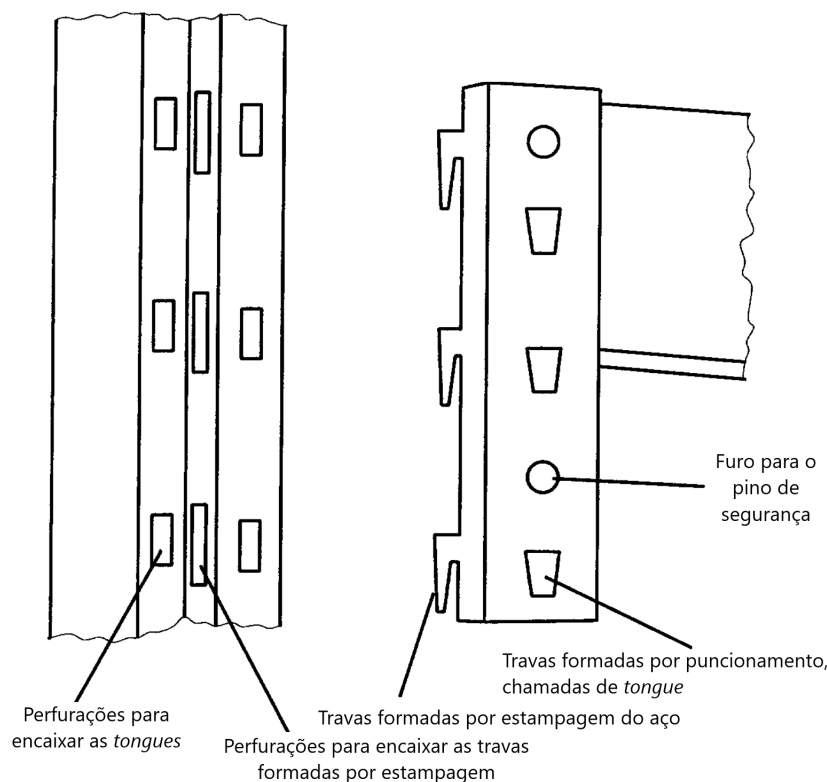


Fonte: Adaptado de Markazi, Beale e Godley (1997).

Ainda, de acordo com os autores, a combinação de duas classes também é usual no mercado europeu, como é o caso ilustrado na Figura 2.5, onde o conector de extremidade é projetado com a combinação da classe A (travas puncionadas em balanço) e da classe B (travas fabricadas por estampagem).

A grande variação no processo executivo dos elementos que compõem a ligação, somada ao complexo comportamento semirrígido inerente ao encaixe entre os mesmos elementos, torna muito dificultosa a previsão do comportamento estrutural dessas ligações. Por isso, ao longo das duas últimas décadas, diversos pesquisadores vêm desenvolvendo estudos que investigam o comportamento das ligações longarina-coluna, principalmente a partir de campanhas experimentais (sendo essas as únicas recomendações encontradas nas principais normas internacionais para ligações longarina-coluna), análises numéricas e, recentemente, com modelos preditivos (como os modelos mecânicos baseados no Método das Componentes), os quais são muito interessantes para a prática de projetos de racks.

Figura 2.5 – Conector de extremidade com combinação das classes A e B.



Fonte: Adaptado de Markazi, Beale e Godley (1997).

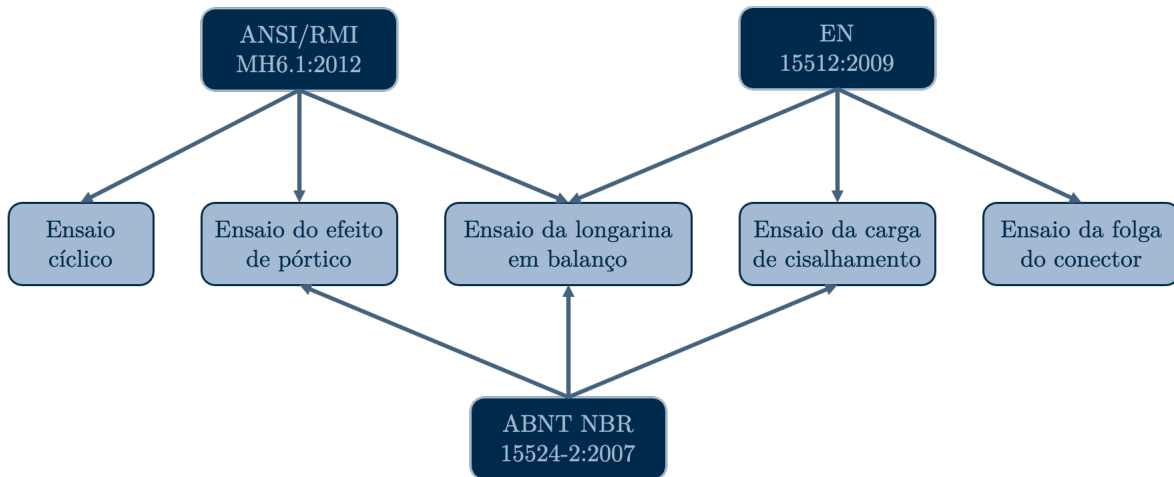
O presente capítulo apresenta e discute os procedimentos normativos que norteiam o projeto das ligações longarina-coluna (seção 2.1), bem como as metodologias utilizadas para a caracterização de sua rigidez a partir das curvas momento-rotação (seção 2.2). Por fim, também são expostos os estudos já realizados para a compreensão e otimização de seu comportamento (seção 2.3).

2.1 Procedimentos normativos

O comportamento das ligações, como já citado anteriormente, usualmente é representado pela resposta momento *vs.* rotação ($M-\theta$), sendo essa de difícil obtenção por métodos analíticos e até mesmo numéricos, uma vez que, no caso das ligações longarina-coluna, diversos e complexos são os fatores que influenciam seu comportamento, como o contato entre as travas e as perfurações, o escoamento dessas travas e das bordas das perfurações devido às tensões localizadas, a espessura e a geometria dos componentes da ligação e a folga inicial (ROURE *et al.*, 2013).

Sendo assim, tanto a norma brasileira NBR 15524-2 (ABNT, 2007), quanto a americana ANSI MH16.1 (RMI, 2021) e a europeia EN 15512 (CEN, 2009), recomendam programas experimentais para avaliar o comportamento semirrígido das ligações longarina-coluna, os quais são apresentados na Figura 2.6.

Figura 2.6 – Ensaio para determinação do comportamento das ligações longarina-coluna.



Fonte: Próprio autor.

Entre os ensaios apresentados, para a determinação da rigidez e caracterização das ligações longarina-coluna, são utilizados o ensaio da longarina em balanço (*cantilever test*) ou o do efeito de pórtico (*portal test*), sendo o primeiro recomendado pelas três normativas e o segundo apenas pela brasileira e pela americana em sua versão anterior, na ANSI MH16.1 (RMI, 2012), como ilustrado na Figura 2.6. Na versão atual, a ANSI MH16.1 (RMI, 2021) não apresenta especificações para o ensaio do efeito de pórtico, apenas para o ensaio da longarina em balanço, as quais foram mantidas iguais às da versão anterior. Ambos os ensaios são descritos detalhadamente nos itens a seguir, enquanto a Tabela 2.1 apresenta de modo resumido as diferenças entre as normativas para cada ensaio.

Tabela 2.1 – Resumo dos testes recomendados por diferentes normativas.

Ensaio	Norma	Fixação da coluna	Altura da coluna	Braço de alavanca	Altura das longarinas	Comprimento das longarinas
Longarina em balanço	ANSI RMI MH16.1:2021	Extremidades engastadas	≥ 760 mm	610 mm	-	≥ 660 mm
	EN 15512:2009	2 pontos fixados a um montante rígido	Altura do conector + 2x largura da coluna	400 mm	-	-
	ABNT NBR 15524-2:2007	2 pontos fixados a um montante rígido	Altura do conector + 2x largura da coluna	400 mm	-	-
Efeito de pórtico	ANSI RMI MH16.1:2012	-	-	-	610 mm	-
	ABNT NBR 15524-2:2007	-	-	-	≥ 600 mm	270 mm

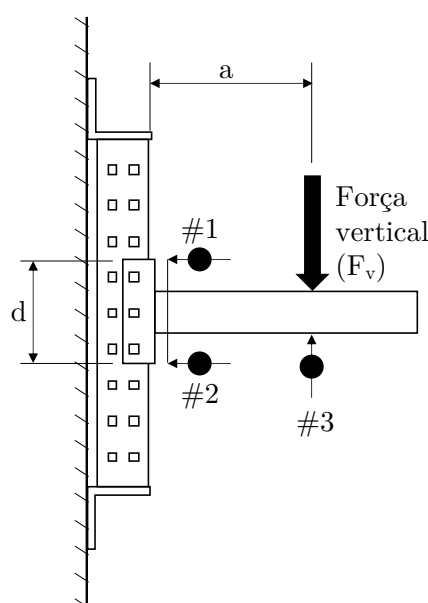
Fonte: Próprio autor.

2.1.1 Ensaio da longarina em balanço

O ensaio da longarina em balanço tem como objetivo determinar a rigidez e a resistência à flexão da ligação longarina-coluna. Este é constituído por um trecho curto de coluna e um trecho de longarina de estruturas porta-paletes, como ilustra a Figura 2.7.

As normativas NBR 15524-2 (ABNT, 2007) e EN 15512 (CEN, 2009) apresentam as mesmas recomendações quanto ao arranjo experimental, propondo que a coluna seja fixada a um montante rígido em dois pontos – com uma altura maior ou igual ao tamanho do conector somado a duas vezes a largura da coluna –, que a distância entre a coluna e o ponto de aplicação da força vertical seja de 400 mm e que esta seja aplicada por um atuador com abertura de pistão de pelo menos 750 mm e extremidades rotuladas. Já a ANSI MH16.1 (RMI, 2021) recomenda que as extremidades do trecho da coluna sejam engastadas, que essa possua pelo menos 760 mm de altura, que a longarina possua pelo menos 660 mm de comprimento e que o ponto de aplicação esteja a uma distância de 610 mm da coluna. As três normas indicam que a extremidade livre da longarina deve ter sua deslocabilidade lateral restringida, de modo a garantir deslocamentos apenas na direção da força aplicada e, também indicam que previamente ao ensaio, seja aplicada uma carga inicial de 10% da carga estimada e posteriormente removida, de modo a estabilizar os componentes da ligação. Após essa carga inicial, os instrumentos de medição utilizados, sejam eles transdutores e/ou inclinômetros, devem ser zerados para que o ensaio possa ser definitivamente realizado.

Figura 2.7 – Esquema do ensaio da longarina em balanço.



Fonte: Próprio autor.

Realizado o ensaio, os resultados obtidos nos instrumentos de medição são utilizados para verificar a curva $M-\theta$ e, conseqüentemente, o comportamento da ligação. As normas

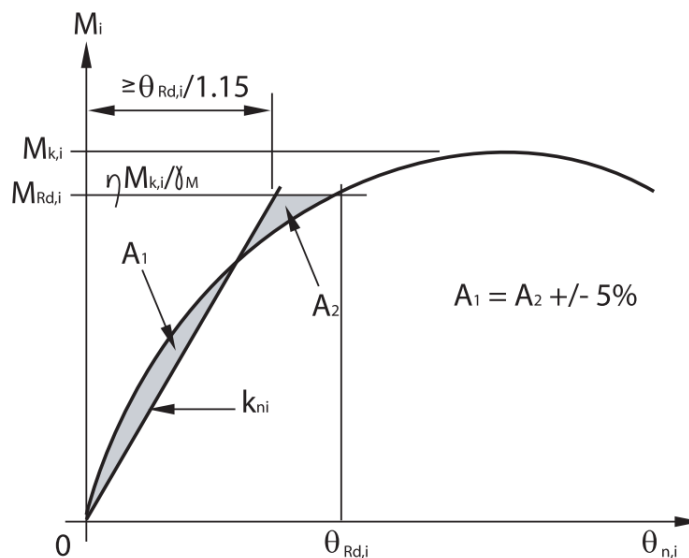
NBR 15524-2 (ABNT, 2007) e EN 15512 (CEN, 2009) apresentam as mesmas relações para obtenção do momento fletor (M) e da rotação (θ) na ligação, expressas respectivamente nas Equações 2.1 e 2.2, em que F_v é a força vertical aplicada, a é o braço de alavanca para a força vertical F_v , $\delta_{\#i}$ é o deslocamento medido no transdutor $\#i$ e d é a distância entre os transdutores de deslocamento.

$$M = aF_v \quad (2.1)$$

$$\theta = \frac{\delta_{\#2} - \delta_{\#1}}{d} \quad (2.2)$$

Entretanto, enquanto a norma brasileira não apresenta recomendações para a obtenção da rigidez da ligação, a normativa europeia propõe a utilização do método das áreas iguais, o qual consiste em uma aproximação bilinear da curva experimental, obtendo a rigidez rotacional secante a partir da inclinação de uma reta (k_{ni}) que passa na origem e isola duas áreas iguais entre ela e a curva experimental abaixo do momento fletor corrigido de projeto (M_{Rd}), como mostra a Figura 2.8.

Figura 2.8 – Método das áreas iguais para obtenção da rigidez rotacional da ligação.



Fonte: EN 15512 (CEN, 2009).

O momento fletor de projeto de cada ligação ensaiada (M_{Rd}) é definido pela Equação 2.3, em que η é um fator de redução do momento selecionado pelo projetista e que deve ser menor ou igual a 1; γ_M é um fator de segurança em função do material, nas ligações é igual a 1,25 para o estado limite último e 1,0 para o estado limite de serviço; M_k é o momento de falha característico de cada ligação ensaiada.

$$M_{Rd} = \eta \frac{M_k}{\gamma_M} \quad (2.3)$$

A rigidez de cada ligação (k_{ni}) é então definida pela Equação 2.4 – em que (θ_{ki}) é a rotação característica de cada ligação ensaiada –, já o valor de projeto (k_d) é assumido como o valor médio (k_m) entre as ligações testadas, como mostra a Equação 2.5, considerando no mínimo três ligações nominalmente idênticas.

$$k_{ni} \leq 1,15 \frac{M_{Rd}}{\theta_{ki}} \quad (2.4)$$

$$k_m = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n k_{ni} \quad (2.5)$$

Quanto a normativa americana ANSI MH16.1 (RMI, 2021), essa fornece diretamente a rigidez inicial (F), obtida a partir da relação M/θ da ligação, como mostra a Equação 2.6.

$$F = \frac{R.F.}{\frac{(\delta_{\#3})_{0,85}}{F_{v0,85} L_L^2} - \frac{L_C}{16EI_C} - \frac{L_L}{3EI_L}} \quad (2.6)$$

em que:

$R.F.$ é um fator de redução igual a $2/3$ (para obter o momento para o projeto de longarinas) e igual a $1,0$ (para obter o momento para o projeto de colunas); $F_{v0,85}$ é 85% da capacidade máxima do sistema; $(\delta_{\#i})_{0,85}$ é o deslocamento no transdutor quando aplicada a carga $F_{v0,85}$; L_L é o comprimento da longarina; L_C é o comprimento da coluna; I_C é o momento de inércia à flexão da coluna; I_L é o momento de inércia à flexão da longarina; E é o módulo de elasticidade do material.

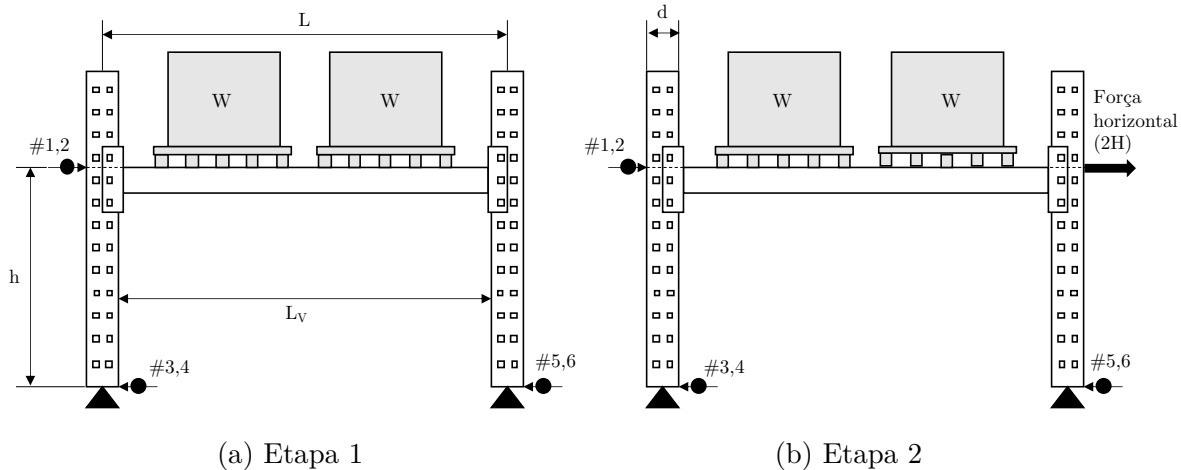
2.1.2 Ensaio do efeito de pórtico

O ensaio do efeito de pórtico, no qual se ensaia um pórtico com bases rotuladas, foi desenvolvido com o objetivo de melhor representar a relação entre momento fletor *vs.* força cortante das ligações longarina-coluna (SHAH *et al.*, 2016a). As normas NBR 15524-2 (ABNT, 2007) e ANSI MH16.1 (RMI, 2012) recomendam a realização desse ensaio em duas etapas, como mostra a Figura 2.9.

Na primeira, aplica-se sobre as longarinas uma carga vertical igual a sua carga de projeto, o que usualmente é feito com dois paletes de igual massa e tamanho, de modo a simular a solicitação em serviço. Já na segunda etapa, aplica-se uma força horizontal no nível das longarinas, onde então se mede o deslocamento lateral do pórtico. Essa força horizontal deve ser aplicada de forma gradual em cada coluna de um mesmo lado do pórtico e, de acordo com a ANSI MH16.1 (RMI, 2012), com um valor duas vezes maior que a força horizontal de projeto.

No que se refere à montagem do modelo experimental, a norma americana recomenda que as longarinas sejam instaladas a uma altura de 61 cm do piso, enquanto a norma brasileira indica que tal altura seja maior ou igual a 60 cm e, diferente da americana que nada recomenda, sugere que o comprimento das longarinas (L_V) seja de 270 cm. É válido observar que, na Figura 2.9, os transdutores ($\#i$) com números ímpares pertencem ao plano frontal e os de números pares ao plano do fundo do esquema.

Figura 2.9 – Esquema do ensaio do efeito de pórtico.



Fonte: Próprio autor.

Quanto à avaliação dos resultados, a norma brasileira determina o deslocamento horizontal do pórtico (Δ) pela média entre os deslocamentos obtidos nos transdutores localizados no nível das longarinas – como mostra a Equação 2.7. Então, a partir deste resultado, calcula-se o momento fletor e a rotação da ligação considerando a flexibilidade das longarinas, como mostra respectivamente as Equações 2.8 e 2.9. Entretanto, bem como para o ensaio da longarina em balanço, a norma brasileira não recomenda nenhum método para obtenção da rigidez da ligação avaliada.

$$\Delta = \frac{\Delta_{\#1} + \Delta_{\#2}}{2} \quad (2.7)$$

$$M = \left(\frac{(2H)h}{4} + \frac{W\Delta}{2} \right) \left(1 - \frac{d}{L_V} \right) \quad (2.8)$$

$$\theta = \frac{\Delta}{h} - (2H) \left(\frac{h^2}{12EI_C} + \frac{hI_L}{24EI_M} \right) \quad (2.9)$$

em que:

H é a força horizontal aplicada em cada coluna; h é o nível das longarinas; W é a força vertical aplicada; I_M é momento de inércia à flexão do montante.

Como no ensaio da longarina em balanço, a norma americana ANSI MH16.1 (RMI, 2012) fornece a expressão direta para rigidez inicial da ligação, sendo essa exposta na Equação 2.10, em que Δ é a deflexão lateral obtida nos transdutores. Observa-se que a norma americana, diferente da brasileira, utiliza a distância entre os eixos das colunas (L) para a determinação da rigidez e que, para o ensaio do efeito de pórtico, o fator de redução ($R.F.$) assume apenas o valor de $2/3$.

$$F = \frac{R.F.}{\frac{2\Delta}{Hh^2} - \frac{h}{3EI_C} - \frac{L}{6EI_L}} \quad (2.10)$$

2.2 Determinação da rigidez

Na análise estrutural de estruturas porta-paletes, as ligações usualmente têm seu comportamento semirrígido representado por uma mola rotacional, a qual representa a rigidez de tais conexões. O valor a ser utilizado na mola, isto é, o valor da rigidez da ligação, pode ser obtido por diversos modos, como os já apresentados na seção 2.1: método das áreas iguais, proposto pela EN 15512 (CEN, 2009); e a formulação direta da constante elástica fornecida pela ANSI MH16.1 (RMI, 2021). Todavia, outros métodos são encontrados na literatura e podem ser empregados para a obtenção da rigidez da ligação, destacando-se o método da rigidez inicial e o método da inclinação da metade do momento último.

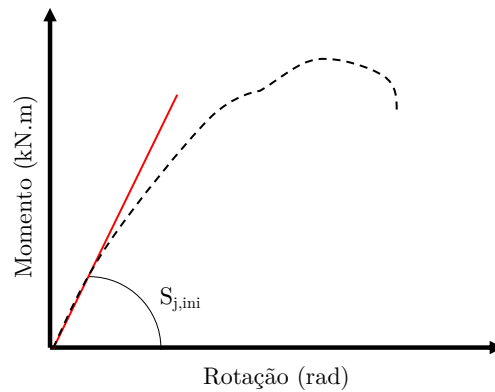
2.2.1 Método da rigidez inicial

Esse método consiste em adequar uma linha reta ao trecho inicial da curva momento-rotação, obtendo a rigidez tangente da ligação a partir da inclinação de tal reta, como mostra a Figura 2.10. De acordo com Mohan e Vishnu (2013), apesar de ser o método mais simples e fácil para obter a rigidez da ligação, ele pode sobrestimar o seu real comportamento, principalmente se o trecho inicial da curva momento-rotação for significativamente não-linear.

2.2.2 Método da inclinação da metade do momento último

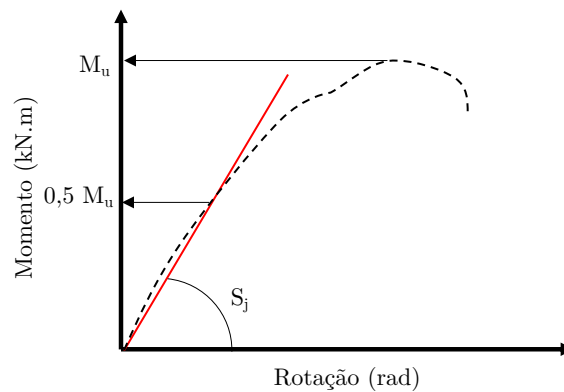
A rigidez, nesse método, é caracterizada como uma rigidez secante, sendo obtida a partir da inclinação de uma reta que passa pela origem e pelo ponto que intersecciona a curva onde o momento atuante corresponde à metade do momento último ($0,5M_u$), como ilustra a Figura 2.11. Alternativamente ao método da rigidez inicial, o qual por vezes é demasiado otimista, o método da inclinação da metade do momento último fornece uma previsão mais conservadora da rigidez da ligação.

Figura 2.10 – Método da rigidez inicial.



Fonte: Próprio autor.

Figura 2.11 – Método da inclinação da metade do momento último.



Fonte: Próprio autor.

2.3 Estado da arte

Os estudos relacionados às ligações metálicas datam do início do Século XX, quando pesquisadores buscavam avaliar a rigidez rotacional de ligações viga-coluna com a utilização de rebites (CHAN; CHUI, 1999). Entretanto, as ligações encaixadas entre longarinas e colunas de estruturas metálicas de armazenagem passaram a ser objetos de estudo apenas no final do século.

Nesta seção são apresentados e discutidos os principais trabalhos relacionados às ligações longarina-coluna de estruturas porta-paletes, sendo estes divididos entre estudos que buscaram investigar o comportamento mecânico das ligações e estudos que buscaram desenvolver modelos capazes de prever tal comportamento.

2.3.1 Comportamento mecânico

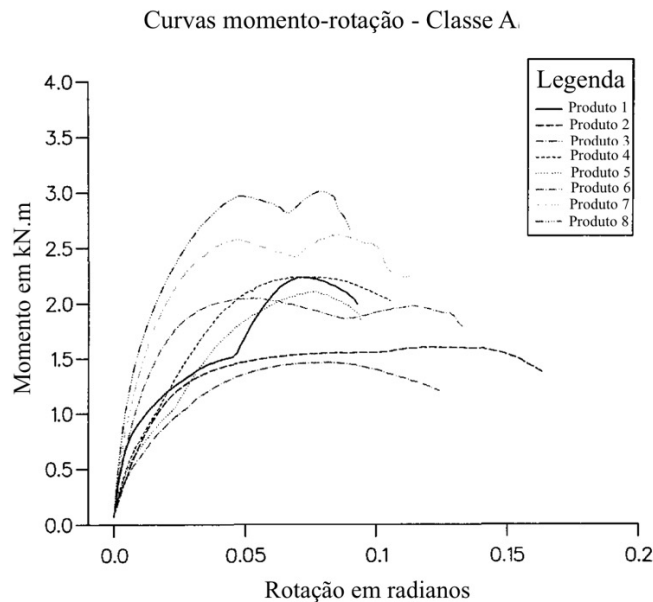
Entre os primeiros estudos direcionados exclusivamente às ligações longarina-coluna de estruturas porta-paletes em aço, encontra-se o trabalho de Markazi, Beale e Godley (1997), no qual além de classificar as ligações comerciais – como já foi exposto no início desse capítulo – os autores realizaram ensaios de flexão em 22 produtos de ligações longarina-coluna, abrangendo as quatro classes e também a combinação entre duas classes, com o objetivo de analisar o seu comportamento mecânico, *i.e.* a resistência e a rigidez, a partir das curvas $M-\theta$. De acordo com os autores, a relação momento-rotação das ligações depende não apenas dos detalhes envolvendo o conector de extremidade, mas também da eficiência dos demais componentes, principalmente das colunas, uma vez que os principais parâmetros que influenciam na eficiência do comportamento mecânico da ligação são: a seção transversal da coluna, os planos de contato entre o conector de extremidade e a coluna, a espessura do conector de extremidade e da coluna, o projeto do conector de extremidade, o número de travas e a geometria das travas.

Ainda, Markazi, Beale e Godley (1997) identificaram em seus ensaios que as curvas $M-\theta$ usualmente apresentam duas partes, onde a primeira representa o comportamento elástico não-linear da conexão e a segunda parte apresenta o início do escoamento do material, sendo essa seguida por um pico causado pela capacidade última da ligação. Segundo os autores, as curvas podem vir a apresentar dois picos, onde o primeiro ocorre ao conector de extremidade entrar em contato com a mesa da coluna na zona de compressão no início do carregamento, e o segundo pico ocorre na falha da trava superior, a qual é solicitada após ser eliminada a folga da ligação na zona de compressão. A Figura 2.12 apresenta as curvas $M-\theta$ dos ensaios realizados em ligações classe A, onde nota-se a presença de dois picos no comportamento mecânico de algumas delas.

