

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

Escola de Engenharia de São Carlos

Estudo do comportamento de ligação viga-pilar de peças de madeira lamelada colada com perfil T de alumínio

Rodrigo de Souza Nogueira

Tese de Doutorado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas) da Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

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

RODRIGO DE SOUZA NOGUEIRA

**Estudo do comportamento de ligação viga-pilar de peças de madeira lamelada colada
com perfil T de alumínio**

São Carlos

2024

RODRIGO DE SOUZA NOGUEIRA

VERSÃO CORRIGIDA

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

**Estudo do comportamento de ligação viga-pilar de peças de madeira lamelada colada
com perfil T de alumínio**

Tese apresentada ao Departamento de Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, como parte dos requisitos necessários para obtenção do título de Doutor em Engenharia Civil (Estruturas).

Orientador: Prof. Titular Carlito Calil Junior

São Carlos

2024

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

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

N 778e	<p>Nogueira, Rodrigo de Souza Estudo do comportamento de ligação viga-pilar de peças de madeira lamelada colada com perfil T de alumínio / Rodrigo de Souza Nogueira; orientador Carlito Calil Junior. São Carlos, 2024.</p> <p>Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas) e Área de Concentração em Estruturas -- Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2024.</p> <p>1. madeira lamelada colada. 2. rigidez rotacional. 3. análise numérica. 4. arrancamento de pregos anelados. 5. embutimento de parafusos auto-perfurantes. I. Título.</p>
-----------	--

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **RODRIGO DE SOUZA NOGUEIRA**.

Título da tese: "Estudo do comportamento de ligação viga-pilar de peças de madeira lamelada colada com perfil T de alumínio".

Data da defesa: 20/02/2024.

Comissão Julgadora

Resultado

Prof. Titular Carlito Calil Junior
(Orientador)

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

APROVADO

Prof. Associado Antonio Alves Dias

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

APROVADO

Prof. Dr. Nilson Tadeu Mascia

(Universidade Estadual de Campinas/UNICAMP)

APROVADO

Prof. Dr. Jorge Luís Nunes de Góes

(Universidade Tecnológica Federal do Paraná/UTFPR)

APROVADO

Prof. Dr. Everaldo Pletz

(Centro Universitário Dinâmica das Cataratas/UDC)

APROVADO

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**

Aos meus pais, Joanaci Noemi de Souza
Nogueira e Antônio Nogueira da Costa, por
sempre me incentivarem a ir atrás dos meus
sonhos

AGRADECIMENTOS

Agradeço à Deus por remover todos os obstáculos que surgiram durante toda essa jornada e por acender todas as luzes quando essas se apagaram.

Aos meus pais, Joanaci e Antônio, pelo apoio incondicional ao longo de toda minha vida e pelo incentivo na realização desse trabalho.

À minha irmã Bruna e a minha namorada Priscila pela paciência, compreensão e incentivo dado durante toda essa etapa.

Ao prof. Tit e amigo Carlito Calil Junior por todo o conhecimento e os ensinamentos transmitidos durante toda essa etapa, além do apoio incondicional para o desenvolvimento pleno desta pesquisa. Ainda, agradeço pela confiança depositada, paciência e conselhos que serviram de alicerce para a construção deste trabalho.

Aos professores prof. Dr. Antonio Alves Dias, prof. Tit. Francisco Antonio Rocco Lahr e prof. Dr. Julio Cesar Molina pela amizade construída e pelas contribuições realizadas.

Aos técnicos de laboratório, Jaime, Silvio, Paulo, Amauri, Fabiano, Romeu e Luiz Vareda, por tornarem possível a realização deste trabalho e pela amizade edificada durante toda essa caminhada. Aos funcionários do Departamento de Engenharia de Estruturas.