Utilizando os resultados experimentais apresentados em Markazi, Beale e Godley (1997), Markazi, Beale e Godley (2001) buscaram desenvolver modelos tridimensionais em elementos finitos com o intuito de obter a rigidez inicial de ligações longarina-coluna a partir de análises lineares. Para isso, os autores modelaram apenas o conector de extremidade e a longarina – com elementos finitos hexaédricos de oito nós e três graus de liberdade (deslocamentos de translação) por nó –, uma vez que eles constataram experimentalmente que a rigidez inicial dessas ligações é governada primariamente pela rotação do conector de extremidade. Além disso, para estudar a influência do contato entre o conector e a coluna na rigidez inicial da ligação, foram utilizados 2 modelos com diferentes condições de contorno, ambos considerando a situação em que há uma folga entre a face do conector e a alma da coluna. No primeiro modelo, a resistência à rotação do conector de extremidade proveniente da alma da coluna foi considerada por uma restrição absoluta do deslocamento nas áreas de contato. Já no segundo modelo, a restrição rígida foi substituída por molas translacionais, duas em cada trava do conector (uma na direção horizontal e outra na vertical), de modo

a criar uma restrição semirrígida. Os modelos numéricos apresentaram uma boa correlação com a rigidez inicial obtida experimentalmente, com resultados similares entre os modelos considerando a restrição rígida e a semirrígida. Entretanto, os autores recomendam a utilização da restrição rígida para a modelagem apenas do conector e da longarina, uma vez que tal abordagem proporciona resultados mais conservadores.

Figura 2.12 – Curvas $M-\theta$ de ligações longarina-coluna classe A.



Fonte: Markazi, Beale e Godley (1997).

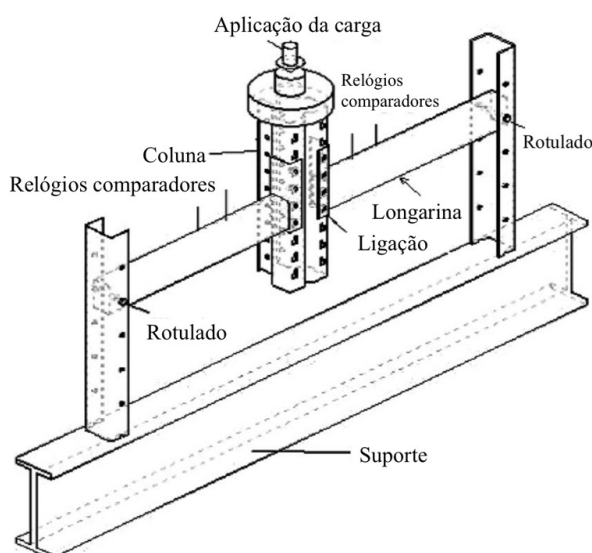
Bernuzzi e Castiglioni (2001) apresentaram um trabalho onde foram ensaiados dois tipos diferentes de conector de extremidade – um com travas obtidas por estampagem do aço e outro com travas obtidas pelo puncionamento do próprio conector – sob carregamento monotônico e cíclico com o objetivo de avaliar o comportamento da ligação longarina-coluna em situações sísmicas. Nos ensaios monotônicos, os autores concluíram que a zona nodal apresentou um comportamento dúctil satisfatório, uma vez que o ensaio chegou a altos níveis de rotação sem causar o colapso da ligação. Quanto aos ensaios cíclicos, os autores observaram que a resposta cíclica das ligações longarina-coluna em estruturas porta-paletes é significativamente diferente do comportamento cíclico das ligações dos tradicionais pórticos em aço.

Um diferente arranjo experimental foi empregado por Aguirre (2005), o qual instalou o sistema de ensaio no piso, suportando-o sobre rodas, de modo a não precisar de pontos fixos para obter as reações. O autor realizou um total de 8 ensaios em ligações longarina-coluna de racks, onde cinco foram ensaios estáticos e três cíclicos. Observou-se que o modo de colapso inicia com o escoamento das travas externas do conector e que, utilizando o real comportamento semirrígido das ligações em uma análise não-linear de

racks sob diferentes condições sísmicas, os deslocamentos na estrutura são maiores que o dobro dos deslocamentos obtidos em uma análise linear da mesma estrutura.

Com o objetivo de propor um novo modelo de ensaio, o da dupla longarina em balanço (*double cantilevered test*), Bajoria e Talikoti (2006) realizaram uma campanha experimental em ligações longarina-coluna. Tal ensaio é composto por duas longarinas conectadas a uma coluna, o que representa uma versão simétrica do ensaio tradicional da longarina em balanço. Os resultados obtidos com esse novo método foram validados e comparados aos resultados do ensaio tradicional da longarina em balanço, aos de um ensaio em escala real de uma estrutura porta-paletes e também às análises numéricas. Tais análises foram realizadas – utilizando o Método dos Elementos Finitos no *software* comercial ANSYS® – para os três diferentes métodos experimentais, onde as seções transversais da coluna e da viga foram modeladas com elementos de casca, enquanto as travas e o próprio conector foram modelados com elementos sólidos, e a interação entre o conector de extremidade e a coluna foi representada por elementos de contato de superfície (*surface-to-surface*). De acordo com os autores, o ensaio da dupla longarina em balanço é submetido a três forças solicitantes, *viz.* momento fletor, força cortante e força axial, representando exatamente as condições que ocorrem nas ligações de estruturas porta-paletes. Além disso, segundo os autores, a relação cortante-momento que ocorre em um pórtico é melhor representada pelo novo ensaio proposto, concluindo que este é superior ao convencional ensaio da longarina em balanço. A Figura 2.13 ilustra a representação esquemática do ensaio descrito.

Figura 2.13 – Representação esquemática do ensaio da dupla longarina em balanço.



Fonte: Bajoria e Talikoti (2006).

Sarawit e Peköz (2006) propuseram uma modificação no ensaio do efeito de pórtico, onde ao invés de aplicar gradualmente forças horizontais, como sugere a ANSI MH16.1

(RMI, 2012), estas não são aplicadas e os carregamentos verticais são então aplicados por incrementos de força (sendo o deslocamento máximo da longarina medido por um transdutor de deslocamento), de modo a realizar o ensaio em uma única etapa. A motivação para a proposta desse método é de que, de acordo com os autores, com a aplicação das forças horizontais, enquanto uma das ligações tem um alívio na solicitação do momento fletor pré-existente (devido às cargas verticais), a outra tem um acréscimo na solicitação, reduzindo suas folgas. Esse processo de alívio e acréscimo nas ligações pode resultar em diferentes relações momento-rotação. Sendo assim, com a aplicação apenas do carregamento vertical, sendo esse de forma incremental, pode-se obter uma mesma curva $M-\theta$ para as duas ligações.

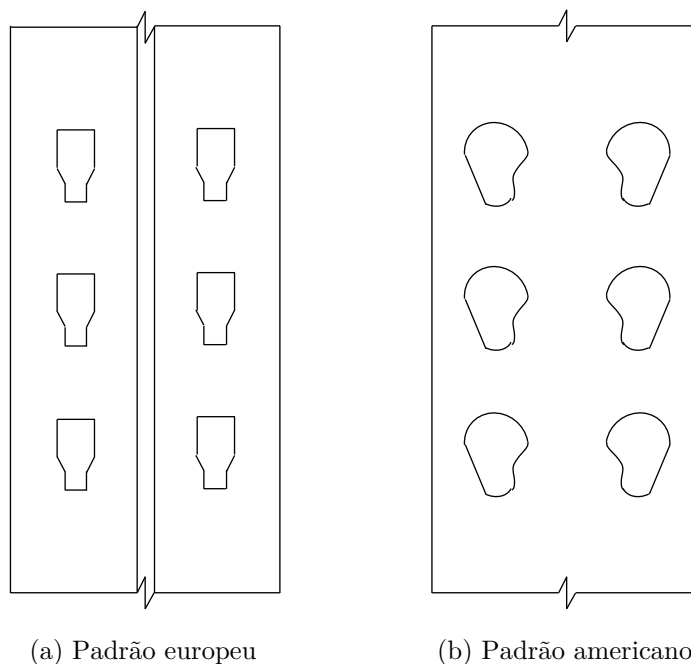
Miranda (2011) buscou avaliar a viabilidade de utilizar modelos numéricos para a obtenção do comportamento, o mecanismo de falha e a rigidez das ligações longarina-coluna. Para isso, o autor desenvolveu nove modelos baseados no Método dos Elementos Finitos com o *software* ANSYS®, utilizando elementos de casca para modelar todos os componentes da ligação, ou seja, longarina, coluna, conector de extremidade e suas travas. O contato entre o conector e a coluna foi representado por elementos do tipo *surface-to-surface*, considerando o atrito entre as superfícies a partir de um coeficiente de atrito igual a 0,74. De acordo com o autor, além de exprimir corretamente o comportamento, o modo de falha e a rigidez das ligações, pôde-se – a partir dos modelos numéricos – identificar uma menor contribuição da coluna à rigidez, sendo essa fortemente influenciada pelo conector de extremidade.

Para investigar a diferença entre os métodos utilizados na obtenção da rigidez das ligações e também a variação de sua rigidez ao aumentar o número de travas do conector, a altura da longarina e a altura do conector de extremidade, Mohan e Vishnu (2013) ensaiaram 5 diferentes modelos de ligações, sobre os quais foram realizados 3 ensaios em cada modelo, totalizando 15 experimentos. Os métodos para determinação da rigidez avaliados foram o método da rigidez rotacional inicial, o método da inclinação da metade do momento último e o método das áreas iguais. De acordo com os autores, além de sobrestimar os valores de rigidez das ligações, o método da rigidez rotacional inicial também possui uma grande variação no resultado para ensaios de um mesmo modelo de ligação, mostrando-se impreciso. Já o método das áreas iguais apresentou melhores resultados, pois mesmo sendo mais conservador, ele possui uma baixa variação entre os modelos ensaiados.

A diferença entre os procedimentos normativos referentes ao ensaio da longarina em balanço, preconizados pela EN 15512 (CEN, 2009) e pela ANSI MH16.1 (RMI, 2012), foi estudada por Roure *et al.* (2013). Em seu trabalho, os autores ensaiaram dois tipos de ligações, um modelo europeu e outro americano, sendo ambos ensaiados de acordo com as duas recomendações normativas. Os resultados mostraram que a ligação europeia obteve o mesmo valor de momento máximo por ambos métodos de ensaio, todavia, uma maior

rigidez rotacional com o método europeu. Já a ligação americana obteve maiores valores de momento máximo e rigidez rotacional com o padrão de ensaio americano. Além disso, os autores também investigaram a diferença na relação momento/cortante, a qual se dá na mudança do braço de alavanca (distância em que é aplicada a força no ensaio). Para tal avaliação, os autores variaram o braço de alavanca no arranjo experimental europeu entre 200 mm, 400 mm e 610 mm. Como resultado, identificaram que, ao aumentar a relação momento-cortante, o momento máximo não varia para ligações que suportam cargas médias, mas apresenta pequenas variações para as que suportam cargas altas. Já a rigidez rotacional recebe um pequeno incremento ao aumentar a relação momento/cortante. A Figura 2.14 ilustra a diferença no padrão de furos das colunas europeias e americanas, o que junto com a sua própria seção transversal (seção rack no padrão europeu e seção U enrijecido no padrão americano), caracteriza as ligações analisadas no estudo.

Figura 2.14 – Diferença entre as colunas analisadas por Roure *et al.* (2013).



Fonte: Próprio autor.

Zhao *et al.* (2014) analisaram 17 grupos de ligações longarina-coluna variando o número de travas do conector de extremidade e os perfis da coluna e da longarina, a partir de 51 ensaios de longarina em balanço. De acordo com os autores, antes da falha as deformações observadas nas ligações são semelhantes, entretanto, os modos de falha são dependentes da espessura relativa entre a coluna e o conector de extremidade. Outra constatação feita pelos autores é de que os modos de falha típicos das ligações longarina-coluna são o rasgamento da coluna e a fissuração das travas, sendo que a determinação para ocorrência de um ou outro modo de falha é dado pela relação entre a espessura da coluna e a espessura das travas – *i.e.* do conector de extremidade –, onde para valores baixos dessa

relação ocorre o primeiro modo de falha, e para valores não tão baixos, o segundo. Ainda, segundo os autores, a relação momento-rotação chega ao pico de carregamento no início da fissuração para ambos modos de falha, enquanto o comportamento pós-pico apresenta um escoamento gradual na falha por rasgamento e uma falha abrupta por fissuração.

Shah *et al.* (2016b) realizaram um estudo experimental com o objetivo de investigar o comportamento das ligações longarina-coluna quando submetidas a elevadas temperaturas. Foram ensaiados 24 protótipos, sendo esses de 8 diferentes modelos de ligações – variando a espessura da coluna, a altura da longarina e o número de travas no conector de extremidade –, sobre os quais foram realizados 3 ensaios cada. Os testes foram executados com o ensaio da dupla longarina em balanço sob 3 diferentes temperaturas: 450 °C, 550 °C e 700 °C. Os autores compararam os modos de falha e o comportamento semirrígido sob elevadas temperaturas com resultados de ligações em temperatura ambiente disponíveis na literatura. Observou-se que, devido à ação térmica, houve uma notória redução na resistência e rigidez das ligações. Todavia, os principais modos de falha nas duas situações foram os mesmos, sendo esses a deformação nas travas do conector e o rasgamento dos furos da coluna.

Com o objetivo de identificar o efeito de diversos parâmetros que possam influenciar o comportamento das ligações longarina-coluna, Shah *et al.* (2016c) realizaram uma análise paramétrica. Tal análise foi realizada a partir de simulações numéricas com o *software* Abaqus®, considerando não-linearidades físicas, geométricas e de contato. A ligação foi inteiramente modelada com elementos sólidos, sendo a interação entre os componentes representada por dois comportamentos distintos. O primeiro, o qual de acordo com os autores tem por objetivo restringir movimentos laterais da coluna, é um comportamento sem atrito na interação tangencial entre as partes frontais e laterais do conector em relação à coluna, e também entre as superfícies das travas e da coluna. Já o segundo, definido na interação entre as bordas dos furos da coluna e as travas com o objetivo de evitar movimentos relativos entre as superfícies das travas e da coluna, é um comportamento normal a superfícies de forte contato, sendo esse utilizado quando duas superfícies estão afastadas por um espaçamento, o qual durante a aplicação do carregamento deixará de existir, aplicando-se a restrição de contato. De acordo com os autores, a partir do estudo realizado foi possível identificar que o aumento nos parâmetros geométricos possui uma maior influência na rigidez inicial do que na resistência das ligações.

Cardoso e Rasmussen (2016) apresentaram um modelo em elementos finitos para a realização de análise avançada de estruturas porta-paletes. O modelo foi desenvolvido no *software* Abaqus®, sendo constituído por elementos de casca e incorporando imperfeições geométricas. Todavia, as ligações longarina-coluna tiveram seu comportamento semirrígido representado em uma associação de pontos de referência entre os elementos conectados e inserindo uma relação momento-rotação. Dentre os objetivos do estudo, os autores buscaram identificar qual relação momento-rotação é mais adequada para inserir em uma

análise avançada de estruturas porta-paletes utilizando elementos finitos. Para isso, foram analisados modelos com diferentes curvas, sendo estas: rígida, linear obtida no ensaio da longarina em balanço, bilinear obtida no ensaio da longarina em balanço, bilinear ajustada pela relação entre a rigidez obtida no ensaio do efeito de pórtico e a rigidez inicial do ensaio da longarina em balanço e, por fim, bilinear ajustada com fatores de escala igual a 4, 5 e 6. De acordo com os autores, pôde-se identificar que para a realização de uma análise avançada mais precisa, principalmente no que se refere a previsão de resistência da estrutura, a curva ajustada com a relação entre a rigidez inicial obtida no ensaio do efeito de pórtico e no ensaio da longarina em balanço (ou com os fatores de escala) se mostrou mais adequada.

O comportamento cíclico das ligações longarina-coluna em estruturas porta-paletes foi amplamente investigado nos últimos anos. Zhao, Dai e Rasmussen (2018) realizaram 16 ensaios cíclicos em ligações longarina-coluna variando a seção transversal da coluna, a espessura da coluna, a altura da longarina e o número de travas. De acordo com os autores, as ligações apresentaram boa ductilidade e moderada dissipação de energia. Dai, Zhao e Rasmussen (2018b) ensaiaram 7 grupos de ligações longarina-coluna parafusadas, os quais foram obtidos alterando a espessura das colunas, a altura das longarinas, o número de travas e o número de parafusos. Gusella, Lavacchini e Orlando (2018) também realizaram ensaios cíclicos em ligações longarina-coluna com e sem parafusos, de modo a avaliar a sua influência na resistência, na rigidez elástica inicial e na dissipação de energia por ciclo. Lyu *et al.* (2018) apresentaram simulações numéricas, baseadas em ensaios cíclicos, de diferentes tipos de ligações longarina-coluna de estruturas porta-paletes. O trabalho teve como objetivo investigar os parâmetros geométricos das ligações que possuem efeito sobre o comportamento dinâmico de porta-paletes contraventados. As ligações foram modeladas no Abaqus[®], utilizando elementos sólidos para os três componentes da ligação (coluna, longarina e conector de extremidade). A interação entre os componentes foi considerada com não-linearidade de contato, utilizando elementos do tipo *surface-to-surface* para tal representação. Bové *et al.* (2022) realizaram ensaios monotônicos e cíclicos com o objetivo de propor um novo projeto de solda entre o conector de extremidade e a longarina, o qual seja capaz de orientar a ligação a colapsar nos elementos encaixados e não na solda, de modo que a ductilidade da ligação seja aumentada. Os resultados mostraram que tal projeto de solda levou a modos de falha mais dúcteis.

De modo a verificar a resistência e a rigidez com diferentes seções transversais de longarina e coluna para uma ligação investigada experimentalmente, Escanio *et al.* (2020) simularam 7 modelos de ligações longarina-coluna, utilizando o Método dos Elementos Finitos no *software* ANSYS[®]. A não-linearidade geométrica foi considerada utilizando o Método de Newton-Raphson, já a não-linearidade física foi considerada a partir de um modelo isotrópico com encruamento multilinear, por fim a não-linearidade de contato foi considerada entre os componentes da ligação ao utilizar elementos de contato *surface-*

to-surface com atrito. A coluna e a longarina foram modeladas com elementos de casca, enquanto o conector de extremidade foi modelado com elementos sólidos. A partir da calibração dos modelos numéricos, os autores realizaram uma análise paramétrica com 99 modelos, de modo a observar a mudança na rigidez da ligação ao variar as dimensões da longarina e da coluna. Segundo os autores, o maior aumento na rigidez se dá ao elevar a altura da longarina.

Por fim, quanto à colaboração do Departamento de Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo (EESC/USP) às pesquisas desenvolvidas sobre ligações longarina-coluna em estruturas porta-paletes, Branquinho (2021), com o objetivo de verificar o comportamento semirrígido das ligações para posteriormente empregá-lo em uma análise global, analisou experimentalmente – no Laboratório de Estruturas da EESC/USP – oito modelos de ligações, variando o lado em que o conector de extremidade era soldado à longarina e a utilização de parafuso ou não. Os ensaios foram realizados com o método da longarina em balanço e, de acordo com a autora, observou-se que não houve diferenças significativas entre os ensaios realizados variando a posição em que o conector foi soldado à longarina. Quanto aos modelos em que foram adotados o uso de um parafuso central, os resultados desses indicaram que o comportamento da ligação não possui diferenças significativas até que chegue a sua falha, quando então o parafuso passa a aferir maior capacidade resistente ao sistema, o que acaba por causar maiores deteriorações na integridade da coluna.

2.3.2 Modelos preditivos

Apesar de precisos, os modelos experimentais e numéricos possuem uma deficiência quanto à praticidade de sua aplicação. Os modelos preditivos surgem com o intuito de suprir tal demanda, sendo desenvolvidos principalmente para serem utilizados no cotidiano dos engenheiros estruturais, auxiliando na concepção e dimensionamento de estruturas de aço. Entre os modelos preditivos para o comportamento de ligações, os primeiros a serem desenvolvidos foram os analíticos e empíricos, os quais fornecem expressões obtidas a partir de observações experimentais.

Prabha *et al.* (2010), a partir de uma campanha experimental com 18 ensaios em ligações longarina-coluna comerciais e uma análise paramétrica, desenvolveram dois modelos analíticos com o objetivo de generalizar e prever o comportamento das ligações longarina-coluna de estruturas porta-paletes. Para viabilizar tal desenvolvimento, o estudo paramétrico foi baseado em simulações numéricas, realizadas no *software* Abaqus[®], onde todos os componentes da ligação foram modelados com elementos de casca, com exceção das travas do conector, as quais foram representadas por condições de contorno. Além disso, a solda entre a longarina e o conector de extremidade foi modelada com elementos de pórtico e a interação entre a coluna e o conector de extremidade foi considerada com um

contato entre superfícies sem atrito. A análise estática realizada considerou não-linearidades geométricas, físicas e de contato. A partir do estudo paramétrico, os autores observaram que o aumento no número de travas do conector, bem como o aumento da altura da seção da longarina e da espessura da coluna, levam a uma maior rigidez e resistência da ligação.

Com os resultados obtidos, Prabha *et al.* (2010) desenvolveram inicialmente um modelo analítico baseado no modelo polinomial de Frye-Morris, apresentado em Frye e Morris (1975), onde os autores propuseram um modelo polinomial adimensional para a caracterização da relação momento-rotação das ligações de perfis de aço laminados e soldados. Utilizando a espessura da coluna, a altura da longarina e a altura do conector de extremidade como parâmetros de dimensionamento, Prabha *et al.* (2010) verificaram que o modelo polinomial para ligações não parafusadas é adequado para a obtenção da sua rigidez rotacional inicial, mas não é capaz de capturar a resistência última da ligação, sendo indicado apenas para análises lineares.

Com o intuito de suprir a deficiência do modelo polinomial em prever a capacidade última das ligações, o outro modelo analítico desenvolvido por Prabha *et al.* (2010) foi o modelo exponencial de três parâmetros, sendo esses: a rigidez inicial, o momento último e um parâmetro de forma. De acordo com os autores, apesar de o modelo analítico não ser capaz de capturar o trecho de descarregamento observado no experimental, ele é capaz de prever a capacidade última da ligação.

Outro modelo capaz de prever a resposta estrutural das ligações é o Método das Componentes, também chamado de modelo mecânico de molas, o qual é amplamente utilizado para a determinação do comportamento mecânico – *i.e.* da rigidez rotacional, da resistência à flexão e da capacidade rotacional – de ligações em estruturas de aço com perfis laminados e soldados, sendo inclusive recomendado pela norma europeia EN 1993-1-8 (CEN, 2005).

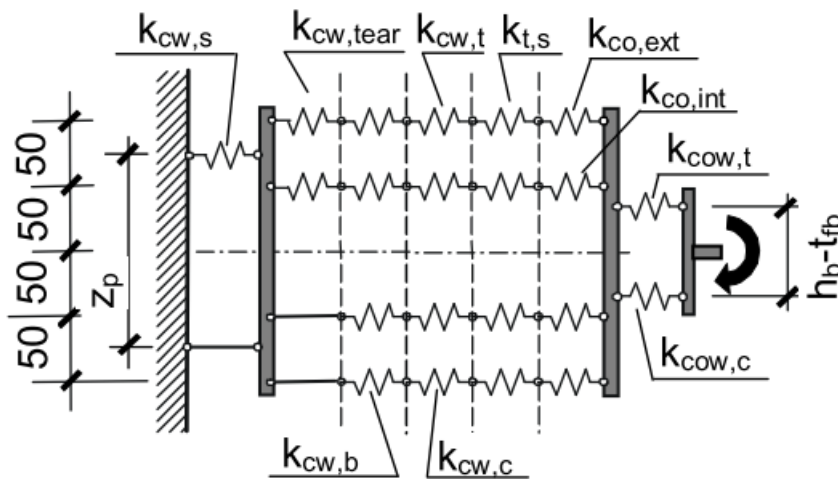
De acordo com Faella, Piluso e Rizzano (2000), a vantagem desse método é que ele pode ser utilizado em qualquer ligação, desde que suas fontes de resistência e deformação sejam corretamente identificadas e modeladas. Por isso, sua aplicação usualmente é organizada em três fases: i) identificação das componentes básicas que exercem influência no comportamento da ligação; ii) caracterização das componentes a partir da determinação da rigidez e resistência de cada uma; iii) associação da contribuição de cada componente para avaliação do comportamento da ligação a partir do modelo mecânico representativo. Destaca-se que o comportamento de cada componente é descrito por uma relação bilinear entre força e deslocamento, e que as componentes que não possuem influência sobre a rigidez da ligação são modeladas como elementos rígido-plásticos, enquanto as demais são modeladas como elementos elasto-plásticos. Ainda, a associação das componentes é realizada tanto em série, quanto em paralelo.

No que tange a aplicação do Método das Componentes em ligações longarina-coluna

de estruturas porta-paletes em aço, poucos são os estudos que abordam esse tema. O primeiro publicado foi o trabalho de Ślęczka e Kozłowski (2007), o qual teve como objetivo apresentar uma primeira aplicação do método para obter o momento resistente e a rigidez inicial de ligações longarina-coluna, validando o modelo em comparações com resultados experimentais a partir de 29 ensaios, sendo 18 ligações em colunas internas (ensaio da dupla longarina em balanço) e 11 ligações em colunas externas (ensaio da longarina em balanço), porém, com apenas 5 distintas concepções de ligação.

A partir das observações feitas nos ensaios, Ślęczka e Kozłowski (2007) identificaram as seguintes componentes: alma da coluna em rasgamento ($cw,tear$), alma da coluna em esmagamento (cw,b), alma da coluna em tração e compressão ($cw,t/cw,c$), alma da coluna em cisalhamento (cw,s), travas em cisalhamento (t,s), conector em flexão e cisalhamento ($co,b/co,s$), alma do conector em tração e compressão ($cow,t/cow,c$), mesa da longarina em tração e compressão ($bf,t/bf,c$). Identificadas e caracterizadas cada uma das componentes citadas, os autores então avaliaram a rigidez rotacional e a resistência à flexão da ligação. A Figura 2.15 apresenta o modelo mecânico desenvolvido para avaliação da rigidez rotacional ($S_{j,ini}$). Segundo os autores, os resultados obtidos com o modelo mecânico, tanto para a rigidez inicial quanto para a resistência à flexão, mostraram-se em concordância com os obtidos experimentalmente, de modo a possibilitar o uso desse modelo em aplicações práticas.

Figura 2.15 – Modelo mecânico para avaliação da rigidez rotacional (dimensões em mm).

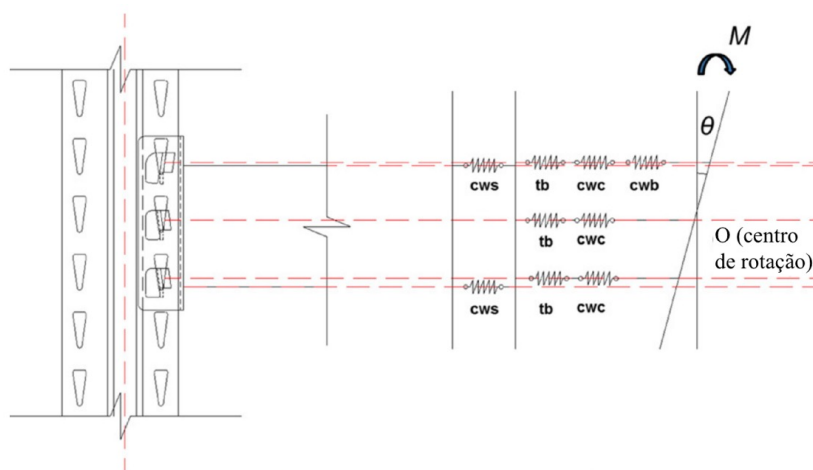


Fonte: Adaptado de Ślęczka e Kozłowski (2007).

Zhao *et al.* (2017) apresentaram um modelo mecânico baseado no Método das Componentes com o objetivo de avaliar a rigidez inicial das ligações longarina-coluna. Os autores justificaram a necessidade do estudo devido ao baixo número de modelos (5 diferentes) em que o método proposto por Ślęczka e Kozłowski (2007) fora validado. Os resultados experimentais de 51 ensaios e 17 diferentes grupos de ligações longarina-coluna

apresentados em Zhao *et al.* (2014) foram utilizados para validar o modelo mecânico proposto, bem como para identificar as componentes do modelo, sendo essas: travas em flexão (*tb*), parede da coluna em esmagamento (*cwc*), parede da coluna em flexão (*cwb*), conector em flexão e cisalhamento (*bcb*), alma da coluna em cisalhamento (*cws*). A Figura 2.16 apresenta o modelo mecânico proposto pelos autores para uma ligação com 3 travas.

Figura 2.16 – Modelo mecânico para a ligação com 3 travas.



Fonte: Adaptado de Zhao *et al.* (2017).

Segundo os autores, a partir dos resultados obtidos, pôde-se verificar que o modelo mecânico proposto é adequado para avaliar a rigidez inicial das ligações longarina-coluna de estruturas porta-paletes. Além disso, também foram identificadas as componentes com maior influência sobre a rigidez inicial da ligação, sendo a componente das travas em flexão (*tb*) a de maior influência, seguida pelas componentes do conector em flexão e cisalhamento (*bcb*) e alma da coluna em cisalhamento (*cws*). Já as componentes da parede da coluna em esmagamento (*cwc*) e da parede da coluna em flexão (*cwb*) quase não possuem influência sobre a rigidez inicial, podendo inclusive negligenciá-las em futuras análises.

No que se refere às ligações longarina-coluna com parafuso, Dai, Zhao e Rasmussen (2018a) desenvolveram um modelo teórico baseado no Método das Componentes para obtenção da rigidez rotacional. Para isso, foram ensaiados 21 protótipos de ligações longarina-coluna parafusadas, variando a espessura da coluna, a altura da viga e o número de travas, com o objetivo de analisar o comportamento à flexão destas ligações. Todos os ensaios levaram em consideração a inserção de 1 parafuso na ligação, substituindo o pino de travamento (com exceção de 1 modelo, o qual foi realizado sem o parafuso para fins de comparação), sendo realizados no modelo da longarina em balanço. Os resultados indicaram um grande aumento na resistência à flexão e na ductilidade da ligação ao usar o parafuso, porém, sem mudanças significativas na rigidez inicial, sendo essa inclusive reduzida em alguns modelos. O aumento da ductilidade mostra-se interessante principalmente para

projetos em áreas sísmicas. Os autores também notaram que o número de travas foi o parâmetro geométrico que mais influenciou no desempenho da ligação, seguido da altura da viga e da espessura da coluna.

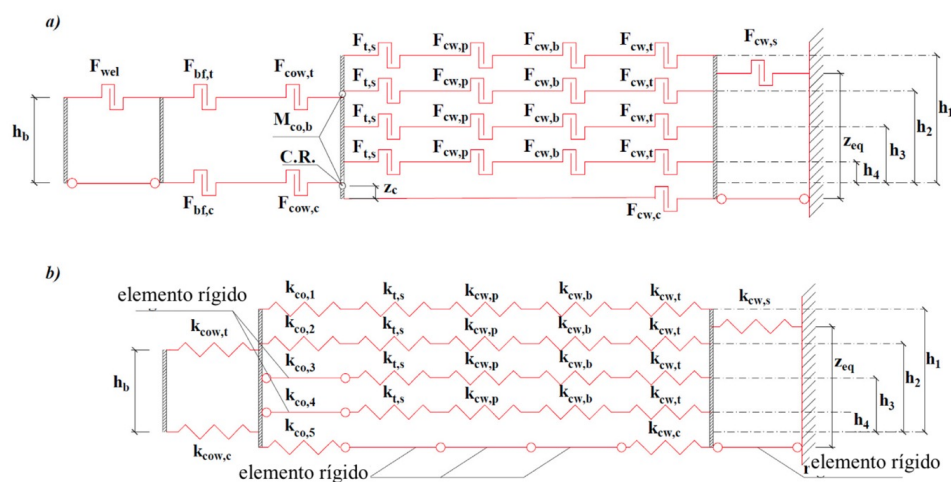
A partir da campanha experimental, para o desenvolvimento do modelo mecânico, os autores identificaram 6 componentes deformáveis que possuem influência sobre o comportamento semirrígido da ligação, sendo essas: travas em flexão (tb), parede da coluna em esmagamento (cwc), parede da coluna em flexão (cwb), conector de extremidade em flexão e cisalhamento (bc), placas em flexão ($b-cwc$ na alma da coluna e $b-bc$ no conector de extremidade) e alma da coluna em cisalhamento (cws). Destaca-se que a única componente que representa a influência do parafuso na ligação é a de placas em flexão, as demais componentes são próprias de ligações não parafusadas. Com o modelo mecânico, os autores chegaram a valores muito próximos aos obtidos experimentalmente para a rigidez inicial, tendo uma relação média de 0,99 com desvio-padrão de 0,15, validando o modelo teórico desenvolvido. Porém, deve-se atentar ao fato de que o modelo é capaz de representar apenas a rigidez inicial, e não o comportamento à flexão em sua totalidade.

Gusella, Orlando e Thiele (2018) propuseram um novo modelo mecânico baseado no Método das Componentes, o qual foi desenvolvido com o objetivo de avaliar a resistência à flexão e a rigidez rotacional inicial das ligações longarina-coluna dos racks. Para validar o modelo mecânico, os autores realizaram uma campanha experimental em ensaios de longarina em balanço. De acordo com os autores, o modelo proposto se diferencia dos modelos de Ślęczka e Kozłowski (2007) e Zhao *et al.* (2017) devido ao comportamento estrutural apresentado pelas ligações analisadas, uma vez que nas ligações modeladas pelos autores citados, as travas trabalham à tração e à compressão, enquanto nas ligações analisadas por Gusella, Orlando e Thiele (2018), as forças de compressão são transferidas pelo contato entre o conector de extremidade e a alma da coluna. A Figura 2.17 apresenta o modelo mecânico proposto para determinação da resistência à flexão e da rigidez rotacional inicial.

Como pode ser visto na Figura 2.17, o novo modelo proposto por Gusella, Orlando e Thiele (2018) conta com as seguintes componentes: solda (wel), mesa da longarina em tração e em compressão ($bf, t/bf, c$), alma do conector em tração e em compressão ($cow, t/cow, c$), conector em flexão (co, b), travas em flexão e cisalhamento ($t, b/t, s$), alma da coluna em punção (cw, p), alma da coluna em esmagamento (cw, b), alma da coluna em tração e compressão ($cw, t/cw, c$), alma da coluna em cisalhamento (cw, s).

De acordo com os autores, os resultados obtidos pelo modelo proposto se mostraram em acordo com os obtidos experimentalmente, validando o modelo mecânico para a sua utilização em análises de rigidez inicial e de resistência à flexão das ligações longarina-coluna, bem como para a previsão do modo de falha, o que pode ser feito avaliando a influência de cada componente no comportamento estrutural da ligação.

Figura 2.17 – Modelo mecânico para (a) resistência à flexão (b) rigidez inicial.



Fonte: Adaptado de Gusella, Orlando e Thiele (2018).

Outra alternativa que atualmente têm sido investigada é a aplicação de algoritmos baseados em inteligência artificial e *machine learning* para a previsão do comportamento das ligações longarina-coluna em estruturas porta-paletes de aço.

Como exemplo, pode-se citar o trabalho de Shah, Sulong e El-Shafie (2018), os quais apresentaram uma nova abordagem, baseada em inteligência artificial e *soft computing*, para prever o momento e a rotação de ligações metálicas não parafusadas, tais quais as das estruturas porta-paletes. Para isso, os autores utilizaram um banco de dados com 32 ensaios para desenvolver e testar modelos com as seguintes metodologias: programação genética linear (*LGP*), redes neurais artificiais (*ANN*) e sistema de inferência neuro-fuzzy adaptativo (*ANFIS*). Para avaliar tais modelos, foram comparados os valores do coeficiente de determinação (R^2), do erro quadrático médio (*MSE*) e da raiz do erro quadrático médio (*RMSE*). Os dados de entrada para previsão em tais modelos foram a espessura da coluna, a altura da longarina e o número de travas da ligação. Os resultados apontaram que o modelo *LGP* é capaz de prever de forma mais precisa o comportamento momento-rotação das ligações do que os modelos *ANN* e *ANFIS*. Todavia, em futuros estudos, os autores indicam que deve-se adicionar outros parâmetros que possuam influência no comportamento das ligações, fazendo com que a precisão do modelo seja melhorada.

Outro trabalho que visou a aplicação de novos algoritmos à previsão do comportamento de ligações longarina-coluna foi o de Lyu *et al.* (2020), os quais desenvolveram um modelo de simulação orientado a dados (*DDSM*) que combina ensaios experimentais, análises em elementos finitos e máquina de vetores de suporte (*SVM*) para determinar a resistência à flexão a partir da mineração de dados em bancos de dados de engenharia. Para isso, os autores inicialmente modelaram uma ligação com elementos finitos e a calibraram com resultados experimentais, sendo posteriormente parametrizada para enriquecer o

banco de dados com o comportamento estrutural de diversas ligações longarina-coluna, sendo este banco utilizado para treinar as *SVMs* de modo a torná-las capazes de prever a rigidez de outras ligações longarina-coluna.

As simulações numéricas foram realizadas no ANSYS®, sendo a longarina, a coluna e o conector modelados com elementos de casca, enquanto as travas e as chapas de aplicação de carga foram modeladas com elementos sólidos. A interação entre os componentes foi considerada a partir de elementos de contato. Para avaliar a adequabilidade do modelo proposto, este foi comparado a modelos baseados em redes neurais artificiais (*ANN*), verificando a raiz do erro quadrático médio (*RMSE*), o erro absoluto médio percentual (*MAPE*) e o coeficiente de correlação de Pearson (*R*). De acordo com os autores, o modelo utilizando a técnica *SVM* se mostrou eficiente, uma vez que levou a resultados mais próximos aos experimentais e numéricos do que os modelos com redes neurais artificiais. Ainda, segundo os autores, os resultados são preliminares e limitados, porém se mostram promissores para a solução de complexos problemas no dimensionamento de elementos semirrígidos.

Exposto o estado da arte, pode-se concluir que modelos preditivos são capazes de complementar e, quiçá, até suprir a necessidade de análises experimentais e numéricas para a determinação da rigidez e resistência das ligações longarina-coluna em projetos de estruturas porta-paletes. Dentre os apresentados, destaca-se o Método das Componentes, uma vez que esse método, além de propiciar o cálculo da rigidez inicial e da resistência à flexão, também permite a identificação das principais componentes e sua contribuição na determinação de tais parâmetros.

3 CALIBRAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO

Para a realização da pesquisa, na qual se estudou o comportamento estrutural das ligações longarina-coluna a partir de uma análise paramétrica, inicialmente um modelo numérico foi calibrado a partir dos resultados experimentais de um modelo físico. Desta forma, este capítulo apresenta o modelo experimental e descreve o modelo numérico desenvolvido: seus elementos, modelos de material, condições de contorno e resultados.

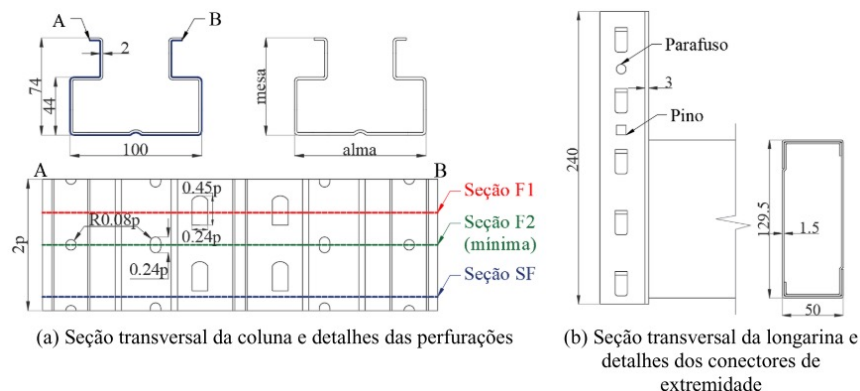
3.1 Modelo físico e resultados experimentais

Os resultados experimentais utilizados como base para a calibração do modelo numérico são os apresentados por Branquinho (2021). A autora ensaiou oito ligações longarina-coluna, variando a posição em que os conectores foram soldados às longarinas (à direita ou à esquerda) e com a presença ou não de parafuso na ligação.

3.1.1 Propriedades geométricas e do material

As ligações ensaiadas são compostas por uma coluna, uma longarina e um conector de extremidade com travas. A coluna possui uma seção transversal do tipo rack com 3 padrões de furos, apresentando um distanciamento entre furos de mesmo padrão igual a 50 mm. A longarina, por sua vez, é composta por dois perfis U enrijecidos, formados a frio, que constituem uma seção tubular fechada ao serem soldados de forma intermitente a cada 345 mm ao longo do comprimento da estrutura. O conector de extremidade, fabricado com 5 travas obtidas por puncionamento do próprio material, é então soldado de forma contínua à extremidade da longarina. Este é concebido de forma que suas travas encaixem perpendicularmente à alma da coluna. A Figura 3.1 apresenta os componentes da ligação.

Figura 3.1 – Seções transversais dos componentes da ligação ($p = 50$ mm).



Fonte: Branquinho (2021).

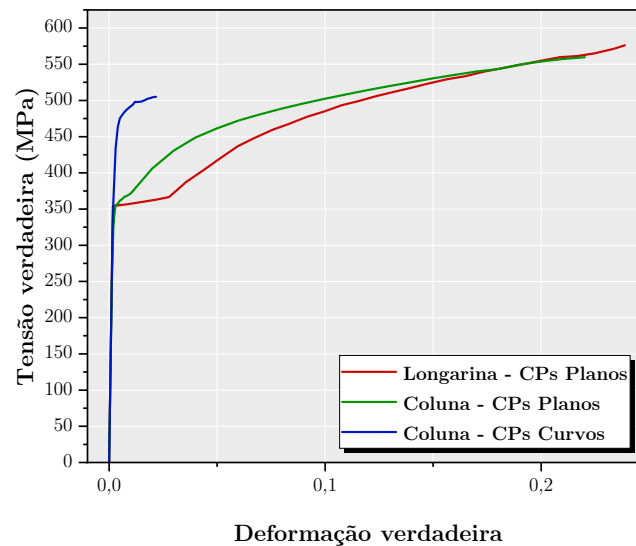
Quanto ao material dos componentes, o aço CIVIL 300 ($f_y = 300$ MPa e $f_u = 400$ MPa), este foi caracterizado extraindo corpos-de-prova das bobinas de aço virgem, das partes planas das seções transversais e também das curvas da seção da coluna, o que permite verificar o trabalho a frio exercido no perfil. Tais procedimentos foram realizados de modo similar ao empreendido por Bonada *et al.* (2015) e seguindo as recomendações da norma americana ANSI S902 (AISI, 2013). A Tabela 3.1 e a Figura 3.2 apresentam, respectivamente, os valores médios das características físicas do material e as curvas verdadeiras $\sigma - \varepsilon$ médias dos CPs da longarina e dos CPs da coluna, obtidos e utilizados por Branquinho (2021) em suas análises avançadas.

Tabela 3.1 – Propriedades mecânicas do material utilizado.

Curva média	E (MPa)	f_y (MPa)
CP longarinas	207.280,71	354,25
CPs planos colunas	199.119,43	357,12
CPs curvos colunas	204.934,81	466,89

Fonte: Branquinho (2021).

Figura 3.2 – Curvas verdadeiras médias dos CPs da longarina e coluna.



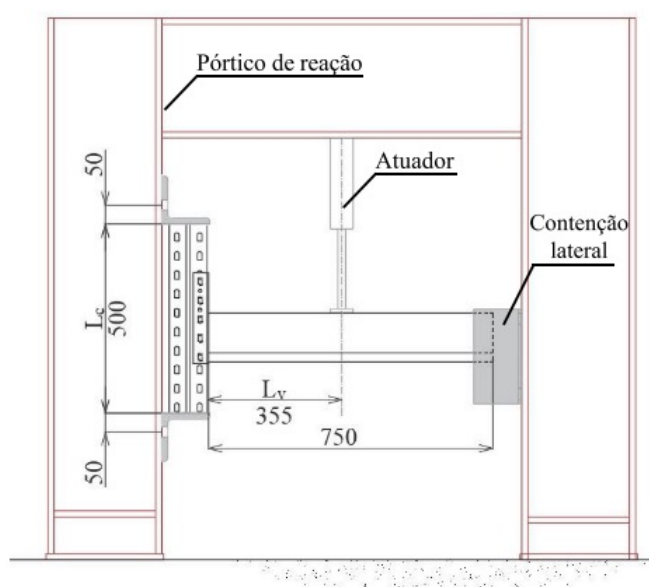
Fonte: Adaptado de Branquinho (2021).

O modelo de ensaio utilizado foi o da longarina em balanço. Todavia, a autora não seguiu as recomendações das normativas ANSI MH16.1 (RMI, 2021), EN 15512 (CEN, 2009) ou NBR 15524-2 (ABNT, 2007) quanto ao arranjo experimental, utilizando outra distância para a aplicação da carga, ou seja, o modelo foi empregado com outro braço de alavanca. De acordo com Branquinho (2021), tal decisão foi tomada com o objetivo de melhorar a relação momento-cortante (M/V) da ligação, a qual já havia se mostrado

inconsistente no ensaio da longarina em balanço, como relatado por Sarawit e Peköz (2006) e Bajoria e Talikoti (2006).

Para propor um novo braço de alavanca para o modelo de ensaio, Branquinho (2021) realizou um estudo numérico sobre as estruturas porta-paletes na direção do corredor, utilizando o Método dos Elementos Finitos no *software* Abaqus®, avaliando os valores da razão M/V atuante no pórtico em todas as extremidades das longarinas. A partir dos resultados obtidos na análise, a autora adotou o valor de 355 mm para o braço de alavanca do ensaio, como pode ser visto na Figura 3.3, a qual ilustra o arranjo experimental utilizado. Destaca-se que, para engastar as extremidades da coluna, estas foram soldadas a cantoneiras que, por sua vez, foram fixadas no pórtico de reação.

Figura 3.3 – Arranjo experimental adotado para o ensaio das ligações longarina-coluna.



Fonte: Branquinho (2021).

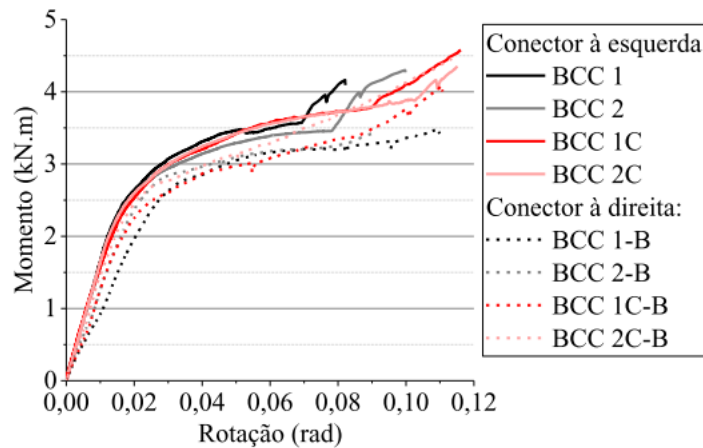
3.1.2 Resultados experimentais

As curvas momento-rotação dos oito ensaios realizados por Branquinho (2021) estão reunidas na Figura 3.4, onde: BCC 1, BCC 2, BCC 1-B e BCC 2-B são os protótipos somente com pinos de segurança; e BCC 1C, BCC 2C, BCC 1C-B e BCC 2C-B são os protótipos com um parafuso frontal. A Tabela 3.2 apresenta os valores obtidos a partir das curvas para a rigidez inicial e a capacidade última de cada um dos ensaios realizados.

Branquinho (2021) observou, a partir dos resultados, que a folga nas ligações não alterou significativamente o trecho inicial das curvas – e conseqüentemente a rigidez inicial da ligação –, que o parafuso frontal, apesar de conferir uma capacidade última levemente superior, não altera a rigidez inicial, e também que o lado em que o conector é soldado à longarina não interfere nos resultados. Levando em consideração tais observações e

também o fato de que o ganho pós-falha gerado pelo parafuso frontal causa deteriorações à integridade das colunas, a autora adotou apenas os quatro ensaios do grupo controle (ligações sem o parafuso) para a caracterização da ligação longarina-coluna. A partir da curva média do grupo controle (Figura 3.5) a ligação foi caracterizada com uma rigidez inicial igual a 135,28 kN.m/rad; regime plástico definido a partir de $(\theta, M) = (0,016 \text{ rad}; 2,1645 \text{ kN.m})$; ruptura da ligação com rotação total máxima de 0,0789 rad.

Figura 3.4 – Curvas momento-rotação das ligações longarina-coluna ensaiadas.



Fonte: Adaptado de Branquinho (2021).

Tabela 3.2 – Resultados das amostras ensaiadas.

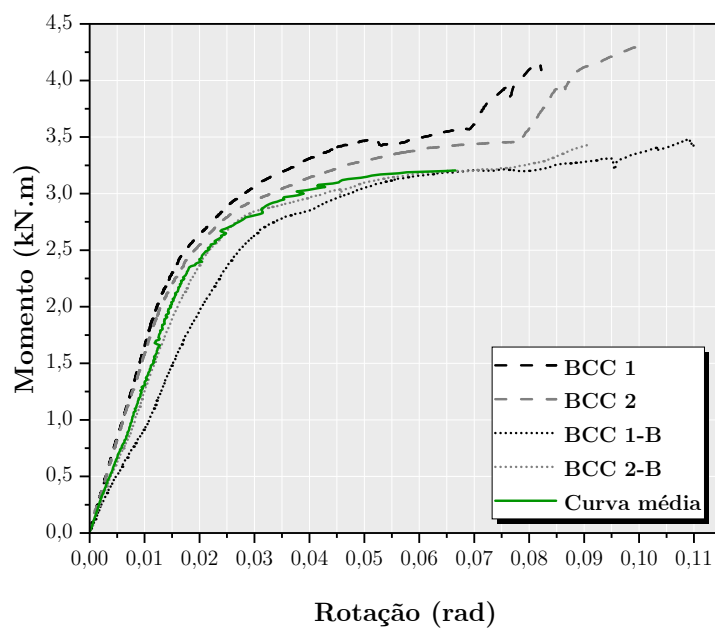
Amostra	Rigidez inicial (kN.m/rad)	Capacidade última (kN.cm)
BCC 1	164,50	357,00
BCC 2	161,80	345,87
BCC 1-B	98,00	321,00
BCC 2-B	125,00	298,00
BCC 1C	162,00	379,00
BCC 2C	162,00	393,58
BCC 1C-B	122,00	294,00
BCC 2C-B	145,00	307,80

Fonte: Branquinho (2021).

Quanto ao modo de falha das ligações, como pode ser visto na Figura 3.6, a autora observou que, tanto para os modelos apenas com o pino de segurança quanto para os modelos com a presença do parafuso central, os modos foram os mesmos, sendo classificados como um modo de distorção e ruptura provocada por rasgamento do conector e/ou da coluna na região dos furos. A única diferença apresentada entre as ligações com ou sem parafuso foi o processo de desenvolvimento da falha. Enquanto as ligações apenas com pino de segurança apresentam um colapso sequencial, desenvolvendo distorção e rasgamento primeiro no 3º furo do conector (mais próximo da posição do pino), seguindo para o 2º

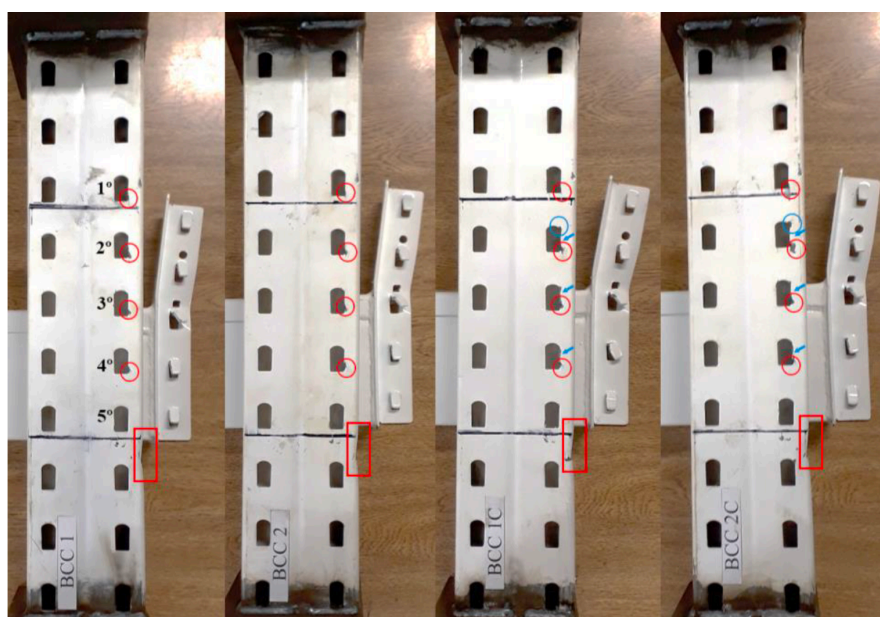
furo (o que já caracteriza a falha da ligação) e por fim chegando ao 1º furo; as ligações com o parafuso central têm sua falha caracterizada pela concentração de tensão na região do 2º furo devido ao parafuso, apresentando no início do colapso, além da distorção e rasgamento do 3º furo, fissurações iniciais no 2º furo, o qual ao iniciar o rasgamento caracteriza a falha da ligação e inicia a sollicitação da capacidade resistente do parafuso central.

Figura 3.5 – Curva média do grupo controle.



Fonte: Adaptado de Branquinho (2021).

Figura 3.6 – Detalhe para a falha nas colunas.



Fonte: Branquinho (2021).

Além disso, Branquinho (2021) investigou possíveis fissurações na solda entre a longarina e o conector de extremidade, realizando o ensaio do líquido penetrante. Neste, a autora observou que apesar de todas as ligações ensaiadas terem apresentado uma fissuração entre o conector e a longarina na região em que há descontinuidade da solda, essa não foi significativa para alteração do comportamento mecânico da estrutura, o que valida a hipótese adotada por Branquinho (2021) para a determinação do centro de giro, a qual considera o conector e a longarina como um elemento único.