Aos colegas do LaMEM e do Departamento de Engenharia de Estruturas, Marcos, Fabiana, Lorenzo, Felipe, Raquel, Leonardo, Arthur, Matheus, Heider, Tulio, Ray e Herbert, agradeço pelo companheirismo, momentos de descontração e pela amizade construída ao longo dessa trajetória.

À Universidade de São Paulo, em especial, ao Departamento de Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia de São Carlos por proporcionar as excelentes instalações que possibilitou o desenvolvimento dessa pesquisa.

À ITA construtora LTDA., em especial ao Daniel Salvatore, pelo fornecimento do material e possibilidade do acompanhamento da produção dos elementos estruturais usados no trabalho.

À Rewood. LTDA, em especial ao Carlito Calil Neto, pelo fornecimento do material e possibilidade do acompanhamento da produção dos elementos estruturais usados no trabalho.

À Rothoblaas, em especial ao Christian Lugarini, pelo fornecimento dos materiais usados nas conexões.

À CAPES pelo suporte financeiro concedido para o desenvolvimento dessa pesquisa. O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) – Código de Financiamento 001.

“O maior inimigo do conhecimento não é a
ignorância, é a ilusão do conhecimento”.
(Stephen Hawking)

RESUMO

NOGUEIRA, R. S. **Estudo do comportamento de ligação viga-pilar de peças de madeira lamelada colada com perfil T de alumínio.** 2024. 249 p. Tese (Doutorado em Engenharia Civil (Estruturas)) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2024.

As ligações são pontos cruciais das estruturas de madeira lamelada colada e desempenham um papel fundamental em seu dimensionamento. Em vista disso, esta pesquisa teve como proposta estudar o comportamento mecânico de ligação viga-pilar de peças de madeira lamelada colada com perfil T de alumínio. Para tanto, estudos analítico, experimental e numérico foram desenvolvidos para duas configurações de pórticos de madeira lamelada colada de duas espécies de madeira para analisar, principalmente, a rigidez rotacional da ligação. Além disso, um estudo paramétrico foi feito para verificar a influência da altura e da espessura do perfil de alumínio na rigidez rotacional da ligação. O comportamento mecânico do arrancamento dos pregos anelados usados na ligação de alumínio foi compreendido por meio de ensaios experimentais em peças de madeira lamelada colada e simulações numéricas. Ensaios de embutimento dos parafusos auto-perfurantes também foram feitos em amostras de madeira lamelada colada. A resistência ao arrancamento e a resistência ao embutimento dependeram da espécie da madeira usada na fabricação da madeira lamelada colada. As ligações nos pórticos de madeira lamelada colada de *Eucalyptus grandis* apresentaram uma rigidez maior do que as ligações nos pórticos de *Pinus* spp. A rigidez rotacional elástica da ligação de alumínio foi impactada pela altura e a espessura do perfil de alumínio. O efeito alavanca da mesa do perfil de alumínio foi observado nos pórticos de madeira lamelada colada de *Pinus* spp. e *Eucalyptus grandis*. Além disso, houve ruptura do perfil de alumínio na divisa entre a sua mesa e alma em algumas ligações dos pórticos de madeira lamelada colada de *Eucalyptus grandis*. Por fim, os estudos analítico e numérico conseguiram representar o comportamento dos ensaios experimentais dos nós de pórticos. O procedimento de cálculo simplificado exposto pode ser viável para o uso no dimensionamento desse tipo de ligação.

Palavras chaves: madeira lamelada colada; rigidez rotacional; análise numérica; arrancamento de pregos anelados; embutimento de parafusos auto-perfurantes.

ABSTRACT

NOGUEIRA, R. S. **Study of the behaviour of the joint beam-column of the glulam with aluminum profile T.** 2024. 249 p. Thesis (PhD. in Civil Engineering (Structures)) – School of Engineering of São Carlos, University of São Paulo, São Carlos, 2024.

Joints are crucial points in glulam structures and play a fundamental role in their designing. In this context, the present research aims to study the mechanical behaviour of the joint beam-column of the glulam with aluminum profile T. To this end, analytical, experimental, and numerical studies were developed for two arrangements of glulam frames using two timber species to analyze mainly joints rotational stiffness. Moreover, a parametric study was conducted to verify the influence of the height and thickness of aluminum profile on joint rotational stiffness. Besides, the mechanical behaviour of the withdrawal of the annular ring nail used in the aluminum joint was understood through experimental tests using glulam specimen and numerical simulations. In addition, embedment tests of self-drilling dowel were also performed using glulam specimens. Withdrawal and embedment strength depended on the wood species utilized in the production of glulam. The joints in the glulam frames made from *Eucalyptus grandis* presented greater rotational stiffness than those produced from *Pinus* spp. Furthermore, the elastic rotational stiffness of the aluminum connection was impacted by height and thickness of the aluminum profile. The prying effect of aluminum profile flange was observed in connection of the glulam frames made from *Pinus* spp. and *Eucalyptus grandis*. Moreover, there was rupture of aluminum profile on the border between flange and web occurred in certain connections of the glulam frames produced from *Eucalyptus grandis*. Finally, the numerical and analytical analysis were able to represent the behaviour of the experimental tests of the connections of aluminum profiles of glulam frames. The exposed calculation procedure can be feasible for the design of this type of the connection.

Keywords: glulam; rotational stiffness; numerical analysis; withdrawal of the annular ring nail; embedment of self-drilling dowel.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	21
1.1	JUSTIFICATIVA	22
1.2	OBJETIVO GERAL	23
1.3	OBJETIVOS ESPECÍFICOS	23
2	MADEIRA LAMELADA COLADA	24
2.1	PROCESSO DE PRODUÇÃO DA MLC	25
2.2	ESTUDOS DESENVOLVIDOS SOBRE MLC NO BRASIL	26
3	LIGAÇÕES EM ESTRUTURAS DE MADEIRA.....	30
3.1	LIGAÇÕES PARAFUSADAS COM GEOMETRIA CIRCULAR OU RETANGULAR.....	33
<i>3.1.1</i>	<i>Capacidade de carga de ligações parafusadas</i>	<i>40</i>
3.2	OUTROS TIPOS DE LIGAÇÕES PARA ESTRUTURAS DE MADEIRA	42
<i>3.2.1</i>	<i>Perfil de alumínio com formato T</i>	<i>46</i>
3.3	FORÇA CARACTERÍSTICA DE UM CONECTOR PARA LIGAÇÕES COM CHAPA METÁLICA INSERIDA EM ELEMENTOS DE MADEIRA	51
3.4	CONSIDERAÇÕES SOBRE A REVISÃO BIBLIOGRÁFICA DE LIGAÇÕES EM ESTRUTURAS DE MADEIRA	55
4	ARRANCAMENTO DE PREGOS DA MADEIRA	56
4.1	FORMULAÇÕES EMPÍRICAS PARA DETERMINAÇÃO DA RESISTÊNCIA AO ARRANCAMENTO	59
4.2	INFLUÊNCIA DO DIÂMETRO DO CONECTOR	64
4.3	INFLUÊNCIA DO TIPO DE PREGO	64
4.4	INFLUÊNCIA DA GALVANIZAÇÃO	65
4.5	INFLUÊNCIA DA ESPÉCIE DE MADEIRA.....	67
4.6	INFLUÊNCIA DO TRATAMENTO TÉRMICO	67
4.7	INFLUÊNCIA DA VARIAÇÃO DE TEMPERATURA	68
4.8	CONSIDERAÇÕES SOBRE A REVISÃO BIBLIOGRÁFICA DO ARRANCAMENTO DE PREGO 68	
5	EMBUTIMENTO NA MADEIRA	70
5.1	DETERMINAÇÃO DA RESISTÊNCIA AO EMBUTIMENTO PARA OS PINOS LISOS E OS PARAFUSOS	75