3.2 Modelo numérico

Considerando o observado por Branquinho (2021), o modelo numérico foi desenvolvido para simular as ligações sem o parafuso frontal, ou seja, os modelos físicos BCC 1, BCC 2, BCC 1-B e BCC 2-B. Nos itens a seguir será apresentada a geometria do modelo, as fontes de não-linearidade, as condições de contorno, os elementos utilizados e o refinamento da malha.

3.2.1 Geometria do modelo

A modelagem geométrica da estrutura foi realizada no *software* SolidWorks®, sendo posteriormente exportada para o *software* Abaqus®. Essa estratégia foi adotada para facilitar a modelagem, principalmente no que se refere ao conector de extremidade e suas travas, uma vez que – de acordo com Shah *et al.* (2016b) – o comportamento da ligação é significativamente impactado pelas deformações ocorridas nas travas. Portanto, mostra-se necessária a correta modelagem destas.

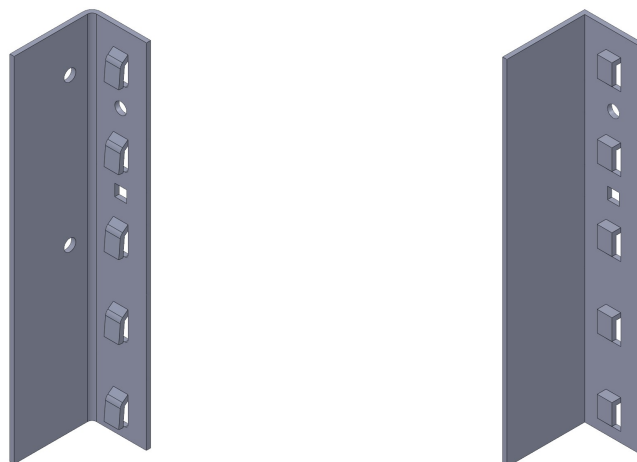
Inicialmente, as peças foram modeladas exatamente iguais ao modelo físico, respeitando as curvas do processo de conformação a frio dos perfis – conforme Figura 3.7(a), na qual destaca-se o conector de extremidade. Entretanto, em análises prévias, a complexidade geométrica gerou uma malha irregular de elementos finitos, principalmente na região das travas do conector, apresentando instabilidade numérica no processamento. Deste modo, optou-se por simplificar a geometria do modelo, deixando-a com extremidades em bordas retas. A Figura 3.7(b) destaca o conector de extremidade simplificado que constitui o modelo geométrico utilizado para as análises numéricas da ligação, ilustrado na Figura 3.7(c).

As dimensões utilizadas nas seções transversais do modelo geométrico simplificado – tanto da coluna, quanto do conector e da longarina – são apresentadas na Figura 3.8.

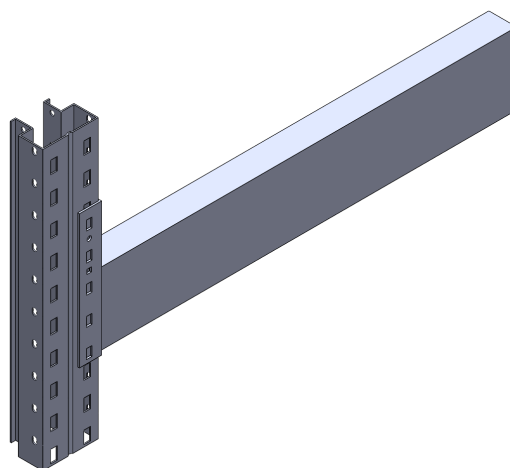
3.2.2 Fontes de não-linearidade

Com o objetivo de buscar resultados mais próximos aos observados nos testes experimentais, no modelo numérico foram consideradas as não-linearidades física, geométrica e de contato.

Figura 3.7 – Geometria do modelo numérico.



(a) Conector de extremidade fidedigno ao modelo físico. (b) Conector de extremidade simplificado.



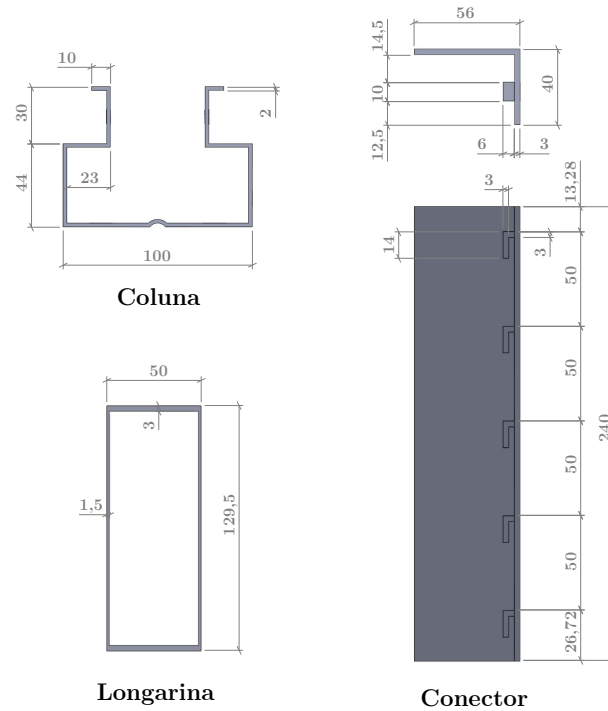
(c) Ligação longarina-coluna.

Fonte: Próprio autor.

A não-linearidade física do modelo numérico foi fundamentada na caracterização do material feita por Branquinho (2021) e apresentada na Figura 3.4 e na Tabela 3.1. Tais dados foram utilizados em modelos elastoplásticos bilineares com encruamento, uma vez que para representar o modelo físico adequadamente não houve necessidade de inserir as curvas verdadeiras de tensão-deformação obtidas na caracterização.

Todavia, o material utilizado no conector de extremidade não foi caracterizado por Branquinho (2021), sendo necessária a utilização dos valores nominais para tensões de escoamento e última do aço CIVIL 300. O encruamento foi considerado com um valor igual a 1% do módulo de elasticidade, como indica a normativa europeia EN 1993-1-5 (CEN, 2006).

Figura 3.8 – Seções transversais utilizadas no modelo numérico (dimensões em mm).



Fonte: Próprio autor.

Com os valores nominais indicados, foi observado em análises prévias que a região das travas do conector de extremidade apresentou uma plastificação precoce, levando a não convergência do modelo. Portanto, considerou-se o efeito do trabalho a frio nas travas do conector a partir de expressões analíticas, como já realizado por Escanio (2019). A norma ANSI S100 (AISI, 2020) recomenda o uso da Equação 3.1 para a previsão da tensão de escoamento do aço em função do trabalho a frio.

$$f_{yc} = \frac{B_c f_{yv}}{(R/t)^m} \quad (3.1)$$

em que f_{yc} é a tensão de escoamento das curvas, f_{yv} é a tensão de escoamento do aço virgem, R é o raio interno da curva, t é a espessura da seção e, B_c e m são parâmetros obtidos, respectivamente, pelas Equações 3.2 e 3.3.

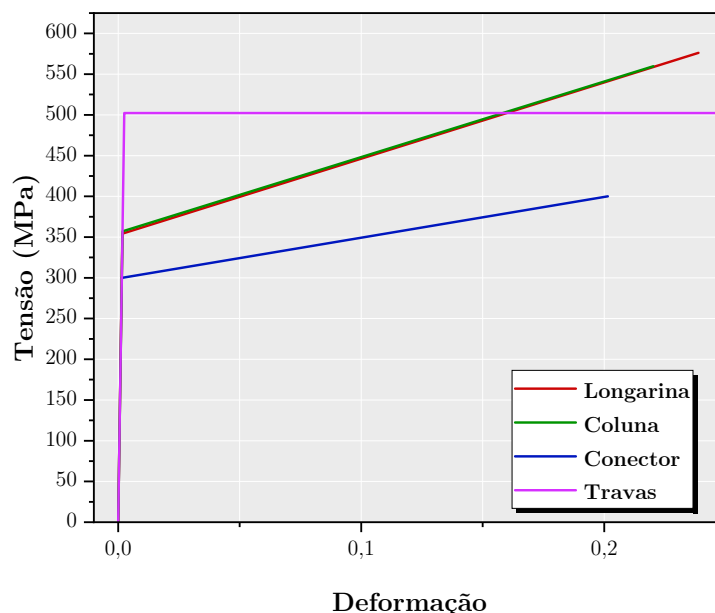
$$B_c = 3,69 \left(\frac{f_{uv}}{f_{yv}} \right) - 0,819 \left(\frac{f_{uv}}{f_{yv}} \right)^2 - 1,79 \quad (3.2)$$

$$m = 0,192 \left(\frac{f_{uv}}{f_{yv}} \right) - 0,068 \quad (3.3)$$

sendo f_{uv} a tensão de ruptura do aço virgem.

Apesar de ser possível considerar um acréscimo na tensão de escoamento, não há previsões analíticas para a tensão última. Desta forma, para as travas foi utilizado um modelo elastoplástico perfeito. A Figura 3.9 apresenta os modelos e a Tabela 3.3 os valores utilizados para o material de cada componente da ligação.

Figura 3.9 – Modelos elastoplásticos utilizados no modelo numérico.



Fonte: Próprio autor.

Tabela 3.3 – Propriedades mecânicas utilizadas no modelo numérico.

Componente	Coef. Poisson	E (MPa)	f_y (MPa)	f_u (MPa)	ϵ_{pl}
Longarina	0,3	207.281	354	576	0,24
Coluna		199.119	357	560	0,22
Conector		200.000	300	400	0,20
Travas		200.000	502	-	-

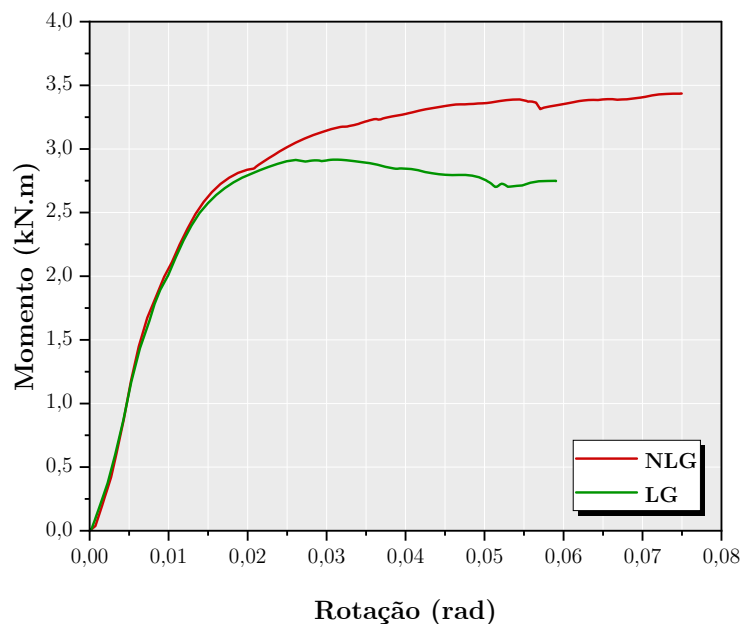
Fonte: Próprio autor.

Quanto à não-linearidade geométrica, essa foi considerada devido à necessidade da atualização do equilíbrio em função da mudança de geometria da ligação durante a análise. Na Figura 3.10, pode-se notar que não há diferença entre a análise linear (LG) e a não-linear geométrica (NLG) no que se refere à rigidez inicial da ligação. Entretanto, os resultados passam a divergir após 0,02 rad de rotação, com a NLG apresentando um momento último maior. Isso ocorre, pois, antes da plastificação da região dos furos da coluna e das travas do conector, não há diferença entre as formulações de pequenas e grandes deformações.

A não-linearidade de contato foi proveniente da interação entre o conector de extremidade e a coluna, de modo a simular o encaixe entre esses componentes da ligação.

Isso foi realizado a partir da consideração do contato entre pares de superfícies, aos quais foram atribuídos os comportamentos tangencial sem atrito e normal. Os pares de superfícies utilizados são apresentados na Figura 3.11. Destaca-se que a formulação utilizada na interação entre as superfícies considerou a discretização *surface-to-surface*, a qual considera a forma das duas superfícies (*master* e *slave*) na região das restrições de contato, e a abordagem *finite-sliding* para o rastreamento do movimento relativo entre as superfícies.

Figura 3.10 – Curvas momento-rotação obtidas nas análises LG e NLG.



Fonte: Próprio autor.

Para solucionar o problema não-linear foi utilizado o método de Newton-Raphson, sendo esse caracterizado pela atualização da matriz de rigidez tangente a cada iteração.

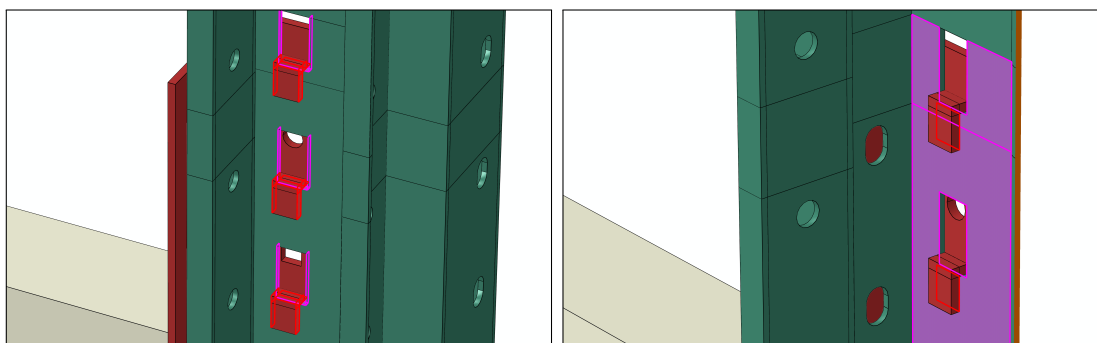
3.2.3 Condições de contorno

Para simular as condições dos testes experimentais, a coluna teve os nós das suas extremidades restringidos aos deslocamentos axiais nas três direções, sendo suficiente para reproduzir o engaste do modelo físico devido à utilização de elementos sólidos. A Figura 3.12 apresenta a extremidade superior da coluna com suas restrições.

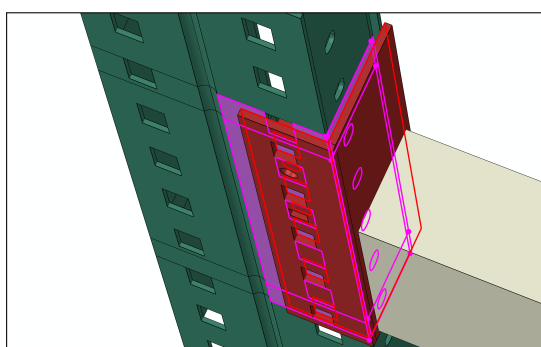
Conforme ilustrado na Figura 3.3, a longarina foi contida lateralmente por cantoneiras fixadas ao pórtico de reação. Desta forma, no modelo numérico a longarina teve 50 mm de sua extremidade livre restringida ao deslocamento lateral. Além disso, a aplicação do carregamento foi realizada em uma área com 170 mm de comprimento, estando seu centro a 355 mm de distância da extremidade soldada ao conector. Tal procedimento foi adotado para simular a distribuição da força aplicada pelo atuador em uma chapa

metálica sobre a longarina. Destaca-se que o carregamento foi considerado a partir da aplicação incremental de deslocamento, com incremento inicial e máximo igual 0,01 mm. As condições de contorno citadas são ilustradas na Figura 3.13.

Figura 3.11 – Pares de contato entre os componentes da ligação.



(a) *Master*: Laterais e face inferior das travas. *Slave*: Bordas dos furos da coluna. (b) *Master*: Face interna das travas. *Slave*: Face interna da coluna.



(c) *Master*: Face interna do conector. *Slave*: Face externa da coluna.

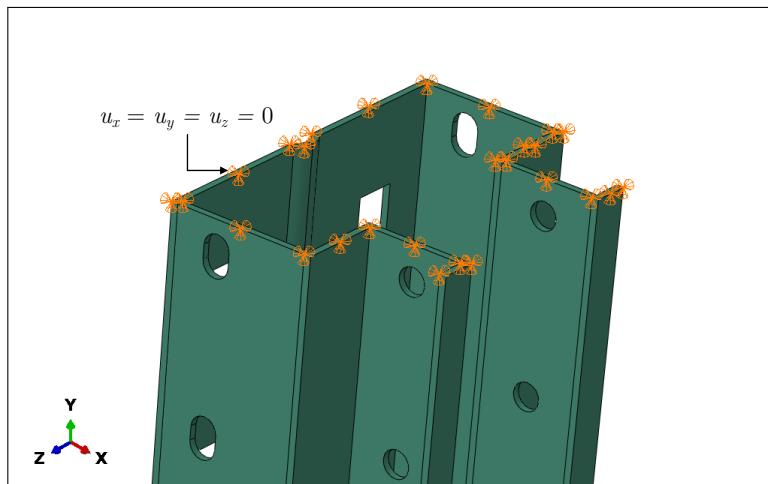
Fonte: Próprio autor.

Por fim, aplicou-se uma restrição do tipo *Tie* entre a longarina e o conector, a qual impede o movimento relativo entre duas peças independentes, de modo a simular a solda do modelo físico.

3.2.4 Malha de elementos finitos

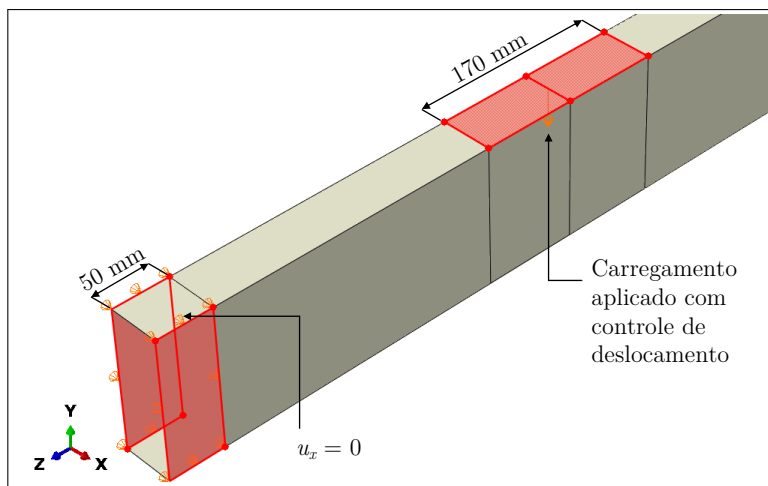
Inicialmente, estudou-se a possibilidade de modelar os componentes da ligação inteiramente com elementos de casca, como realizado por Miranda (2011). Entretanto, como a interação utilizando pares de contato não é possível entre bordas e superfícies, optou-se por modelar a coluna e o conector com elementos sólidos, assim como empreendido por Shah *et al.* (2016c) e Lyu *et al.* (2018), que modelaram todos os componentes da ligação com tais elementos. A longarina, por não estar sujeita a interações de contato, foi modelada com elementos de casca – como realizado por Bajoria e Talikoti (2006) e Escanio (2019), os quais atribuíram elementos sólidos apenas ao conector de extremidade.

Figura 3.12 – Condições de contorno aplicadas à coluna.



Fonte: Próprio autor.

Figura 3.13 – Condições de contorno aplicadas à longarina.

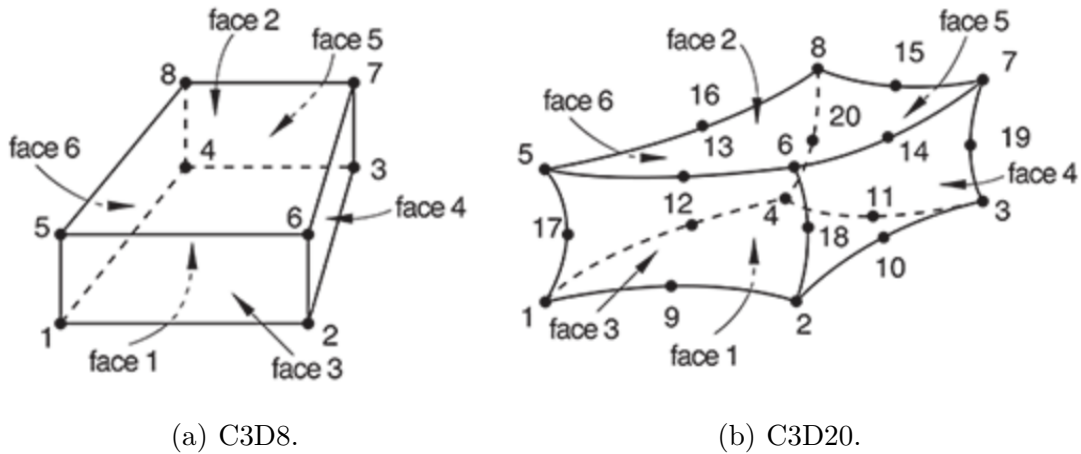


Fonte: Próprio autor.

Para a coluna e o conector foram avaliados os elementos hexaédricos C3D8, C3D8R, C3D20 e C3D20R. Os dois primeiros são elementos com aproximação de primeira ordem e 8 nós com 3 graus de liberdade por nó, sendo estes as translações axiais. A diferença entre ambos está nos pontos de integração, enquanto o C3D8 possui 4 pontos, o C3D8R possui integração reduzida, em apenas 1 ponto, de modo a solucionar o efeito *shear locking* que pode ocorrer em elementos sólidos de primeira ordem submetidos à flexão. Além disso, o elemento C3D8R apresenta em sua formulação um controle de *hourglassing*, efeito que pode ocorrer em elementos de integração reduzida. Já os dois últimos elementos citados, ambos possuem 20 nós com 3 graus de liberdade por nó e aproximação quadrática. O C3D20R diferencia-se por possuir integração reduzida, isto é, com 8 pontos de integração e não 27 como o C3D20. As figuras 3.14(a) e 3.14(b) apresentam, respectivamente, os

elementos hexaédricos de 8 e 20 nós.

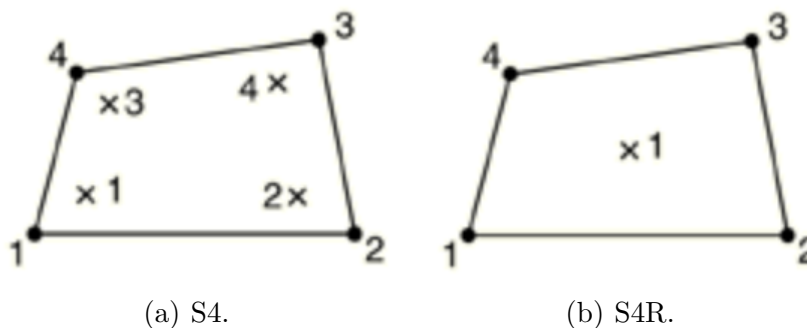
Figura 3.14 – Elementos sólidos analisados na coluna e conector.



Fonte: *Abaqus Analysis User's Guide* (DASSAULT SYSTÈMES, 2015).

Já a longarina foi avaliada com os elementos de casca S4 e S4R. Estes são elementos *general-purpose*, isto é, permitem a mudança de configuração transversal devido ao cisalhamento. Para isso, sua formulação utiliza a teoria de cascas espessas à medida que a espessura da casca aumenta e passa a utilizar a teoria de cascas delgadas de Kirchhoff quando a espessura diminui. Ambos os elementos possuem 4 nós com 6 graus de liberdade cada, sendo estes as translações e rotações em x, y e z. A diferença entre eles se resume aos pontos de integração, pois enquanto o S4 é integrado em 4 pontos, o S4R possui integração reduzida a 1 ponto e, portanto, possui controle de *hourglassing* em sua formulação. Os dois elementos, S4 e S4R, são apresentados nas figuras 3.15(a) e 3.15(b), respectivamente.

Figura 3.15 – Elementos de casca analisados na longarina.

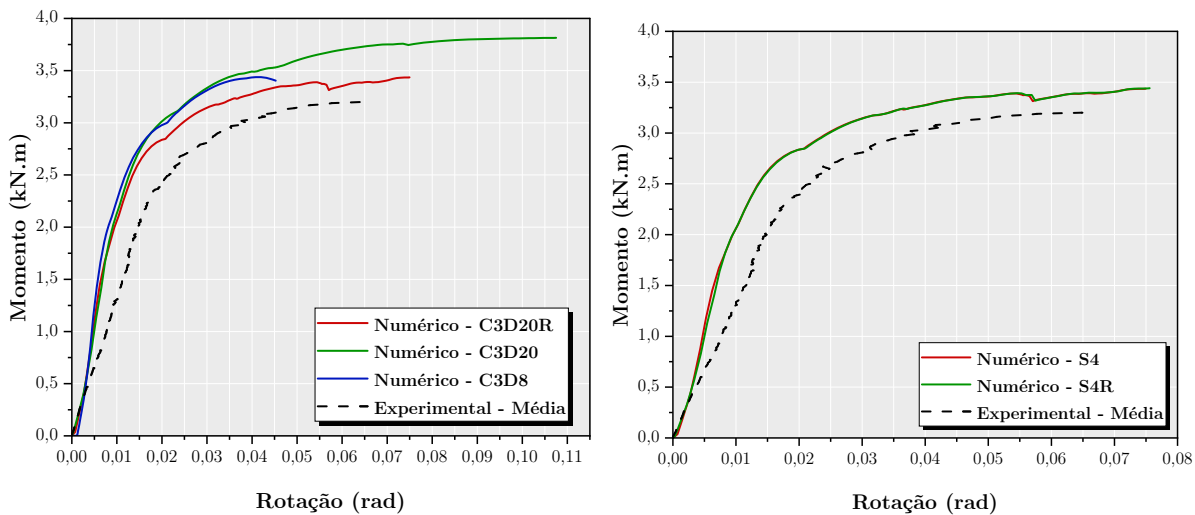


Fonte: *Abaqus Analysis User's Guide* (DASSAULT SYSTÈMES, 2015).

Entre os elementos avaliados, o C3D20R e o S4 foram os que apresentaram melhor resultado em comparação aos resultados experimentais, como pode ser visto na

Figura 3.16(a). O tempo de processamento entre os modelos foi similar, contudo, enquanto o modelo com elementos C3D20 mostrou ser mais rígido, com uma rotação e momento último muito superior aos observados no estudo experimental, o modelo com C3D8 apresentou uma rotação última inferior à média experimental e ao modelo com C3D20R. Destaca-se que o modelo com elementos C3D8R apresentou instabilidades numéricas devido à integração reduzida, não sendo possível concluir a sua análise. Quanto aos modelos com S4 ou S4R aplicados à longarina, ambos apresentaram a mesma resposta com tempo de processamento similar, como pode ser visto na Figura 3.16(b). Deste modo, optou-se por utilizar o elemento S4, uma vez que este possui mais pontos de integração.

Figura 3.16 – Curvas momento-rotação obtidas com diferentes elementos.



(a) Elementos avaliados na coluna e conector.

(b) Elementos avaliados na longarina.