5.2	CONSIDERAÇÕES SOBRE A REVISÃO BIBLIOGRÁFICA DO EMBUTIMENTO NA MADEIRA	
	84	
6	MATERIAIS E MÉTODOS	85
6.1	MADEIRA	85
6.1.1	<i>Ensaio de vibração longitudinal para determinação do módulo de elasticidade das tábuas de madeira serrada</i>	87
6.2	ADESIVOS	89
6.3	PERFIL DE ALUMÍNIO ALUMIDI	90
6.4	PREGO ANELADO ANKER	92
6.5	PARAFUSO AUTO-PERFURANTE SBD	94
6.6	FABRICAÇÃO DAS PEÇAS DE MLC	96
6.6.1	<i>MLC de Eucalyptus grandis</i>	96
6.6.2	<i>MLC de Pinus spp.</i>	100
6.7	ENSAIO DE DETERMINAÇÃO DOS COEFICIENTES ELÁSTICOS DAS PEÇAS DE CARACTERIZAÇÃO DE MLC	104
6.8	ENSAIO DE ARRANCAMENTO PARALELO ÀS FIBRAS	108
6.9	ENSAIO DE ARRANCAMENTO NORMAL ÀS FIBRAS	111
6.10	ENSAIO DE EMBUTIMENTO PARALELO ÀS FIBRAS	114
6.11	ENSAIO DE EMBUTIMENTO PERPENDICULAR ÀS FIBRAS	117
6.12	CORREÇÕES DAS PROPRIEDADES FÍSICAS E MECÂNICAS	120
6.13	ANÁLISE ESTATÍSTICA	120
6.14	DETERMINAÇÃO DA RESISTÊNCIA CARACTERÍSTICA	121
6.15	ENSAIOS DOS PÓRTICOS COM LIGAÇÕES DE ALUMÍNIO DO TIPO T	122
6.15.1	<i>Montagens das estruturas de nó de pórtico de MLC</i>	122
6.15.2	<i>Configuração e procedimento de ensaio</i>	125
7	ESTUDO ANALÍTICO DA LIGAÇÃO	131
8	ANÁLISE NUMÉRICA	134
8.1	MODELO CONSTITUTIVO DA MADEIRA	134
8.2	MODELO CONSTITUTIVO DOS METAIS	137
8.3	MODELO COESIVO PARA A INTERFACE DE CONTATO ENTRE O PREGO ANELADO ANKER E A MADEIRA	138
8.4	MODELAGEM DO ENSAIO DE ARRANCAMENTO DO PREGO ANELADO ANKER	140

8.5	MODELAGEM DO ENSAIO DOS PÓRTICOS COM LIGAÇÕES DE ALUMÍNIO DO TIPO T	142
8.6	ANÁLISE PARAMÉTRICA DA RIGIDEZ ROTACIONAL DA LIGAÇÃO DE ALUMÍNIO DO TIPO T	150
9	RESULTADOS	152
9.1	RESISTÊNCIA AO ARRANCAMENTO DO PREGO ANELADO ANKER	152
9.1.1	<i>Determinação da resistência ao arrancamento perpendicular às fibras por meio de equacionamento empíricos</i>	155
9.1.2	<i>Regressão não linear entre a resistência ao arrancamento e a densidade</i>	157
9.1.3	<i>Análise do modo de falha dos corpos de prova</i>	158
9.1.4	<i>Comportamento das curvas experimentais do ensaio de arrancamento do prego anelado anker</i>	160
9.1.5	<i>Análise numérica do ensaio de arrancamento do prego anelado</i>	164
9.2	RESISTÊNCIA AO EMBUTIMENTO DO PARAFUSO AUTO-PERFURANTE SBD	166
9.2.1	<i>Determinação da resistência ao embutimento por meio de equacionamento empíricos</i>	169
9.2.2	<i>Regressão linear entre a resistência ao embutimento e a densidade</i>	172
9.2.3	<i>Análise do modo de falha dos corpos de prova</i>	174
9.2.4	<i>Comportamento das curvas experimentais do ensaio de embutimento do parafuso auto-perfurante SBD</i>	177
9.3	ANÁLISE DO COMPORTAMENTO DA LIGAÇÃO VIGA-PILAR DE PEÇAS DE MADEIRA LAMELADA COLADA COM PERFIL T DE ALUMÍNIO	180
9.3.1	<i>Rigidez rotacional experimental da ligação de alumínio dos pórticos de MLC</i>	180
9.3.2	<i>Regressão não linear para determinação da rigidez rotacional</i>	183
9.3.3	<i>Validação numérica do ensaio experimental do nó de pórtico feitos de MLC</i>	184
9.3.4	<i>Análises analíticas e numéricas do deslocamento na direção da aplicação da força para os pórticos de MLC</i>	190
9.3.5	<i>Análise do modo de falha dos nós de pórtico e das tensões nas modelagens numéricas</i>	192
9.3.6	<i>Análise paramétrica da rigidez rotacional da ligação de alumínio nos pórticos de MLC</i>	199
9.3.7	<i>Determinação da capacidade de carga da ligação considerando o momento fletor</i>	202
10	CONSIDERAÇÕES FINAIS	207
	REFERÊNCIAS	211