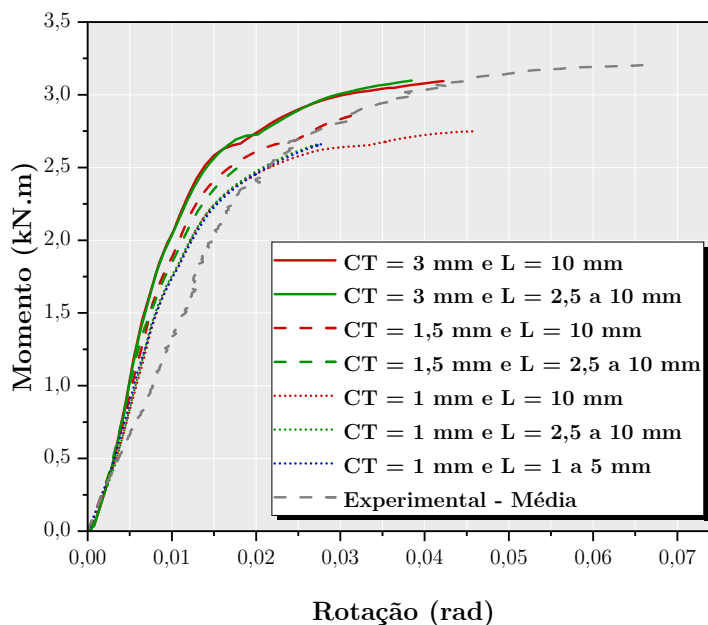
Fonte: Próprio autor.

Quanto ao refinamento da malha, devido às furações da coluna gerarem uma malha irregular com elementos maiores, esta foi avaliada com elementos de 1 e 2 mm, ou seja, com uma ou duas camadas de elementos na espessura. O modelo com duas camadas mostrou-se inviável devido ao longo tempo de processamento. Desta forma, optou-se por utilizar uma malha com elementos de 2 mm na coluna.

O conector de extremidade foi avaliado com elementos de 3 mm, 1,5 mm e 1 mm, ou seja, com uma, duas e três camadas de elementos em sua espessura, respectivamente. Já a longarina foi avaliada com malha de 10 mm, com malha de 2,5 mm na extremidade soldada ao conector e 10 mm no centro à extremidade livre, e por fim, com malha de 1 mm na extremidade soldada e 5 mm no centro à extremidade livre. Essa última configuração para a malha da longarina foi adotada apenas no modelo em que o conector possuía malha de 1 mm, uma vez que as outras duas configurações – quando combinadas ao conector citado – apresentaram deformações excessivas na interface entre o conector e a longarina.

A Figura 3.17 apresenta as curvas $M-\theta$ obtidas no refinamento da malha do modelo, onde as malhas do conector e da longarina estão abreviadas por CT e L, respectivamente.

Figura 3.17 – Curvas momento-rotação obtidas no refinamento da malha.



Fonte: Próprio autor.

Pode-se notar que o refinamento da malha da longarina não apresentou diferenças significativas na resposta mecânica da ligação – com exceção dos modelos com malha de 1 mm no conector, em que apesar de manter a mesma rigidez, observou-se uma menor capacidade última ao refinar a malha da longarina. Já no que se refere ao conector de extremidade, ao refinar sua malha foi possível observar uma redução na rigidez e no momento último do modelo numérico. Isso ocorre devido à concentração de tensões em elementos muito pequenos na região de contato entre as travas do conector e as bordas dos furos da coluna.

3.3 Resultados

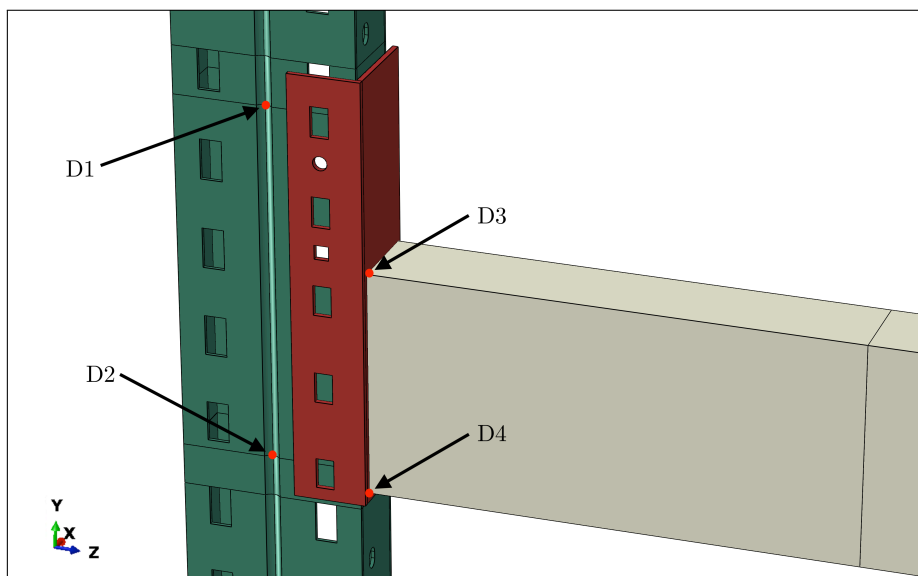
Para calibrar o modelo numérico, a curva momento-rotação ($M-\theta$), a rigidez e os modos de falha observados foram comparados aos obtidos por Branquinho (2021) em seu estudo experimental. Além disso, investigou-se também a não-linearidade apresentada pelo modelo no trecho inicial da análise.

3.3.1 Curvas momento-rotação e rigidez

Na análise experimental, as curvas $M-\theta$ foram definidas a partir da leitura do carregamento monotônico e da rotação relativa entre a coluna e a longarina, sendo a rotação da coluna medida por dois transdutores de deslocamento localizados no centro

do perfil, na região da ligação, e a rotação da longarina medida por um inclinômetro localizado próximo ao conector de extremidade. De modo semelhante, no modelo numérico, avaliou-se os deslocamentos na direção Z dos pontos D1 e D2 para a rotação da coluna, e dos pontos D3 e D4 para a rotação da longarina, os quais estão ilustrados na Figura 3.18.

Figura 3.18 – Pontos analisados para determinar a rotação da ligação.



Fonte: Próprio autor.

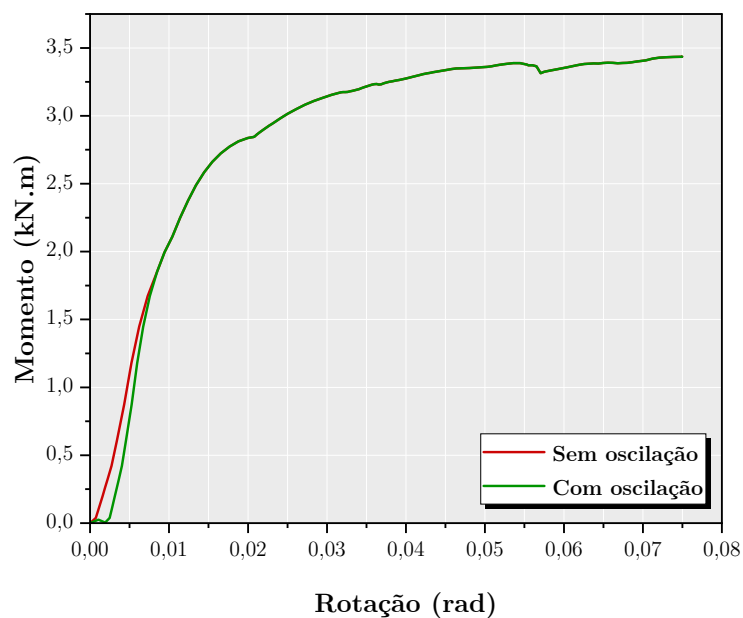
Devido às folgas da ligação, oriundas de sua concepção por encaixe, o modelo numérico apresentou uma oscilação inicial onde foi possível observar uma pequena rotação relativa sem acréscimo no carregamento. A mesma oscilação não foi identificada no estudo experimental, uma vez que a ocorrência de imperfeições geométricas nas travas pode ocasionar uma eliminação gradual das folgas entre elas e a coluna, flexibilizando a resposta estrutural. Deste modo, optou-se por dissipar a rotação inicial do modelo numérico no trecho elástico da curva $M-\theta$, como pode ser visto na Figura 3.19, a qual apresenta as duas curvas.

Embora a oscilação tenha sido dissipada, é notável a não-linearidade do modelo em toda a curva $M-\theta$, inclusive em seu trecho inicial. Isso ocorre devido ao processo de contato entre as travas e os furos da coluna e também à plastificação localizada em alguns pontos das travas e da coluna em consequência da concentração de tensões nesses locais. Apesar disso, a curva numérica apresenta uma similaridade às curvas experimentais, como pode ser visto na Figura 3.20.

A curva numérica foi então utilizada para a obtenção da rigidez da ligação analisada. Para tanto, assim como realizado por Branquinho (2021), empregou-se o método das áreas iguais, de modo a obter a rigidez secante da ligação. A Tabela 3.4 apresenta as rigidezes dos modelos físicos comparadas à rigidez do modelo numérico, onde é possível observar uma

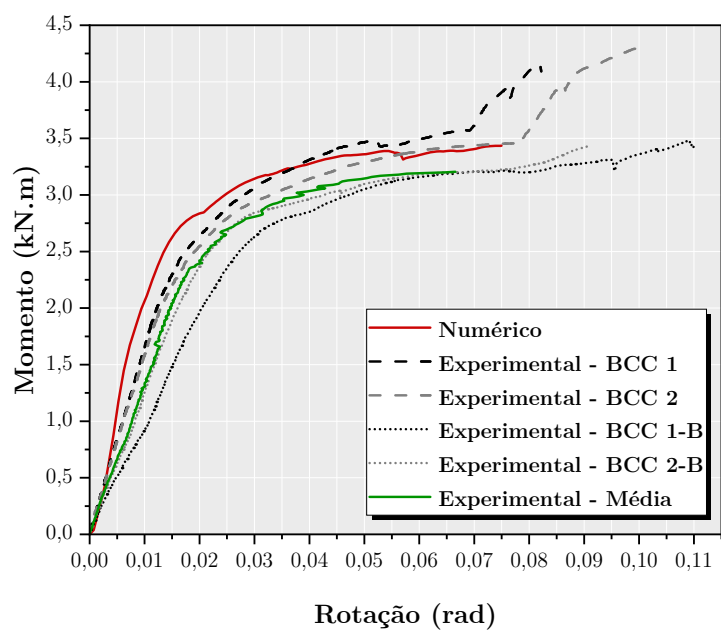
maior rigidez deste último, uma vez que o modelo numérico não considera as imperfeições geométricas e as particularidades experimentais do modelo físico.

Figura 3.19 – Curvas momento-rotação antes e após dissipação da oscilação inicial.



Fonte: Próprio autor.

Figura 3.20 – Curvas momento-rotação experimentais e numérica.



Fonte: Próprio autor.

Nota-se uma maior disparidade da rigidez obtida no modelo numérico quando comparada aos resultados das ligações BCC 1-B e BCC 2-B – respectivamente 75,2%

e 37,4% maior –, cujos protótipos tiveram as longarinas soldadas à direita do conector de extremidade. Além disso, a alta diferença do BCC 1-B pode ser justificada por uma divergência na obtenção da rotação da longarina desse protótipo, onde o inclinômetro não foi instalado na face frontal da longarina, isto é, na face que coincide com a aba frontal do conector, mas sim na face posterior. Todavia, uma vez que a capacidade última do modelo numérico apresentou uma diferença máxima de 14,8% dos modelos experimentais e sua rigidez, quando comparada aos protótipos BCC 1 e BCC 2, exprimiu uma diferença máxima de 6,1%, assume-se que o comportamento mecânico das ligações ensaiadas por Branquinho (2021) foi representado numericamente de forma satisfatória.

Tabela 3.4 – Resultados das análises experimentais e numérica.

Análises	k (kN.m/rad)	M_u (kN.m)	k_{num}/k_{exp}	$M_{u_{num}}/M_{u_{exp}}$
Experimental - BCC 1	164,5	3,57	1,044	0,958
Experimental - BCC 2	161,8	3,46	1,061	0,988
Experimental - BCC 1-B	98,0	3,21	1,752	1,065
Experimental - BCC 2-B	125,0	2,98	1,374	1,148
Numérico	171,76	3,42	-	-

Fonte: Próprio autor.

3.3.2 Modos de falha

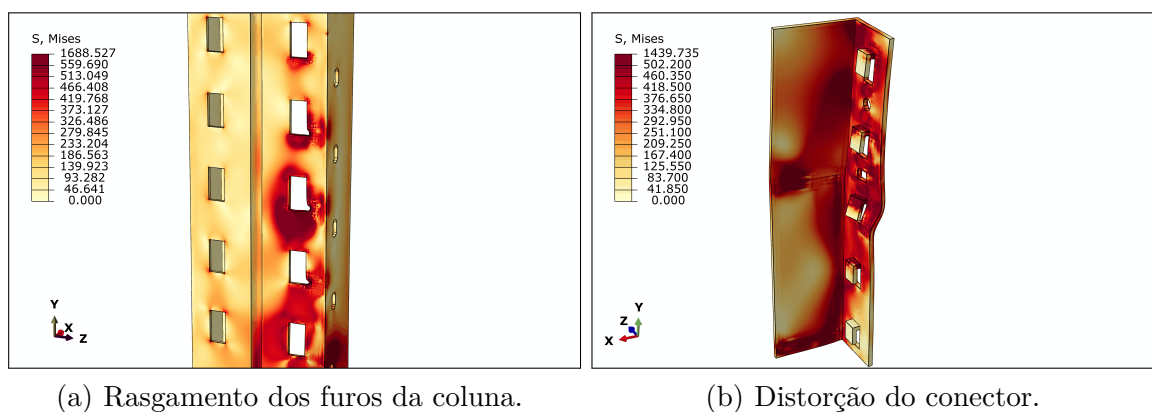
Para calibrar o modelo numérico, além de analisar a curva momento-rotação e a rigidez obtida através desta, comparou-se também seus modos de falha e deformações aos observados por Branquinho (2021) em seu estudo experimental.

Assim como nos modelos físicos, a análise numérica apresentou uma falha por distorção do conector e rasgamento da coluna na região dos furos, como mostra a Figura 3.21. Destaca-se que, no modelo numérico, o rasgamento foi identificado por um esmagamento com grandes deslocamentos nas arestas dos furos, uma vez que a propagação de fissuras não foi considerada no modelo. O rasgamento foi observado nos quatro primeiros furos conectados, coincidindo aos observados no estudo experimental (apresentados na Figura 3.6), caracterizando a zona tracionada da ligação.

O rasgamento da coluna iniciou no 3º furo, como pode ser visto na Figura 3.22(a), a qual apresenta as deformações plásticas dos 5 furos da coluna para um momento fletor igual a 2 kN.m, onde a curva $M-\theta$ passa a apresentar uma mudança de comportamento, acentuando a não-linearidade. O mesmo foi observado nos ensaios realizados por Branquinho (2021), porém, nestes, com uma maior rotação da ligação. Além disso, enquanto nos ensaios o rasgamento do 2º furo iniciou com um momento de aproximadamente 3,5 kN.m – caracterizando a capacidade última da ligação –, o modelo numérico apresentou uma evolução gradual da plastificação e consequentemente do rasgamento dessa região, como mostram as figuras 3.22(b) e 3.22(c), as quais correspondem respectivamente a momentos

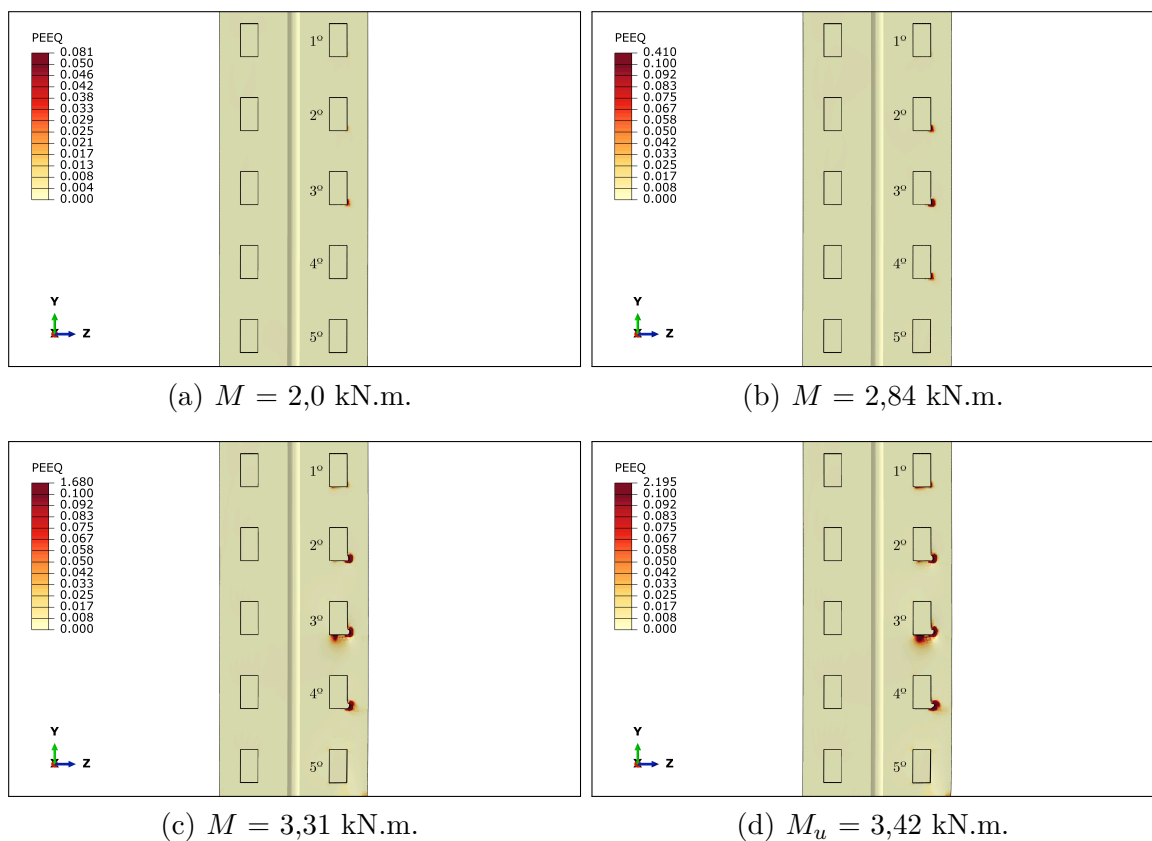
resistentes de 2,84 e 3,31 kN.m, pontos em que a curva $M-\theta$ passa a apresentar um acréscimo de rigidez. A capacidade última do modelo numérico ocorre com o início da plastificação da região do 1º furo e o nível avançado de plastificação/rasgamento do 2º ao 4º furo, como mostra a Figura 3.22(d).

Figura 3.21 – Modos de falha do modelo numérico.



Fonte: Próprio autor.

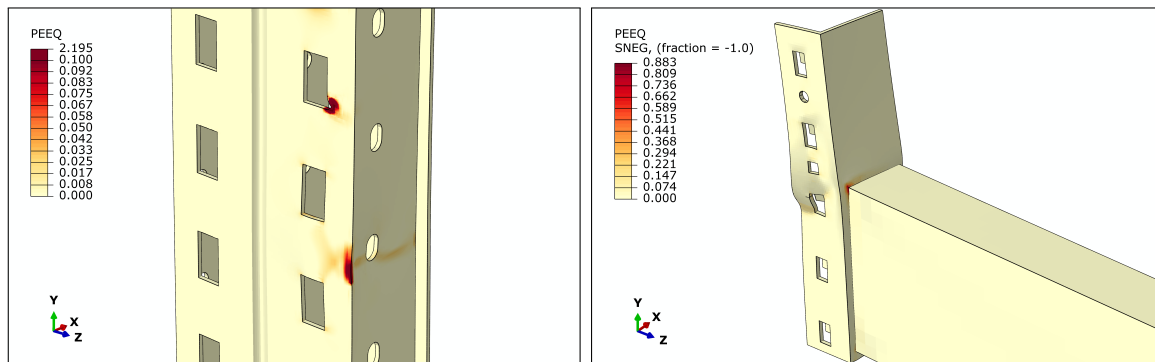
Figura 3.22 – Evolução do rasgamento nos furos da coluna.



Fonte: Próprio autor.

Ainda, no modelo numérico, observou-se um esmagamento da aba da coluna pelo contato com o conector na zona comprimida da ligação (Figura 3.23(a)), fenômeno ocorrido também no modelo físico. Quanto à longarina, esta não apresentou plastificação, com exceção da interface entre ela e o conector (Figura 3.23(b)), no mesmo ponto onde Branquinho (2021) identificou o início de fissuração na solda. Apesar de não afetar o comportamento mecânico da ligação, tal concentração de tensões e consequente plastificação poderia ter sido mitigada com a modelagem da solda entre o conector e a longarina.

Figura 3.23 – Outras deformações plásticas do modelo.



(a) Esmagamento da coluna.

(b) Plastificação da interface conector-longarina.

Fonte: Próprio autor.

Diante do exposto, como o modelo numérico foi capaz de reproduzir satisfatoriamente tanto o comportamento mecânico, expresso através da curva $M-\theta$, quanto os modos de falha de uma ligação avaliada experimentalmente, esse se mostra calibrado e apto para ser utilizado em uma análise paramétrica de ligações longarina-coluna de porta-paletes de aço.

4 ANÁLISE PARAMÉTRICA

Após calibrado, o modelo numérico foi parametrizado de modo a verificar o comportamento da ligação sob distintas configurações geométricas e identificar os parâmetros que possuem maior influência sobre tal comportamento, o que contribui para a obtenção de concepções otimizadas de ligações longarina-coluna. Além disso, com a parametrização do modelo numérico, também foi possível avaliar os diferentes métodos de obtenção da rigidez.

4.1 Parametrização do modelo numérico

Diversos foram os estudos que buscaram identificar os parâmetros geométricos que regem o comportamento das ligações longarina-coluna. Todavia, a maior parte deles variou apenas o número de travas, a altura da longarina e a espessura da coluna, o que pode ser observado na Tabela 4.1, onde é apresentada uma relação de trabalhos que estudaram o comportamento das ligações a partir de diferentes concepções, destacando os três parâmetros citados.

Tabela 4.1 – Parâmetros de interesse e trabalhos que os abordaram.

Trabalhos	Parâmetros							
	Número de travas	Espessura da coluna	Espessura da longarina	Espessura do conector	Largura da coluna	Altura da longarina	Posição de solda da longarina	Projeto do conector
Markazi, Beale e Godley (1997)								
Bernuzzi e Castiglioni (2001)								
Ślęczka e Kozłowski (2007)								
Prabha <i>et al.</i> (2010)								
Mohan e Vishnu (2013)								
Zhao <i>et al.</i> (2014)								
Shah <i>et al.</i> (2016c)								
Dai, Zhao e Rasmussen (2018a)								
Escanio <i>et al.</i> (2020)								

Fonte: Próprio autor.

Os parâmetros mais estudados (número de travas, espessura da coluna e altura da longarina) apresentaram significativo impacto na rigidez e na resistência das ligações, sendo o número de travas o mais influente entre eles, como destaca Zhao *et al.* (2014).

De acordo com os autores, além de melhorar o comportamento da ligação, o aumento no número de travas pode conduzir a conexão a diferentes modos de falha, uma vez que ele aumenta também a altura do conector de extremidade, o qual acaba por apresentar uma falha por distorção e ruptura. Os estudos apresentados utilizaram conectores com 3, 4 e 5 travas. Dai, Zhao e Rasmussen (2018a) buscaram avaliar um conector com 2 travas, entretanto, mesmo utilizando um parafuso frontal, a ligação apresentou baixa rigidez e resistência, não sendo recomendada sua utilização.

A espessura da coluna, ao ser variada, também é capaz de alterar o modo de falha da ligação, como observado por Zhao *et al.* (2014) e Dai, Zhao e Rasmussen (2018a). No trabalho de Zhao *et al.* (2014), os autores identificaram que, enquanto as ligações com colunas de espessura igual a 1,8 mm apresentaram como modo de falha o rasgamento da parede da coluna – o que ocorre devido à parede da coluna ser menos espessa que a trava do conector –, as ligações com espessura de 2,5 mm nas colunas apresentaram como modo de falha uma fissuração da primeira trava na zona tracionada. Além disso, segundo os autores, o parâmetro mais importante para a determinação do modo de falha da ligação é a relação entre a espessura da coluna e a espessura da trava (t_u/t_t). Nas ligações com a presença de um parafuso central, Dai, Zhao e Rasmussen (2018a) observaram que o aumento da espessura da coluna levou ao aumento do momento resistente das ligações, sendo associado a uma mudança no modo de falha, o qual nas colunas mais esbeltas era definido por sua flambagem, sendo então caracterizado pela ruptura do final da longarina.

Quanto à espessura da longarina, essa foi analisada em poucos estudos e, apesar de apresentar uma elevação na rigidez da ligação ao ser aumentada, de acordo com Escanio *et al.* (2020), tal contribuição é pequena quando comparada ao aumento da altura da longarina. Todavia, o autor não analisou os modos de falha das ligações em seu estudo paramétrico e, apesar de não ter sido usual nos trabalhos apresentados, a falha das conexões pode se dar na extremidade da longarina, como observado por Dai, Zhao e Rasmussen (2018a), ao analisar uma ligação longarina-coluna com coluna de espessura igual a 2,3 mm e longarina com espessura igual a 1,5 mm.

Outro parâmetro geométrico pouco analisado nos trabalhos referentes às ligações longarina-coluna é a espessura do conector de extremidade, a qual, de acordo com Markazi, Beale e Godley (1997) e Shah *et al.* (2016c), eleva a rigidez e a resistência da ligação ao ser aumentada. Apesar de aumentar a rigidez em até 49% e a resistência em 14%, reduzindo consideravelmente as deformações observadas nas travas, segundo Shah *et al.* (2016c), o aumento da espessura do conector não foi capaz de evitar que a falha da ligação ocorresse pela deformação das travas na zona tracionada.

No que se refere à posição em que a longarina é soldada ao conector, os estudos de Markazi, Beale e Godley (1997) e Shah *et al.* (2016c) avaliaram as ligações com a longarina soldada próximo à borda superior do conector, à borda inferior e centralizada. Ambos

os trabalhos observaram que as ligações com a longarina soldada acima da linha média do conector, isto é, soldadas com a mesa próxima à borda superior, apresentaram uma baixa capacidade resistente à flexão, o que ocorre devido à distribuição não uniforme do carregamento às travas. Todavia, enquanto Markazi, Beale e Godley (1997) identificaram que as ligações com a longarina soldada simetricamente ao conector apresentam uma maior rigidez e resistência que as ligações com a longarina soldada abaixo da linha média, Shah *et al.* (2016c) constataram o contrário, atribuindo a maior rigidez e resistência das ligações com longarina soldada abaixo da linha média a uma melhor distribuição do carregamento nas travas. Além disso, é válido destacar que em ambos os trabalhos as ligações analisadas estavam submetidas à compressão na parte superior do conector e à tração na inferior, uma vez que os arranjos experimentais utilizados foram montados ao contrário do que recomendam as normativas, isto é, com aplicação da carga de baixo para cima.

Quanto ao projeto do conector – *i.e.*, sua concepção – e à largura da coluna, apesar de ambos impactarem significativamente na rigidez e na resistência das ligações longarina-coluna (MARKAZI; BEALE; GODLEY, 1997), a variação de tais parâmetros e da posição em que a longarina é soldada ao conector descaracterizaria o modelo numérico calibrado com as ligações ensaiadas por Branquinho (2021). Nesse contexto, de modo a ampliar a gama de estudos sobre as diversas variáveis que influenciam o comportamento das ligações longarina-coluna, o presente trabalho avaliou os seguintes parâmetros:

- a) número de travas;
- b) espessura da coluna;
- c) altura da longarina;
- d) espessura do conector de extremidade.

Para avaliar tais parâmetros foram modeladas 27 ligações, nas quais foram analisadas três espessuras de coluna (1,20 mm, 2,00 mm e 3,00 mm), três espessuras de conector (2,00 mm, 3,00 mm e 4,25 mm) e três alturas de longarina (79,50 mm, 109,50 mm e 129,50 mm). O número de travas foi variado de forma correspondente às alturas da longarina, sendo o conector de 3 travas correspondente à longarina de 79,50 mm e os conectores de 4 e 5 travas às longarinas de 109,50 e 129,50 mm, respectivamente. Para as espessuras foram adotados valores comerciais utilizados na fabricação de porta-paletes de aço, já para as alturas da longarina e os respectivos conectores de extremidade foram adotados modelos geométricos utilizados pela NSF Tecnologia em Instalações Comerciais, empresa que forneceu os materiais para os ensaios de Branquinho (2021).

4.2 Resultados

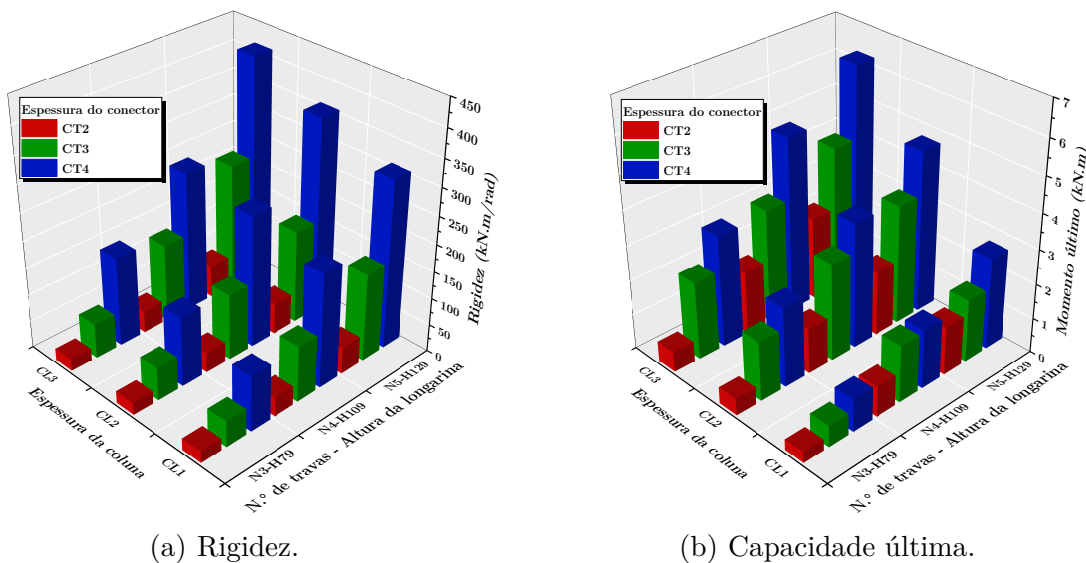
As análises numéricas seguiram o que foi estabelecido no modelo calibrado, utilizando os mesmos modelos elastoplásticos, condições de contorno, elementos e refinamento

de malha. A partir das curvas momento-rotação obtidas em cada uma das 27 análises, foi possível analisar o comportamento das ligações sob diferentes configurações geométricas, a influência de cada um desses parâmetros em tal comportamento e a diferença da rigidez quando obtida por diferentes metodologias.

4.2.1 Influência dos parâmetros geométricos no comportamento da ligação

As ligações foram analisadas quanto à sua capacidade última (M_u) e à sua rigidez ($k_{A1=A2}$) – sendo esta obtida pelo método das áreas iguais, de modo similar ao que foi realizado na calibração do modelo numérico e no estudo experimental de Branquinho (2021). A Tabela 4.2 apresenta os resultados obtidos para cada um dos 27 modelos, os quais são identificados sequencialmente pelo número de travas do conector (N3, N4 e N5), altura da longarina (H79, H109 e H129), espessura da coluna (CL1, CL2 e CL3) e espessura do conector (CT2, CT3 e CT4). Os resultados de rigidez e capacidade última podem ser visualizados também graficamente nas figuras 4.1(a) e 4.1(b), respectivamente.

Figura 4.1 – Resultados obtidos na análise paramétrica.



(a) Rigidez.

(b) Capacidade última.

Fonte: Próprio autor.

Nota-se que, entre os parâmetros avaliados, a variação da espessura do conector de extremidade foi o que mais impactou tanto na rigidez quanto na capacidade última das ligações. No que se refere à rigidez, ao variar a espessura do conector dos modelos de 2,00 para 3,00 mm, houve um aumento médio de 210% nos valores, enquanto a mudança de 3,00 para 4,25 mm resultou em um aumento médio de 104,5% na rigidez. O maior aumento na rigidez (291,07%) ocorreu ao variar a espessura de 2,00 para 3,00 mm na ligação com 5 travas e coluna de 3,00 mm (BCC-N5-H129-CL3-CT2 para BCC-N5-H12-CL3-CT3), evidenciando a deficiência na rigidez das ligações com menor espessura de conector, entre

as quais o maior valor foi de 59,57 kN.m. Tais valores podem ser justificados pela alta oscilação inicial – proveniente das folgas da ligação – nos modelos com menor espessura de conector, sendo essa dissipada nas curvas $M-\theta$ como foi realizado na calibração do modelo numérico. Quanto à capacidade última da ligação, houve um aumento médio de 122,6% ao variar a espessura de 2,00 para 3,00 mm e 38,7% ao variar de 3,00 para 4,25 mm.

Tabela 4.2 – Resultados de rigidez e capacidade última dos modelos paramétricos.

Modelo	$k_{A1=A2}$ (kN.m/rad)	M_u (kN.m)
BCC-N3-H79-CL1-CT2	21,67	0,32
BCC-N3-H79-CL1-CT3	48,00	0,62
BCC-N3-H79-CL1-CT4	101,82	0,95
BCC-N3-H79-CL2-CT2	21,98	0,48
BCC-N3-H79-CL2-CT3	60,88	1,71
BCC-N3-H79-CL2-CT4	128,58	2,30
BCC-N3-H79-CL3-CT2	22,36	0,59
BCC-N3-H79-CL3-CT3	63,70	2,24
BCC-N3-H79-CL3-CT4	164,09	3,21
BCC-N4-H109-CL1-CT2	34,73	0,88
BCC-N4-H109-CL1-CT3	102,80	1,65
BCC-N4-H109-CL1-CT4	209,25	1,70
BCC-N4-H109-CL2-CT2	36,67	1,31
BCC-N4-H109-CL2-CT3	121,36	2,80
BCC-N4-H109-CL2-CT4	242,98	3,60
BCC-N4-H109-CL3-CT2	39,84	1,82
BCC-N4-H109-CL3-CT3	144,05	3,28
BCC-N4-H109-CL3-CT4	258,16	5,04
BCC-N5-H129-CL1-CT2	50,16	1,39
BCC-N5-H129-CL1-CT3	161,61	1,80
BCC-N5-H129-CL1-CT4	308,09	2,64
BCC-N5-H129-CL2-CT2	56,36	1,85
BCC-N5-H129-CL2-CT3	171,76	3,42
BCC-N5-H129-CL2-CT4	357,59	4,69
BCC-N5-H129-CL3-CT2	59,57	2,39
BCC-N5-H129-CL3-CT3	232,97	4,17
BCC-N5-H129-CL3-CT4	413,29	6,23

Variáveis dos modelos:

Número de travas (**N**): 3 (**N3**), 4 (**N4**) e 5 (**N5**);

Altura da longarina (**H**): 79,50 mm (**H79**), 109,50 mm (**H109**) e 129,50 mm (**H129**);

Espessura da coluna (**CL**): 1,20 mm (**CL1**), 2,00 mm (**CL2**) e 3,00 mm (**CL3**);

Espessura do conector (**CT**): 2,00 mm (**CT2**), 3,00 mm (**CT3**) e 4,25 mm (**CT4**).

Fonte: Próprio autor.

As diferenças observadas por Shah *et al.* (2016c) na variação da espessura do conector foram 42% e 18% de redução na rigidez e na resistência, respectivamente, ao reduzir a espessura de 4 para 2 mm. Ao aumentar a espessura de 4 para 6 mm, houve um aumento de 49% na rigidez e 14% na resistência. Entretanto, essa análise foi realizada

apenas considerando uma ligação com 5 travas, longarina com altura de 150 mm e espessura de 1,50 mm, coluna com espessura de 2,60 mm e longarina soldada no centro do conector de extremidade. Para possibilitar a comparação com os valores do presente estudo, observou-se as ligações BCC-N5-H129-CL3-CT2 e BCC-N5-H129-CL3-CT4. Tomando como base a ligação com conector de 4 mm, ao reduzir a espessura para 2 mm há uma redução de 85,6% na rigidez e 61,6% na resistência. Além da posição de solda da longarina do conector, as ligações dos estudos distinguem-se pelo ensaio utilizado para avaliação de seu comportamento, uma vez que Shah *et al.* (2016c) utilizaram o ensaio da dupla longarina em balanço, o qual simula ligações internas nas estruturas porta-paletes.

Os demais parâmetros apresentaram um impacto menos expressivo na rigidez e na resistência das ligações longarina-coluna. Ao aumentar o número de travas – e, conseqüentemente, a altura da longarina –, obteve-se um acréscimo máximo de 126,15% na rigidez, sendo este entre a BCC-N3-H79-CL3-CT3 e a BCC-N4-H109-CL3-CT3. O aumento médio na rigidez ao variar o número de travas do conector de 3 (N3-H79) para 4 (N4-H109) foi de 88,5%, enquanto a mudança de 4 travas para 5 (N5-H129) resultou em um aumento médio de 51,4%. No que se refere ao momento último, a influência do número de travas e da altura da longarina foi semelhante à espessura do conector, apresentando um aumento médio de 114,2% entre N3-H79 e N4-H109, e 33,15% entre N4-H109 e N5-H129.

A variação da espessura da coluna foi a que menos influenciou o comportamento da ligação, apresentando um aumento médio de 14,3% na rigidez ao aumentar a espessura da coluna de 1,20 (CL1) para 2,00 mm (CL2) e 13,8% de 2,00 para 3,00 mm (CL3). Contudo, o impacto na capacidade última da ligação foi maior, aproximando-se do que foi observado na variação da espessura do conector e do número de travas e altura da longarina, com um aumento de 89% entre CL1 e CL2, e 30,3% entre CL2 e CL3.

Entre os estudos que também avaliaram a variação da espessura da coluna, Zhao *et al.* (2014) constataram um aumento de 11% na rigidez e 8% na resistência ao aumentar de 1,80 para 2,50 mm a espessura de uma coluna com largura de alma igual a 100 mm em uma ligação com conector de 4 travas e 3 mm de espessura, e longarina de 120 mm de altura e espessura de 1,50 mm. Para fins comparativos com o presente estudo, observa-se os resultados das ligações BCC-N4-H109-CL2-CT3 e BCC-N4-H109-CL3-CT3, onde ao aumentar a espessura da coluna de 2 para 3 mm, houve um aumento de 18,70% na rigidez e de 17,26% na resistência da ligação. Tal comparação salienta a pequena influência da espessura da coluna no comportamento da ligação, mesmo em concepções distintas de conexão.

4.2.2 Métodos para obtenção da rigidez

A partir das curvas momento-rotação que representam o comportamento mecânico das ligações longarina-coluna, pode-se determinar a rigidez de tais ligações por diferentes

métodos, obtendo através desses rigidezes secantes ou tangente à curva $M-\theta$. Um dos objetivos do presente estudo foi, com base em ligações com diferentes parâmetros geométricos, investigar e quantificar a diferença na obtenção da rigidez tangente, também chamada de rigidez inicial (k_{ini}), das rigidezes secantes obtidas pelos métodos das áreas iguais ($k_{A1=A2}$) e da inclinação da metade do momento último ($k_{0,5M_u}$). A Tabela 4.3 apresenta os valores de rigidez obtidos por cada um dos métodos e suas comparações.

Pelos resultados apresentados, observa-se que não houve um padrão de diferença na rigidez obtida pelas diferentes metodologias, ou seja, as distintas configurações geométricas das ligações não influenciam na diferença dos valores de rigidezes secantes e tangente. Entretanto, é válido salientar que enquanto a metodologia da inclinação da metade do momento último apresenta uma diferença média de apenas 10% em relação à rigidez inicial, a outra rigidez secante – determinada pelo método das áreas iguais – exprime uma diferença média de 24% quando comparada à tangente. Desse modo, nota-se que a rigidez secante obtida pelo método da inclinação da metade do momento último oferece uma alternativa intermediária entre a rigidez inicial e a obtida pelas áreas iguais, pois enquanto a primeira pode sobrestimar o comportamento da ligação, a segunda mostra-se conservadora.

Tabela 4.3 – Resultados de rigidez dos modelos paramétricos obtida por diferentes métodos.

Modelo	k_{ini} (kN.m/rad)	$k_{0,5M_u}$ (kN.m/rad)	$k_{A1=A2}$ (kN.m/rad)	$k_{0,5M_u}/k_{ini}$	$k_{A1=A2}/k_{ini}$	$k_{A1=A2}/k_{0,5M_u}$
BCC-N3-H79-CL1-CT2	24,87	24,80	21,67	1,00	0,87	0,87
BCC-N3-H79-CL1-CT3	55,17	48,39	48,00	0,88	0,87	0,99
BCC-N3-H79-CL1-CT4	109,31	95,84	101,82	0,88	0,93	1,06
BCC-N3-H79-CL2-CT2	26,13	25,83	21,98	0,99	0,84	0,85
BCC-N3-H79-CL2-CT3	75,55	75,55	60,88	1,00	0,81	0,81
BCC-N3-H79-CL2-CT4	179,56	172,13	128,58	0,96	0,72	0,75
BCC-N3-H79-CL3-CT2	28,63	27,11	22,36	0,95	0,78	0,82
BCC-N3-H79-CL3-CT3	131,79	91,00	63,70	0,69	0,48	0,70
BCC-N3-H79-CL3-CT4	238,95	225,69	164,09	0,94	0,69	0,73
BCC-N4-H109-CL1-CT2	49,76	38,01	34,73	0,76	0,70	0,91
BCC-N4-H109-CL1-CT3	141,95	124,48	102,80	0,88	0,72	0,83
BCC-N4-H109-CL1-CT4	218,61	224,28	209,25	1,03	0,96	0,93
BCC-N4-H109-CL2-CT2	56,91	40,31	36,67	0,71	0,64	0,91
BCC-N4-H109-CL2-CT3	146,50	146,23	121,36	1,00	0,83	0,83
BCC-N4-H109-CL2-CT4	326,62	332,24	242,98	1,02	0,74	0,73
BCC-N4-H109-CL3-CT2	60,06	44,41	39,84	0,74	0,66	0,90
BCC-N4-H109-CL3-CT3	213,21	181,08	144,05	0,85	0,68	0,80
BCC-N4-H109-CL3-CT4	394,69	394,25	258,16	1,00	0,65	0,65
BCC-N5-H129-CL1-CT2	69,90	55,15	50,16	0,79	0,72	0,91
BCC-N5-H129-CL1-CT3	185,70	180,55	161,61	0,97	0,87	0,90
BCC-N5-H129-CL1-CT4	357,62	353,41	308,09	0,99	0,86	0,87
BCC-N5-H129-CL2-CT2	85,61	61,65	56,36	0,72	0,66	0,91
BCC-N5-H129-CL2-CT3	217,57	215,87	171,76	0,99	0,79	0,80
BCC-N5-H129-CL2-CT4	496,01	491,26	357,59	0,99	0,72	0,73
BCC-N5-H129-CL3-CT2	88,59	67,90	59,57	0,77	0,67	0,88
BCC-N5-H129-CL3-CT3	252,60	254,02	232,97	1,01	0,92	0,92
BCC-N5-H129-CL3-CT4	621,27	570,94	413,29	0,92	0,67	0,72
Média				0,90	0,76	0,84

Fonte: Próprio autor.

5 MODELO MECÂNICO

Neste capítulo, um modelo mecânico baseado no Método das Componentes é proposto para a previsão do comportamento mecânico das ligações longarina-coluna de estruturas porta-paletes em aço com travas encaixadas perpendicularmente à alma da coluna. O modelo foi fundamentado nas observações experimentais de Branquinho (2021), na calibração do modelo numérico apresentada no Capítulo 3 desse estudo e nas componentes básicas identificadas por Ślęczka e Kozłowski (2007) em seu modelo mecânico. A metodologia tem como objetivo prever a rigidez rotacional inicial e o momento fletor resistente das ligações a partir da associação da rigidez e resistência de cada componente básica que possui significativa influência sobre o comportamento das conexões.

A utilização de tal metodologia em ligações longarina-coluna de racks já foi investigada em estudos prévios: Ślęczka e Kozłowski (2007), Zhao *et al.* (2017), Dai, Zhao e Rasmussen (2018a) e Gusella, Orlando e Thiele (2018). Entretanto, apenas os dois primeiros trabalhos citados foram desenvolvidos para ligações com travas puncionadas encaixadas perpendicularmente à alma da coluna e sem a utilização de parafusos. Desses, enquanto no estudo de Zhao *et al.* (2017) a maior área de contato entre as travas e a coluna foi a borda lateral dos furos, no estudo de Ślęczka e Kozłowski (2007) a maior área de contato foi a borda inferior, similar à ligação ensaída por Branquinho (2021) e simulada numericamente no presente trabalho.

Todavia, a principal diferença entre a concepção das ligações avaliadas neste estudo e as avaliadas no de Ślęczka e Kozłowski (2007), encontra-se na posição em que a longarina foi soldada ao conector, o que interfere na distribuição do carregamento nas travas. Deste modo, optou-se por propor um novo modelo mecânico, baseando-se nas componentes básicas desenvolvidas por Ślęczka e Kozłowski (2007) e também identificadas no estudo numérico-experimental.

5.1 Identificação e comportamento individual das componentes

O modelo de Ślęczka e Kozłowski (2007) foi desenvolvido a partir de observações realizadas sobre um estudo experimental com 29 protótipos de ligações longarina-coluna, sendo seu comportamento representado por 8 componentes básicas. Identificadas também nas ligações avaliadas numericamente nesse estudo, seu comportamento individual descrito por Ślęczka e Kozłowski (2007) – *i.e.*, sua rigidez e resistência –, será apresentado na sequência com as devidas adequações geométricas.

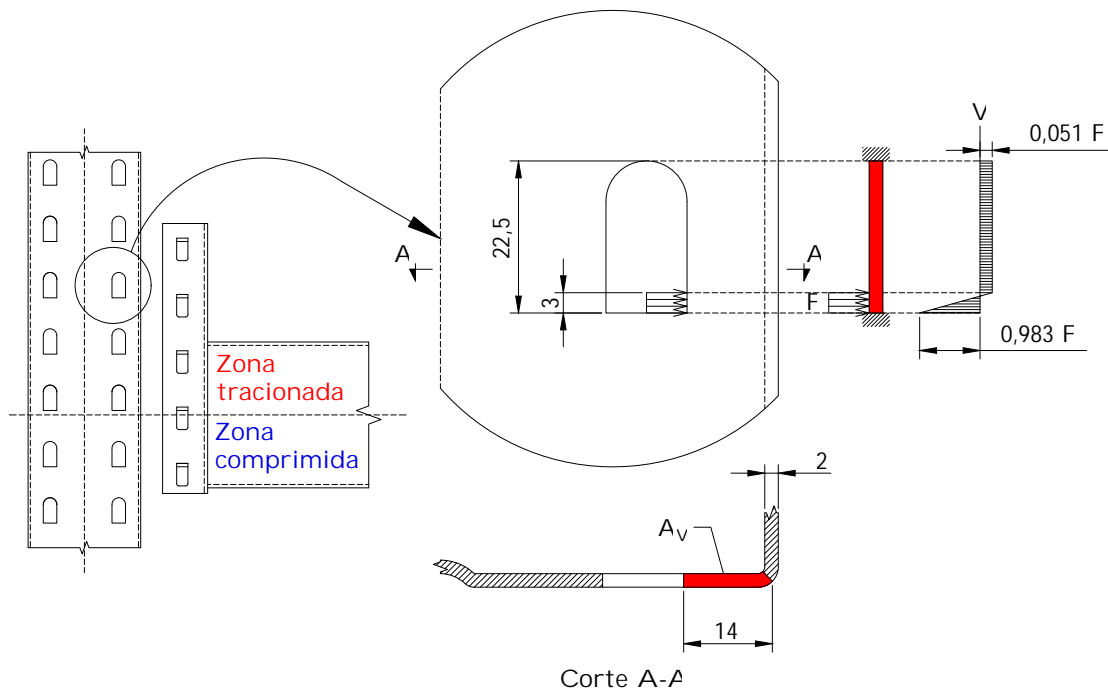
5.1.1 Alma da coluna em rasgamento ($cw,tear$)

Identificada como um dos modos de falha das ligações, tanto no modelo experimental de Branquinho (2021) quanto no modelo numérico deste estudo, essa componente está localizada na zona de tração da conexão, entre o furo e a mesa da coluna. Modelada como uma viga biengastada, seu comprimento é a altura do furo da coluna e o comprimento submetido ao carregamento distribuído é igual à espessura da trava do conector. A Figura 5.1 ilustra o modelo utilizado para determinar a rigidez e a resistência dessa componente.

A força resistente da alma da coluna ao rasgamento ($F_{cw,tear}$) é definida pela Equação 5.1, onde A_V é a área da alma da coluna submetida ao cisalhamento (vide Figura 5.1) e $f_{u,cw}$ é a tensão última da alma da coluna.

$$0,983F_{cw,tear} = A_V \frac{1}{\sqrt{3}} f_{u,cw} \quad (5.1)$$

Figura 5.1 – Modelo para determinar a resistência e a rigidez da componente $cw,tear$.



Fonte: Próprio autor.

Já a rigidez da componente ($k_{cw,tear}$) é definida pela Equação 5.2, sendo essa a relação entre o carregamento distribuído (F) e a deflexão máxima da viga hipotética (δ).

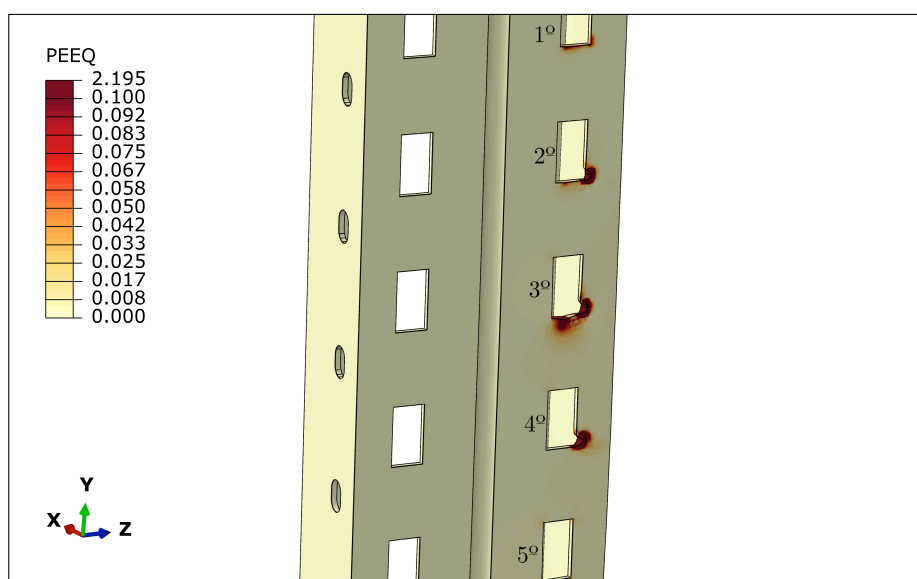
$$k_{cw,tear} = \frac{F}{\delta} = -\frac{648EI(a-2l)^2}{a^4(3a-4l)^3} \quad (5.2)$$

em que E é o módulo de elasticidade do material da coluna, I é o momento de inércia da seção transversal da viga hipotética, a é o comprimento submetido ao carregamento distribuído (F) e l é o comprimento da viga hipotética.

5.1.2 Alma da coluna em esmagamento (cw,b)

No modelo de Ślęczka e Kozłowski (2007), essa componente está presente tanto na zona de tração quanto na zona de compressão da ligação. Entretanto, no modelo proposto, como na zona comprimida a força é transmitida pelo contato do conector à coluna e não pelas travas, essa componente é observada apenas na zona tracionada da conexão. A componente foi identificada nos modelos experimentais e numérico, como mostra a Figura 5.2, a qual apresenta a deformação plástica equivalente nas bordas dos furos da coluna, sendo notável o seu esmagamento, principalmente do 2º ao 4º furo.

Figura 5.2 – Identificação da componente cw,b no modelo numérico.



Fonte: Próprio autor.

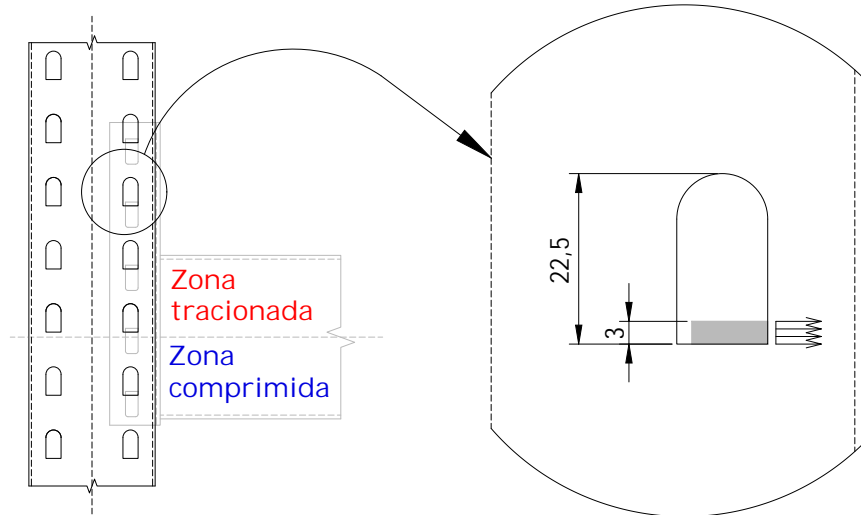
De acordo com Ślęczka e Kozłowski (2007), a determinação de seu comportamento é dada por analogia ao recomendado pela norma EN 1993.1.8 (CEN, 2005) para ligações parafusadas, alterando, nas equações, o diâmetro dos parafusos pela espessura das travas. As Equações 5.3 e 5.4 definem, respectivamente, a resistência e a rigidez da alma da coluna ao esmagamento, a qual tem seu modelo esquemático ilustrado na Figura 5.3.

$$F_{cw,b} = 2,5\alpha f_{u,cw} t_{tab} t_{cw} \quad (5.3)$$

$$k_{cw,b} = 12\alpha k_b k_t t_{tab} f_{u,cw} \quad (5.4)$$

sendo α um fator de redução definido pela relação $f_{u,tab}/f_{u,cw}$, $f_{u,tab}$ a tensão última das travas do conector, t_{tab} a espessura das travas, t_{cw} a espessura da alma da coluna, k_b e k_t são coeficientes ($k_b = 1,25$ e $k_t = 1,5t_{cw}/d_{M16} \leq 2,5$).