APÊNDICE A – DIMENSÕES GEOMÉTRICAS DO PERFIL ALUMIDI.....	225
APÊNDICE B – DISPOSIÇÃO DA FIXAÇÃO DO PERFIL ALUMIDI NOS PILARES	226
APÊNDICE C – DETALHE CONSTRUTIVO DO NÓ DE PÓRTICO DE MLC	228
APÊNDICE D – DETALHE DO POSICIONAMENTO DOS EXTENSÔMETROS...	230
APÊNDICE E – CURVA NUMÉRICA E EXPERIMENTAL DA FORÇA VERSUS DESLOCAMENTO VERTICAL DOS LVDT’S	231
APÊNDICE F – CURVA NUMÉRICA E EXPERIMENTAL DA FORÇA VERSUS DEFORMAÇÃO DOS EXTENSÔMETROS	233
APÊNDICE G – VERIFICAÇÃO DA CAPACIDADE DE CARGA DA LINHA DE PARAFUSOS AUTO-PERFURANTES	235
APÊNDICE H – VERIFICAÇÃO DA CAPACIDADE DE CARGA DOS PREGOS ANELADOS ANKER.....	240
APÊNDICE I – VERIFICAÇÃO DA CAPACIDADE DE CARGA DO PILAR AO EMBUTIMENTO DO PERFIL DE ALUMÍNIO.....	246

LISTA DE SÍMBOLOS

a	Distância entre a força aplicada e o centro de gravidade da ligação
A_i	Área da seção transversal do i -ésimo prego
b	Largura da viga, constante da regressão não-linear, largura do retângulo, largura da mesa do perfil de alumínio
c	Constante da regressão não-linear
D	Variável de dano escalar
d	Diâmetro do conector
d_h	Diâmetro da cabeça do prego
d_i	Distância do centro da seção transversal ao eixo de referência do i -ésimo prego
dx	Infinitesimal do comprimento da viga
E	Módulo de elasticidade na flexão
E_L	Módulo de elasticidade na direção longitudinal
E_R	Módulo de elasticidade na direção radial
E_T	Módulo de elasticidade na direção tangencial
e	Distância entre a força cortante e o centro de gravidade
$F_{ax,Ed}$	Força axial de projeto no prego anelado mais solicitado
$F_{ax,k}$	Força de arrancamento característica do conector
$F_{ax,máx}$	Força axial no prego anelado mais solicitado, Força máxima de arrancamento
$F_{ax,Rd}$	Força de arrancamento de projeto do prego anelado
F_c	Força de compressão no pilar na região de contato com a mesa do AluMIDI
$F_{e0,máx}$	Força máxima de embutimento paralelo às fibras
$F_{e90,máx}$	Força máxima de embutimento perpendicular às fibras
F_i	Força axial no i -ésimo prego anelado
$F_{m,máx}$	Força no conector mais solicitado oriunda do momento
$F_{m,i}$	Força no i -ésimo conector oriunda do momento
F_N	Força normal
$F_{n,i}$	Força normal no i -ésimo conector
F_r	Força resultante no conector mais solicitado
F_v	Força cortante, Forças verticais
$F_{v,d}$	Força cortante de cálculo
$F_{v,Ed}$	Força cortante de cálculo por plano de corte por conector