Figura 5.3 – Modelo esquemático da componente cw,b .



Fonte: Próprio autor.

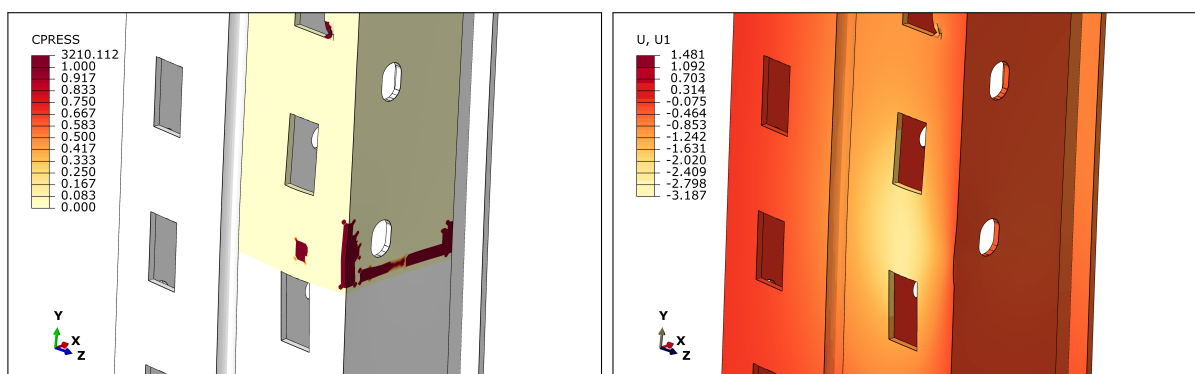
5.1.3 Alma da coluna em tração e compressão ($cw,t/cw,c$)

Esta componente também foi identificada no modelo numérico desenvolvido no presente estudo, observando principalmente a transferência das forças de compressão pelo contato entre o conector e a coluna (Figura 5.4(a)). De acordo com Ślęczka e Kozłowski (2007), quando submetida à compressão, a alma da coluna está sujeita à flambagem, o que também foi observado no modelo numérico (Figura 5.4(b)). Segundo os autores, a resistência da componente ao fenômeno pode ser definida pela Equação 5.5. Já para determinar a resistência da alma às solicitações de tração, a normativa EN 1993.1.8 (CEN, 2005) fornece a Equação 5.6.

$$F_{cw,c} = 10.766,1 \frac{t_{cw}^3}{d_{wc,c}} \sqrt{f_{y,cw}} \quad (5.5)$$

$$F_{cw,t} = \omega b_{eff,t} t_{cw} f_{y,cw} \quad (5.6)$$

em que t_{cw} é a espessura da alma da coluna, d_{wc} é a largura da alma da coluna, $f_{y,cw}$ é a tensão de escoamento da alma da coluna, ω é um fator para a interação com o esforço cortante obtido na tabela 6.3 da EN 1993.1.8 (CEN, 2005), e b_{eff} é a largura efetiva da alma da coluna definida pela propagação do carregamento, considerando uma inclinação de 1:2,5.

Figura 5.4 – Identificação da componente cw,c no modelo numérico.

(a) Pressão de contato na zona comprimida.

(b) Flambagem da alma da coluna.

Fonte: Próprio autor.

Quanto à rigidez, a mesma expressão (Equação 5.7) é utilizada tanto para situações em que a alma da coluna esteja submetida à compressão quanto à tração. Entretanto, devido a diferença na distribuição das forças na zona tracionada e comprimida (pelas travas na primeira e pelo conector na segunda), a contribuição da componente nas duas situações diferencia-se pela largura efetiva (b'_{eff}) e pela largura d_{wc} considerada, sendo estas apresentadas na Figura 5.5. Destaca-se que a $b'_{eff,t}$ é definida considerando a propagação do carregamento com uma inclinação de 1:1. Já a $b'_{eff,c}$ também é definida pela propagação do carregamento, mas sendo este transmitido pela mesa da longarina à espessura do conector e da coluna.

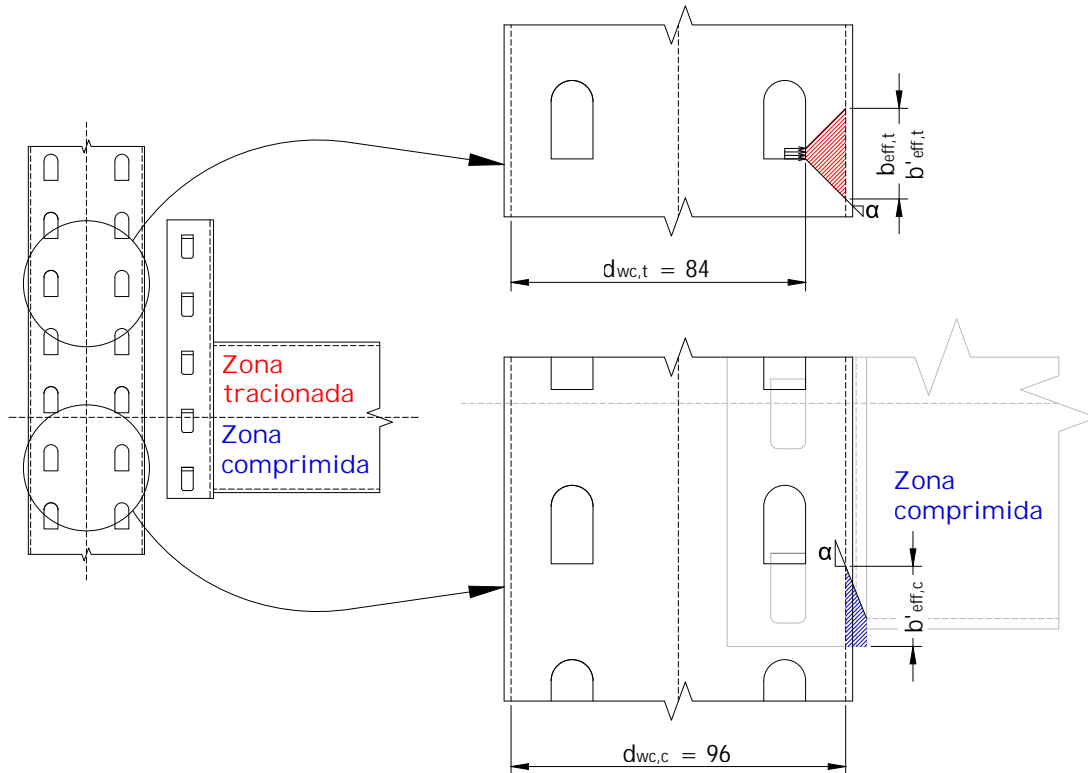
$$k_{cw} = Eb'_{eff} \frac{t_{cw}}{d_{wc}} \quad (5.7)$$

sendo E o módulo de elasticidade do material.

5.1.4 Alma da coluna em cisalhamento (cw,s)

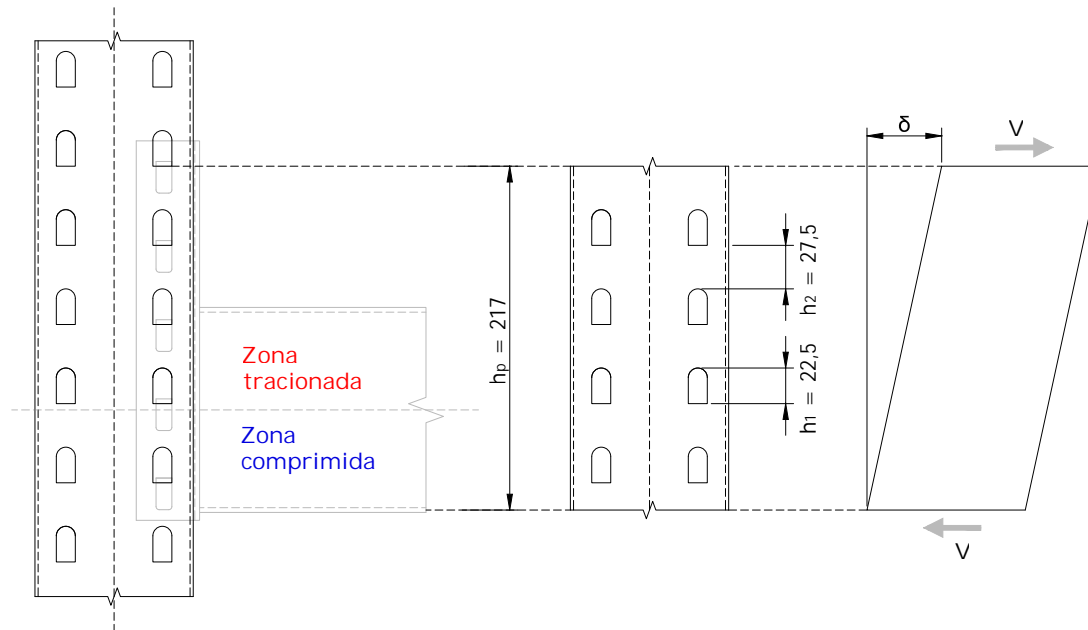
De acordo com Ślęczka e Kozłowski (2007), apenas as ligações nas extremidades dos racks estão sujeitas às deformações por cisalhamento no painel da alma da coluna, sendo essas analisadas experimentalmente pelo ensaio da longarina em balanço, assim como realizado por Branquinho (2021). Ainda, segundo os autores, devido à furação na coluna, a força cortante atuante no painel não é distribuída uniformemente. Todavia, para simplificar o cálculo da força resistente, utiliza-se o parâmetro de transformação β , o qual possibilita a consideração da força cortante uniformemente distribuída, sendo definido pela Equação 5.8, onde h_p é a altura do painel submetido ao cisalhamento e h_c é a altura da coluna. A Figura 5.6 apresenta o painel de alma da coluna submetido ao cisalhamento.

Figura 5.5 – Modelo para determinar a resistência e a rigidez da componente $cw,t/cw,c$.



Fonte: Próprio autor.

Figura 5.6 – Modelo esquemático do painel de alma submetido ao cisalhamento (cw,s).



Fonte: Próprio autor.

$$\beta = 1 - \frac{h_p}{h_c} \quad (5.8)$$

Determinado o parâmetro de transformação, pode-se então calcular a força resistente ao cisalhamento do painel, dada pela Equação 5.9, onde $A_{vc,net}$ é a área líquida da alma da coluna submetida ao cisalhamento.

$$F_{cw,s} = \frac{f_{y,cw} A_{vc,net}}{\beta \sqrt{3}} \quad (5.9)$$

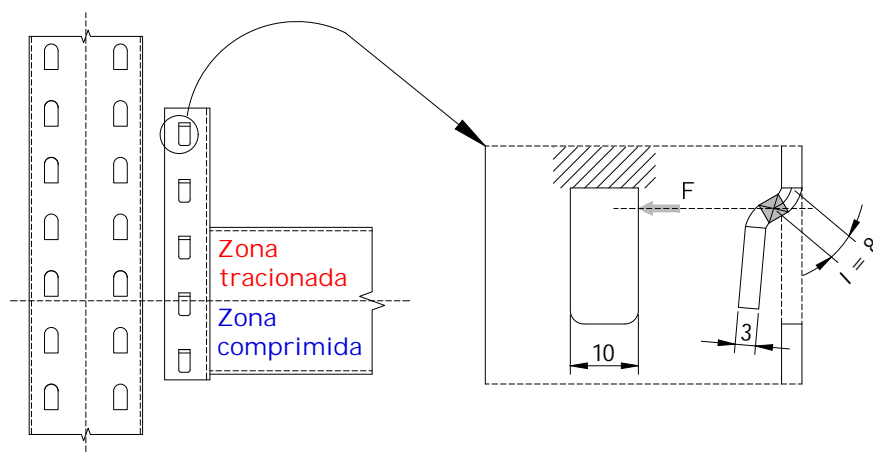
A rigidez ($k_{cw,s}$) leva em consideração os deslocamentos na área líquida submetida ao cisalhamento, mas também os que ocorrem na área bruta (A_{vc}), como pode ser visto na Equação 5.10. Observa-se que h_1 é a altura dos furos na coluna e h_2 é a distância entre furos.

$$k_{cw,s} = \frac{0,38E}{\beta \left(\frac{\sum h_1}{A_{vc,net}} + \frac{\sum h_2}{A_{vc}} \right)} \quad (5.10)$$

5.1.5 Travas em cisalhamento (t,s)

Para modelar o comportamento das travas submetidas à flexão e ao cisalhamento, Ślęczka e Kozłowski (2007) idealizaram uma viga em balanço hipotética, submetida a uma força concentrada, como mostra a Figura 5.7.

Figura 5.7 – Modelo para determinar a resistência e a rigidez da componente t,s .



Fonte: Próprio autor.

Segundo os autores, a resistência da trava ($F_{t,s}$) pode ser avaliada como uma resistência ao cisalhamento, definida pela Equação 5.11, na qual A_V é a área efetiva da trava submetida ao cisalhamento e $f_{u,tab}$ é a tensão de ruptura das travas do conector.

$$F_{t,s} = A_V \frac{f_{u,co}}{\sqrt{3}} \quad (5.11)$$

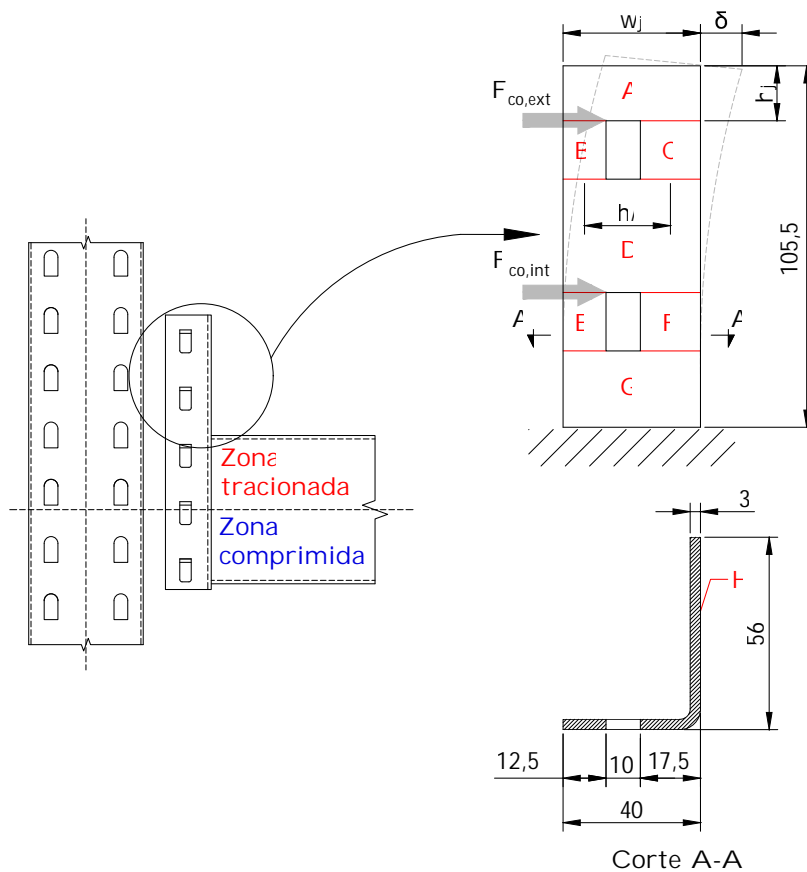
Por sua vez, a rigidez inicial da componente é definida pela Equação 5.12, considerando a deflexão por flexão e cisalhamento da viga hipotética no ponto em que a força concentrada é aplicada.

$$k_{t,s} = \frac{1}{\frac{l^3}{3EI} + \frac{1,2l}{GA_V}} \quad (5.12)$$

5.1.6 Conector em flexão e cisalhamento ($co, b/co, s$)

O comportamento dessa componente foi modelado considerando engastado o trecho do conector acima da longarina (Figura 5.8). Sua resistência pode ser definida como a resistência plástica de um elemento submetido à flexão e ao cisalhamento, representada pelas Equações 5.13 e 5.14.

Figura 5.8 – Modelo para determinar a resistência e rigidez da componente $co, b/co, s$.



$$V_{co,s} = A_V \frac{f_{y,co}}{\sqrt{3}} \quad (5.13)$$

$$M_{co,b} = W_{pl} f_{y,co} \quad (5.14)$$

em que A_V é a área efetiva do conector submetida ao cisalhamento, $f_{y,co}$ é a tensão de escoamento do conector e W_{pl} é o módulo plástico do conector.

A rigidez inicial do conector submetido à flexão e ao cisalhamento (k_{co}) é calculada pela relação F/δ , sendo F a força lateral aplicada e δ a deflexão na extremidade livre do conector engastado. Segundo Ślęczka e Kozłowski (2007), devido às aberturas do conector (causadas pelo puncionamento para obtenção das travas), a deflexão da componente pode ser avaliada como uma parede de cisalhamento com aberturas submetida a forças laterais, incluindo os efeitos de flexão e cisalhamento. Dessa forma, calcula-se uma rigidez para a abertura externa (força atuando em uma trava mais distante da longarina) e outra para a interna (força atuando em uma trava mais próxima da longarina). Utilizando os procedimentos descritos em Benjamin (1959), onde a parede de cisalhamento é dividida em chapas (conforme indicado na Figura 5.8), chegou-se às seguintes expressões:

$$k_{co,ext} = 6 \left/ \left\{ \frac{3h_B A_B h_C^2 + 3A_C h_B^3}{E A_B A_C h_i^2} + \frac{3h_E A_E h_F h_C + 3A_F h_E^3}{E A_E A_F h_i^2} + \frac{7,2h_A}{A_A G} + \frac{7,2h_D}{A_D G} \right. \right. \\ + \frac{h_B h_C I_B (103,68 E I_C + 7,2 G A_C h_C^2)}{G (A_B A_C I_B G h_C^3 + A_B A_C I_C G h_B^3 + 14,4 E h_C A_B I_B I_C + 14,4 E h_B A_C I_B I_C)} \\ + \frac{0,5 A_B h_B^3 (h_C^3 G A_C + 14,4 E I_C h_C)}{E (A_B A_C I_B G h_C^3 + A_B A_C I_C G h_B^3 + 14,4 E h_C A_B I_B I_C + 14,4 E h_B A_C I_B I_C)} \\ + \frac{3h_D (h_A + h_B) (h_D + 2h_B)}{E I_D} + \frac{(3h_B + 2h_D) h_D^2}{E I_D} - \frac{2h_H^3}{E I_H} + \frac{5h_A^3}{E I_A} - \frac{7,2h_H}{A_H G} \\ \left. \left. + \frac{3h_G (h_A + h_B + h_D + h_E) (2(h_B + h_D + h_E) + h_G)}{E I_G} \right\} \right. \quad (5.15)$$

$$k_{co,int} = 6 \left/ \left\{ \frac{3h_B A_B h_C^2 + 3A_C h_B^3}{E A_B A_C h_i^2} + \frac{3h_E A_E h_F h_C + 3A_F h_E^3}{E A_E A_F h_i^2} + \frac{7,2h_A}{A_A G} + \frac{7,2h_D}{A_D G} \right. \right. \\ + \frac{h_B h_C I_B (103,68 E I_C + 7,2 G A_C h_C^2)}{G (A_B A_C I_B G h_C^3 + A_B A_C I_C G h_B^3 + 14,4 E h_C A_B I_B I_C + 14,4 E h_B A_C I_B I_C)} \\ + \frac{0,5 A_B h_B^3 (h_C^3 G A_C + 14,4 E I_C h_C)}{E (A_B A_C I_B G h_C^3 + A_B A_C I_C G h_B^3 + 14,4 E h_C A_B I_B I_C + 14,4 E h_B A_C I_B I_C)} \\ + \frac{h_A^2 (5h_A + 3(h_B + h_D))}{E I_A} + \frac{(3h_E + 2h_G) h_G^2}{E I_D} - \frac{2h_H^3}{E I_H} + \frac{5h_D^3}{E I_D} - \frac{7,2h_H}{A_H G} \\ \left. \left. + \frac{3h_G (h_A + h_B + h_D + h_E) (2h_E + h_G)}{E I_G} + \frac{7,2h_G}{A_G G} + \frac{9h_D^2 (h_A + h_B)}{E I_D} \right\} \right. \quad (5.16)$$

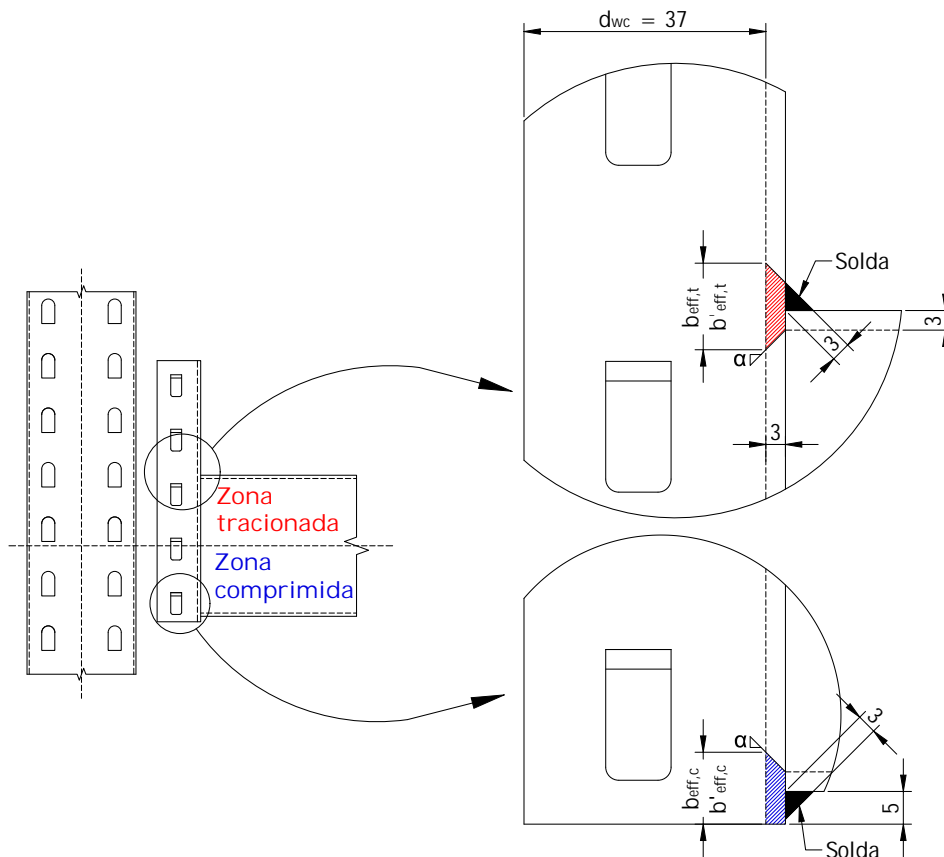
em que E é o módulo de elasticidade e G é o módulo de cisalhamento do material, h_j é a altura da chapa, w_j é a largura da chapa, t_{co} é a espessura do conector, A_j é a área da seção horizontal da chapa ($A_j = w_j t_{co}$), I_j é o momento de inércia da seção horizontal da chapa ($I_j = w_j^3 t_{co} / 12$), sendo $j = A, B, C, D, E, F, G, H$.

5.1.7 Alma do conector em tração e compressão ($cow, t/cow, c$)

O modelo esquemático utilizado para a determinação do comportamento da componente $cow, t/cow, c$ é ilustrado na Figura 5.9. De modo similar à componente da alma da coluna submetida à tração, a resistência da alma do conector nas zonas de tração e compressão pode ser estimada pela Equação 5.17, onde t_{co} é a espessura do conector e b_{eff} é a largura efetiva da alma do conector, a qual é determinada em função da distribuição de tensões transmitidas pela mesa da longarina considerando uma inclinação de 1:2,5.

$$F_{cow} = \omega b_{eff} t_{co} f_{y,co} \quad (5.17)$$

Figura 5.9 – Modelo para determinar a resistência e rigidez da componente $cow, t/cow, c$.



Fonte: Próprio autor.

A rigidez do conector também é determinada de forma semelhante à componente da alma da coluna em tração e compressão, como mostra a Equação 5.18, na qual d_{wc} é a

largura interna da aba do conector que possui as travas puncionadas e b'_{eff} é a largura efetiva em função da propagação das tensões considerando uma inclinação de 1:1.

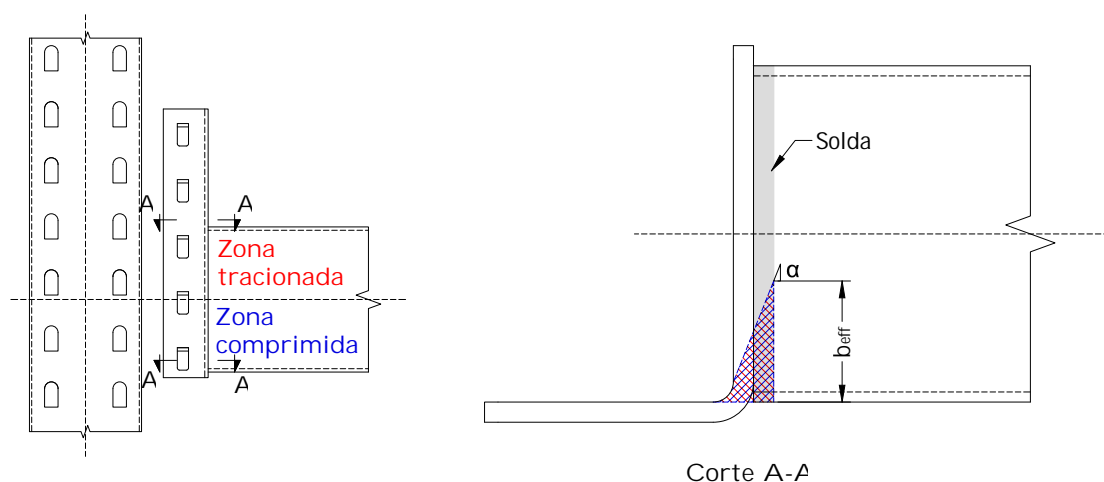
$$k_{cow} = Eb'_{eff} \frac{t_{co}}{d_{wc}} \quad (5.18)$$

5.1.8 Mesa da longarina em tração e compressão ($bf, t/bf, c$)

Segundo Ślęczka e Kozłowski (2007), a componente da mesa da longarina submetida à tração e à compressão não contribui para a rigidez inicial da ligação, apenas para a sua resistência à flexão. Essa é determinada pela Equação 5.19, onde t_{bf} é a espessura da mesa da longarina, $f_{y,bf}$ é a tensão de escoamento da mesa da longarina e b_{eff} é a largura efetiva da longarina, a qual é determinada em função da distribuição de tensões transmitidas pela aba do conector considerando uma inclinação de 1:2,5. A Figura 5.10 ilustra o modelo esquemático da componente.

$$F_{bf,c} = F_{bf,t} = b_{eff} t_{bf} f_{y,bf} \quad (5.19)$$

Figura 5.10 – Modelo esquemático da componente $bf, t/bf, c$.



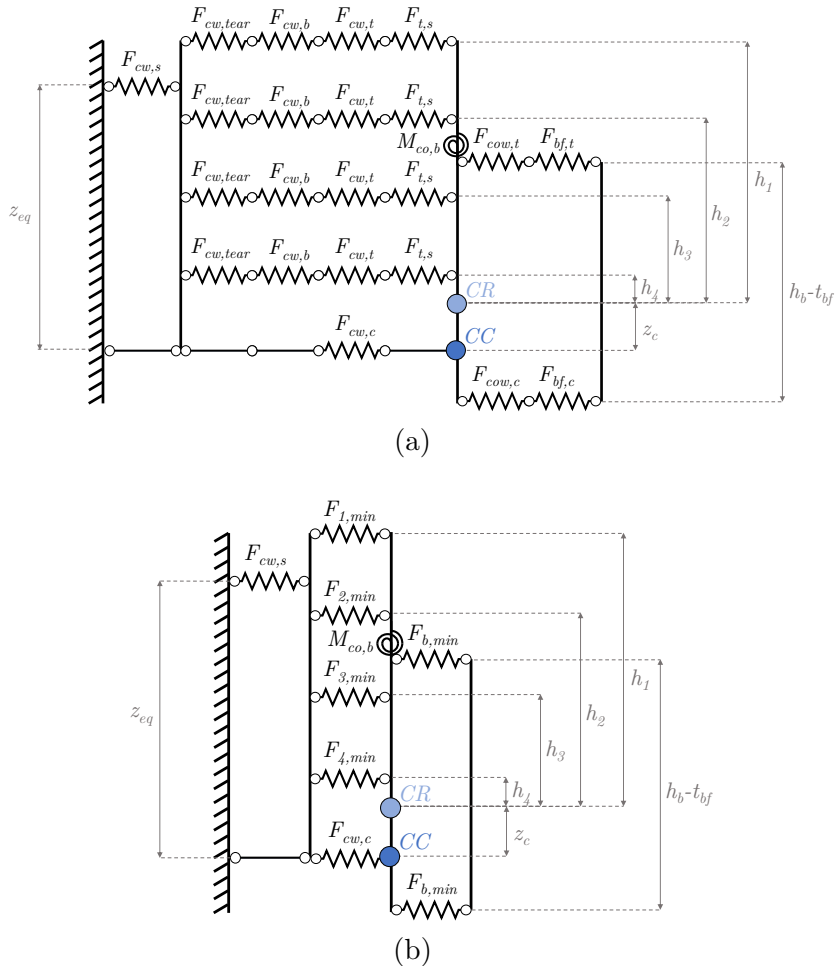
Fonte: Próprio autor.

5.2 Avaliação da resistência à flexão

Como citado anteriormente, as ligações analisadas no presente estudo se diferenciam das investigadas por Ślęczka e Kozłowski (2007) principalmente no que se refere à posição em que a longarina é soldada ao conector, alterando a distribuição dos esforços na ligação e consequentemente a associação das componentes básicas na montagem do modelo mecânico representativo. O modelo mecânico proposto para prever a resistência à flexão das ligações

avaliadas experimentalmente por Branquinho (2021) e numericamente neste estudo é apresentado na Figura 5.11(a).

Figura 5.11 – Modelo mecânico proposto para avaliação da resistência à flexão.



Fonte: Próprio autor.

As molas axiais que representam a resistência individual das componentes da longarina (F_{cow} e F_{bf}) foram atribuídas ao modelo na altura das mesas da longarina. Já as componentes que representam o comportamento das travas do conector e da alma da coluna ($F_{cw,tear}$, $F_{cw,b}$, $F_{cw,t}$, $F_{cw,c}$ e $F_{t,s}$) foram atribuídas na altura das travas na zona tracionada da ligação e no centro de compressão (CC) na zona comprimida. A componente que representa o painel da coluna submetido ao cisalhamento ($F_{cw,s}$) foi atribuída a uma distância equivalente (z_{eq}) do centro de compressão, sendo essa entre as duas primeiras linhas de travas tracionadas, como recomendado pela normativa EN 1993.1.8 (CEN, 2005). O centro de rotação (CR) da ligação foi considerado no centro da longarina, como identificado por Branquinho (2021) em seu estudo sobre o ponto de giro das ligações longarina-coluna.

Como o comportamento último da ligação é atribuído à distribuição das forças

plásticas internas, a componente menos resistente governa a resistência de cada linha do modelo, de modo que este possa ser simplificado (Figura 5.11(b)), onde $F_{r,min} = \min(F_{cw,tear}; F_{cw,b}; F_{cw,t}; F_{t,s})$ e $F_{b,min} = \min(F_{cow}; F_{bf})$. Da condição de equilíbrio da ligação, a reação da zona comprimida (Z) é igual ao somatório das forças plásticas de cada linha da zona tracionada ($F_{r,min}$). Ainda, como a resistência à flexão do conector sobre a mesa da longarina ($M_{co,b}$) não pode ser excedida, o centro de compressão pode ser determinado pela Equação 5.20. Determinado o centro de compressão, o momento fletor plástico da ligação (M_{pl}) pode ser finalmente calculado pela Equação 5.21.

$$z_c = \frac{M_{co,b}}{Z} \quad (5.20)$$

$$M_{pl} = \min(M_{pl,painel}; M_{pl,conector}; M_{pl,longarina}) \quad (5.21)$$

em que z_c é a distância do centro de compressão ao centro de rotação, $M_{pl,painel}$ é o momento fletor plástico do painel da coluna submetido ao cisalhamento definido por $M_{pl,painel} = F_{cw,s}z_{eq}$, $M_{pl,conector}$ é o momento fletor plástico do conector definido por $M_{pl,conector} = \sum_{i=1}^4 F_{r,min}h_r + M_{co,b}$, $F_{r,min}$ é o valor mínimo de resistência em cada linha r e h_r é a distância de cada linha r em relação ao centro de rotação, $M_{pl,longarina}$ é o momento fletor plástico da longarina definido por $M_{pl,longarina} = F_{b,min}(h_b - t_{bf})$, h_b é a altura da longarina e t_{bf} é a espessura da mesa da longarina.

5.3 Avaliação da rigidez inicial

O modelo mecânico para a determinação da rigidez rotacional inicial da ligação, apresentado na Figura 5.12, tem o comportamento individual de cada componente representado por molas axiais localizadas nas mesmas alturas indicadas no modelo utilizado para a determinação da resistência à flexão. Os procedimentos a serem tomados para determinar a rigidez rotacional inicial são ilustrados na sequência da Figura 5.13(a) à Figura 5.13(e).

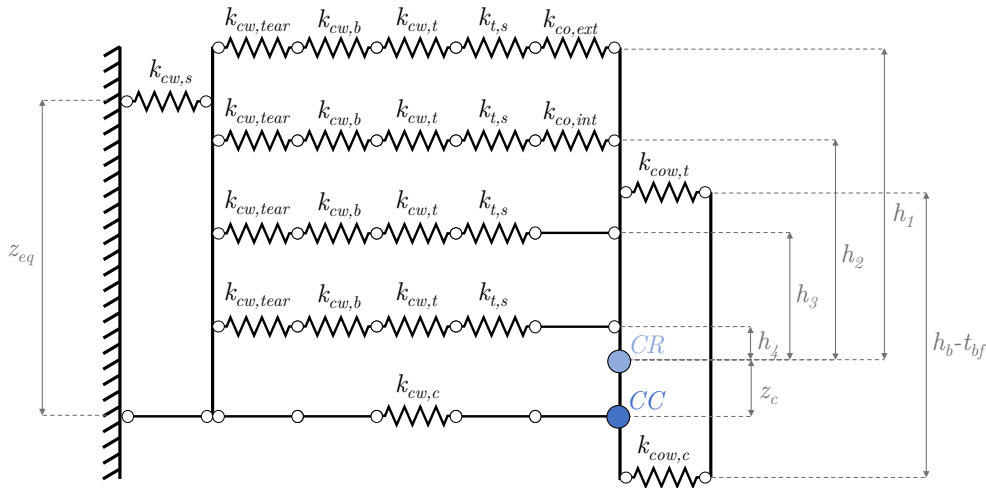
Inicialmente, determina-se a rigidez axial efetiva de cada linha por uma associação em série (Figura 5.13(b)), utilizando a Equação 5.22. Obtida a rigidez efetiva de cada linha, determina-se a rigidez equivalente da zona tracionada por uma associação em paralelo (Figura 5.13(c)), conforme Equação 5.23.

$$k_{eff,r} = \frac{1}{\sum_j \frac{1}{k_{j,r}}} \quad (5.22)$$

$$k_{eq} = \frac{\sum_{r=1}^4 k_{eff,r}h_r}{h_{eq}} \quad (5.23)$$

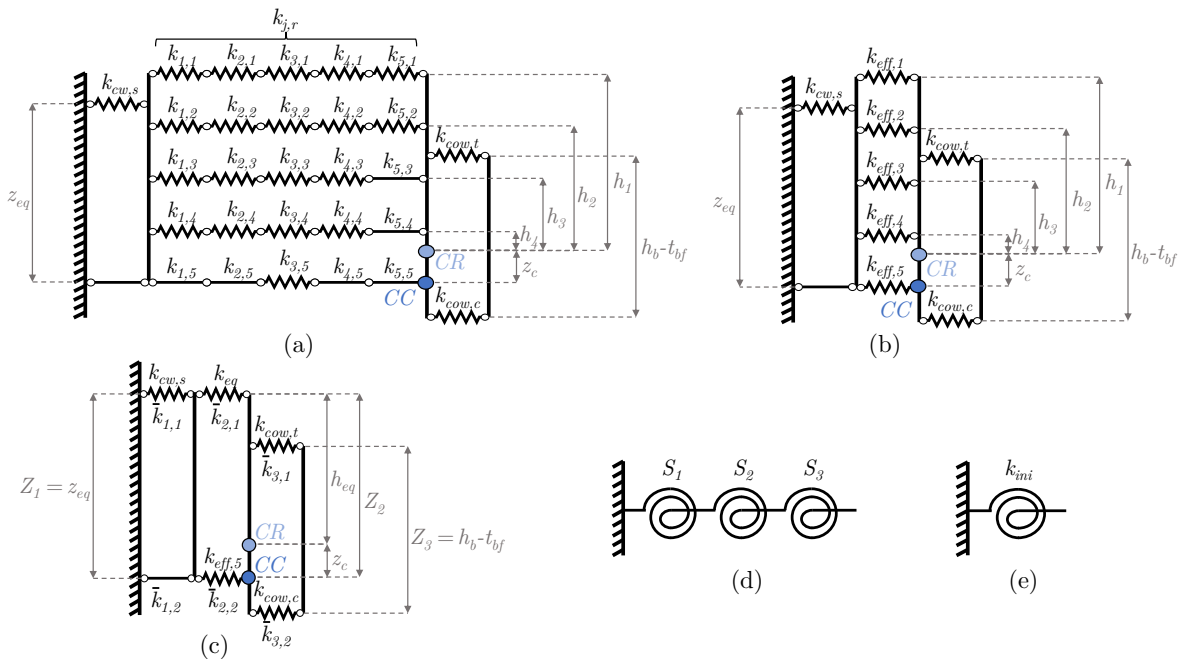
em que $k_{eff,r}$ é a rigidez efetiva de cada linha r de travas tracionadas considerando a contribuição de cada uma das componentes básicas $k_{j,r}$, h_r é a distância de cada linha r ao centro de rotação da ligação, h_{eq} é a distância equivalente ao centro de rotação ($h_{eq} = z_{eq} - z_c$), z_{eq} é o braço de alavanca equivalente definido na Equação 5.24.

Figura 5.12 – Modelo mecânico proposto para avaliação da rigidez rotacional.



Fonte: Próprio autor.

Figura 5.13 – Procedimentos adotados para avaliação da rigidez rotacional.



Fonte: Próprio autor.

$$z_{eq} = \frac{\sum_{r=1}^4 k_{eff,r} h_r z_r}{\sum_{r=1}^4 k_{eff,r} h_r} \quad (5.24)$$

sendo z_r a distância de cada linha tracionada ao centro de compressão ($z_r = h_r + z_c$).

Por fim, transforma-se as molas translacionais em molas rotacionais (Figura 5.13(d) e Equação 5.25), as quais são associadas em série de modo a determinar a rigidez rotacional inicial da ligação longarina-coluna (Figura 5.13(e) e Equação 5.26).

$$S_n = \frac{Z_n}{\sum_{i=1}^2 \frac{1}{k_{n,i}}} \quad (5.25)$$

$$k_{ini} = \frac{1}{\sum_{n=1}^3 \frac{1}{S_n}} \quad (5.26)$$

5.4 Resultados

O modelo mecânico proposto foi desenvolvido e avaliado sobre a ligação calibrada numericamente com os resultados experimentais de Branquinho (2021), isto é, ligações com conector de 5 travas e 3 mm de espessura, longarina com altura de 129,50 mm e coluna com espessura de 2 mm. Como a rigidez obtida a partir do modelo mecânico é a inicial, para possibilitar a comparação entre resultados, obteve-se a rigidez tangente dos modelos físicos a partir das curvas momento-rotação apresentadas por Branquinho (2021). A Tabela 5.1 apresenta os valores e comparações para a rigidez inicial e capacidade última das ligações longarina-coluna.

Tabela 5.1 – Resultados do modelo mecânico comparados aos experimentais e numérico.

Análises	k_{ini} (kN.m/rad)	M_u (kN.m)	$k_{ini,mec}/k_{ini}$	$M_{u,mec}/M_u$
Experimental - BCC 1	181,78	3,57	1,105	0,860
Experimental - BCC 2	178,38	3,46	1,126	0,887
Experimental - BCC 1-B	121,72	3,21	1,651	0,956
Experimental - BCC 2-B	140,57	2,98	1,429	1,030
Numérico	217,57	3,42	0,924	0,894
Mecânico	200,94	3,07	-	-

Fonte: Próprio autor.

Com a exceção dos modelos BCC 1-B e BCC 2-B, os quais já tiveram suas diferenças elucidadas no Capítulo 3, o modelo mecânico apresentou uma boa convergência com os resultados experimentais e, principalmente, com o numérico. A maior precisão do modelo mecânico em representar os valores numéricos se justifica pela não consideração das folgas

inicias presentes na ligação – que são dissipadas gradativamente durante a realização do ensaio físico –, uma vez que nas simulações numéricas tal fenômeno foi considerado a partir de uma dissipação teórica da oscilação inicial, tornando o modelo mais rígido.

Desta forma, conclui-se que o modelo mecânico proposto, baseado no Método das Componentes, é capaz de fornecer uma predição da rigidez e resistência da ligação longarina-coluna, apresentando-se como uma ferramenta alternativa para utilização prévia aos ensaios experimentais, os quais são recomendados pelas normativas internacionais e nacional.

6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

A partir de simulações numéricas, o presente estudo apresentou uma investigação paramétrica do comportamento estrutural de ligações longarina-coluna de porta-paletes em aço. Tais investigações visaram, principalmente, a identificação dos parâmetros geométricos com maior influência sobre seu comportamento mecânico e a quantificação da diferença entre as rigidezes secantes e tangente. Além disso, avaliando modelos preditivos existentes, o estudo propôs um modelo mecânico baseado no Método das Componentes para a obtenção da rigidez inicial e da resistência à flexão das ligações longarina-coluna.

6.1 Conclusões

Inicialmente, baseando-se no estudo experimental de Branquinho (2021), foi desenvolvido um modelo em elementos finitos para a análise de ligações longarina-coluna no *software* comercial Abaqus[®]. Neste, identificou-se a importância da caracterização do material dos perfis de aço após o trabalho a frio, uma vez que os modelos numéricos em que as travas do conector foram consideradas com valores nominais para a tensão de escoamento não convergiram, sendo necessário estimar o aumento da tensão devido ao trabalho a frio utilizando equações fornecidas pela ANSI S100 (AISI, 2020).

O modelo numérico desenvolvido possibilitou a identificação da diferença na resposta estrutural causada pelas folgas iniciais presentes na ligação. Enquanto a abordagem por elementos finitos apresentou uma oscilação inicial na curva momento-rotação – oriunda da eliminação das folgas da conexão sem gerar acréscimo de solicitação –, os modelos experimentais dissiparam essas folgas iniciais gradativamente. Tal fenômeno foi observado não só na comparação entre as curvas momento-rotação, mas também no desenvolvimento dos modos de falha da ligação, onde o modelo numérico apresentou uma plastificação simultânea no 2º e 4º furo da ligação logo após o início da plastificação do 3º, enquanto os modelos físicos apresentaram uma falha sequencial.

Apesar das diferenças observadas, os resultados obtidos no modelo numérico se mostraram satisfatórios diante das análises experimentais, tanto no que se refere à rigidez e resistência da ligação quanto aos seus modos de falha, os quais foram os mesmos aos observados nos modelos experimentais – rasgamento da coluna com distorção e ruptura do conector.

A partir do modelo numérico desenvolvido e calibrado com dados experimentais, uma investigação paramétrica foi conduzida com 27 modelos de ligação, os quais foram concebidos com 3 diferentes espessuras de coluna, 3 diferentes espessuras de conector e 3 combinações de altura de longarina com número de travas do conector. Pôde-se

identificar uma grande influência da espessura do conector sobre o comportamento da ligação, principalmente no que se refere à rigidez, seguido pela altura da longarina e número de travas. Comparada aos demais parâmetros, a espessura da coluna apresentou pouquíssima influência sobre a rigidez da ligação, possuindo um impacto mais expressivo apenas diante da capacidade última.

Analisando nos modelos paramétricos os diferentes métodos de obtenção da rigidez a partir das curvas momento-rotação – isto é, rigidez tangente ou rigidezes secantes pelo método das áreas iguais ou pelo método da inclinação da metade do momento último –, foi possível identificar que não há um padrão de diferença nos resultados da rigidez, ou seja, a determinação da rigidez por diferentes métodos não é influenciada pela configuração geométrica da ligação. Entretanto, foi possível observar que o método das áreas iguais apresenta em média uma rigidez 24% menor que a rigidez tangente, sendo o método da inclinação da metade do momento último uma alternativa intermediária para tal finalidade.

Por fim, ao avaliar os modelos preditivos existentes, o modelo mecânico proposto apresentou uma boa correlação com os resultados experimentais e numéricos, principalmente com estes últimos, uma vez que nele também não foi possível representar as folgas iniciais da ligação, exprimindo uma maior rigidez. Todavia, o modelo mostrou ser possível realizar previsões da rigidez e resistência das ligações longarina-coluna, o que pode tornar mais assertivo o dimensionamento de tais ligações previamente à realização dos ensaios normatizados.

6.2 Sugestões para estudos futuros

Baseado nos resultados obtidos nesse estudo, as seguintes recomendações para trabalhos futuros são indicadas:

- a) Investigação numérico-experimental de ligações longarina-coluna variando a posição de solda da longarina no conector, de modo a ampliar a gama de parâmetros investigados em uma análise paramétrica;
- b) Analisar a utilização da rigidez obtida por diferentes métodos em estruturas porta-paletes na direção do corredor, verificando o impacto da diferença entre tais métodos na análise global da estrutura;
- c) Adequar o modelo mecânico baseado no Método das Componentes para demais configurações geométricas de ligações longarina-coluna, incluindo as demais classes de conector de extremidade.

REFERÊNCIAS

- AGUIRRE, C. Seismic behavior of rack structures. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 61, p. 607–624, 2005.
- AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE (AISI). **ANSI/AISI S902**: Stub-Column Test Method for Effective Area of Cold-Formed Steel Columns. Washington, D.C., 2013.
- AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE (AISI). **ANSI/AISI S100**: North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members. Washington, D.C., 2020.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 15524-2**: Sistemas de armazenagem. Parte 2: Diretrizes para o uso de estruturas tipo porta-paletes seletivos. Rio de Janeiro, 2007.
- BAJORIA, K. M.; TALIKOTI, R. S. Determination of flexibility of beam-to-column connectors used in thin walled cold-formed steel pallet racking systems. **Thin-Walled Structures**, v. 44, p. 372–380, 2006.
- BALDASSINO, N. *et al.* An experimental investigation on solid and perforated steel storage racks uprights. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 155, p. 409–425, 2019.
- BENJAMIN, J. R. **Statically indeterminate structures**: Approximate analysis by deflected structures and lateral load analysis. New York: McGraw-Hill, 1959.
- BERNUZZI, C.; CASTIGLIONI, C. A. Experimental analysis on the cyclic behaviour of beam-to-column joints in steel storage pallet racks. **Thin-Walled Structures**, v. 39, p. 841–859, 2001.
- BERNUZZI, C. *et al.* Unbraced pallet rack design in accordance with european practice-part 1: Selection of the method of analysis. **Thin-Walled Structures**, Elsevier, v. 86, p. 185–207, 2015. ISSN 02638231. Disponível em: <http://dx.doi.org/10.1016/j.tws.2014.06.015>.
- BONADA, J. *et al.* Influence of the cold work effects in perforated rack columns under pure compression load. **Engineering Structures**, v. 97, p. 130–139, 2015.
- BOVÉ, O. *et al.* Ductility improvement of adjustable pallet rack speed-lock connections: Experimental study. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 188, 2022.
- BRANQUINHO, M. A. **Análise de estabilidade e dimensionamento de porta-paletes seletivos com base no método da análise direta**. 2021. 372 p. Tese (Doutorado) — Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2021.
- CARDOSO, F. S.; RASMUSSEN, K. J. Finite element (FE) modelling of storage rack frames. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 126, p. 1–14, 2016.
- CHAN, S.; CHUI, P. **Non-Linear Static and Cyclic Analysis of Steel Frames with Semi-Rigid Connections**. [*S.l.*: *s.n.*]: Elsevier Science, 1999.

COMITÉ EUROPÉEN DE NORMALISATION (CEN). **EN 1993-1-8. Eurocode 3:** Design of steel structures - Part 1-8: Design of joints. Brussels, 2005.

COMITÉ EUROPÉEN DE NORMALISATION (CEN). **EN 1993-1-5. Eurocode 3:** Design of steel structures - Part 1-5: Plated structural elements. Brussels, 2006.

COMITÉ EUROPÉEN DE NORMALISATION (CEN). **EN 15512:** Steel static storage systems — Adjustable pallet racking systems — Principles for structural design. Brussels, 2009.

DAI, L.; ZHAO, X.; RASMUSSEN, K. J. Flexural behaviour of steel storage rack beam-to-upright bolted connections. **Thin-Walled Structures**, v. 124, p. 202–217, 2018a.

DAI, L.; ZHAO, X.; RASMUSSEN, K. J. Cyclic performance of steel storage rack beam-to-upright bolted connections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 148, p. 28–48, 2018b.

DASSAULT SYSTÈMES. **ABAQUS Analysis User's Guide**. 2015. Disponível em: <http://130.149.89.49:2080/v2016/books/usb/default.htm>.

ESCANIO, L. A. **Análise numérica de ligações em sistemas de armazenagem industrial**. 2019. 92 p. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2019.

ESCANIO, L. A. *et al.* Analysis of beam-to-upright end connections steel storage systems. **Advanced Steel Construction**, v. 16, p. 279–286, 2020.

FAELLA, C.; PILUSO, V.; RIZZANO, G. **Structural steel semirigid connections: theory, design and software**. Boca Raton, Florida: CRC Press, 2000.

FRYE, M. J.; MORRIS, A. Analysis of flexibly connected steel frames. **Canadian Journal of Civil Engineering**, v. 2, p. 280–291, 1975.

GUSELLA, F.; LAVACCHINI, G.; ORLANDO, M. Monotonic and cyclic tests on beam-column joints of industrial pallet racks. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 140, p. 92–107, 2018.

GUSELLA, F.; ORLANDO, M.; THIELE, K. Evaluation of rack connection mechanical properties by means of the component method. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 149, p. 207–224, 2018.

LYU, Z. J. *et al.* Assessment of the dynamic behavior of beam-to-column connections in steel pallet racks under cyclic load: Numerical investigation. **Advances in Civil Engineering**, v. 2018, 2018.

LYU, Z. J. *et al.* Prediction of the bending strength of boltless steel connections in storage pallet racks: An integrated experimental-FEM-SVM methodology. **Advances in Civil Engineering**, v. 2020, 2020.

MARKAZI, F. D.; BEALE, R. G.; GODLEY, M. H. Experimental analysis of semi-rigid boltless connectors. **Thin-Walled Structures**, v. 28, p. 57–87, 1997.

- MARKAZI, F. D.; BEALE, R. G.; GODLEY, M. H. Numerical modelling of semi-rigid boltless connectors. **Computers and Structures**, v. 79, p. 2391–2402, 2001.
- MIRANDA, S. A. de. **Análise de ligações de sistemas de armazenagem industrial tipo porta-pallets**. 2011. 79 p. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2011.
- MOHAN, V.; VISHNU, C. R. Joint stiffness of cold-formed steel pallet rack connections: A comparison of the methodology. **Journal of Structural Engineering (India)**, v. 40, p. 457–465, 2013.
- PRABHA, P. *et al.* Evaluation of connection flexibility in cold formed steel racks. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 66, p. 863–872, 2010.
- RACK MANUFACTURERS INSTITUTE (RMI). **MH16.1**: Specification for the Design, Testing and Utilization of Industrial Steel Storage Racks. Charlotte, 2012.
- RACK MANUFACTURERS INSTITUTE (RMI). **MH16.1**: Design, Testing and Utilization of Industrial Steel Storage Racks. Charlotte, 2021.
- ROURE, F. *et al.* Determination of beam-to-column connection characteristics in pallet rack structures: a comparison of the EN and ANSI methods and an analysis of the influence of the moment-to-shear ratios. **Steel Construction**, v. 6, p. 132–138, 2013.
- SARAWIT, A. T.; PEKÖZ, T. **Cold-Formed Steel Frame and Beam-Column Design**: Research Report RP03-2. Washington, D.C., 2006.
- SHAH, S. N. *et al.* State-of-the-art review on the design and performance of steel pallet rack connections. **Engineering Failure Analysis**, v. 66, p. 240–258, 2016a.
- SHAH, S. N.; SULONG, N. H. R.; EL-SHAFIE, A. New approach for developing soft computational prediction models for moment and rotation of boltless steel connections. **Thin-Walled Structures**, v. 133, p. 206–215, 2018.
- SHAH, S. N. *et al.* Behavior of industrial steel rack connections. **Mechanical Systems and Signal Processing**, v. 70-71, p. 725–740, 2016c.
- SHAH, S. N. *et al.* Structural performance of boltless beam end connectors. **Advanced Steel Construction**, v. 13, p. 144–159, 2017.
- SHAH, S. N. *et al.* Behavior of steel pallet rack beam-to-column connections at elevated temperatures. **Thin-Walled Structures**, v. 106, p. 471–483, 2016b.
- ŚLĘCZKA, L.; KOZŁOWSKI, A. Experimental and theoretical investigations of pallet racks connections. **Advanced Steel Construction**, v. 3, p. 608–628, 2007.
- ZHAO, X.; DAI, L.; RASMUSSEN, K. J. Hysteretic behaviour of steel storage rack beam-to-upright boltless connections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 144, p. 81–105, 2018.
- ZHAO, X. *et al.* A theoretical model for the rotational stiffness of storage rack beam-to-upright connections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 133, p. 269–281, 2017.

ZHAO, X. *et al.* Flexural behavior of steel storage rack beam-to-upright connections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 99, p. 161–175, 2014.