$F_{v,k}$	Força máxima característica aplicada na extremidade da viga
$F_{v,i}$	Força cortante no i-ésimo conector
$F_{v,Rd}$	Força de cálculo do conector para um plano de corte
$F_{v,Rk}$	Força característica de um plano de corte por conector
f	Frequência da vibração longitudinal
$f_{12\%}$	Resistência da madeira no teor de umidade de 12%
f_{ax}	Resistência ao arrancamento
$f_{ax,0}$	Resistência ao arrancamento paralelo às fibras
$f_{ax,5\%}$	Resistência ao arrancamento do quinto percentil
$f_{ax,90}$	Resistência ao arrancamento perpendicular às fibras
$f_{ax,k}$	Resistência característica ao arrancamento
f_{c0}	Resistência a compressão paralela às fibras
$f_{c90,k}$	Resistência característica a compressão normal às fibras
$f_{c90,m}$	Resistência média a compressão normal às fibras
$f_{cabeça,k}$	Resistência característica ao arrancamento da cabeça do prego
f_e	Resistência ao embutimento
$f_{e,k}$	Resistência característica ao embutimento
f_{e0}	Resistência ao embutimento paralelo às fibras
$f_{e0,k}$	Resistência característica ao embutimento paralelo às fibras
$f_{e1,k}$	Resistência ao embutimento característico do elemento de madeira
f_{e90}	Resistência ao embutimento perpendicular às fibras
$f_{ea,k}$	Resistência característica ao embutimento inclinado às fibras
f_p	Resistência de plastificação
$f_{u(\%)}$	Resistência da madeira em um teor de umidade
f_u	Resistência de ruptura
$f_{u,k}$	Resistência última característica
f_y	Resistência de escoamento para metais
G	Gravidade específica
G_{LR}	Módulo de elasticidade transversal no plano longitudinal-radial
G_{LT}	Módulo de elasticidade transversal no plano longitudinal-tangencial
G_{RT}	Módulo de elasticidade transversal no plano radial-tangencial
g	Constante da regressão não-linear
H	Altura do pórtico

h	Altura da viga, altura do perfil de alumínio
I	Momento de inércia
K	Matriz dos coeficientes de rigidez coesiva
K_{θ}	Rigidez rotacional da ligação
K_{nn}	Coefficiente de rigidez coesiva normal
K_{ns}	Coefficiente de rigidez coesiva no plano n-s
K_{nt}	Coefficiente de rigidez coesiva no plano n-t
K_{ss}	Coefficiente de rigidez coesiva tangencial
K_{tt}	Coefficiente de rigidez coesiva tangencial
K_{st}	Coefficiente de rigidez coesiva no plano s-t
$k_s(n)$	Fator usado para calcular as propriedades características
L	Vão livre da viga, comprimento da viga
l	Comprimento da viga
l_d	Comprimento de penetração do prego no corpo de prova
l_g	Comprimento da rosca do prego no membro que a ponta está inserida
l_p	Comprimento de penetração do prego no membro que a ponta está inserida
M	Momento fletor
M_c	Momento fletor no canto da viga do pórtico plano
M_m	Momento fletor no meio do vão da viga
$M_{y,Rk}$	Momento resistente característico
m	Massa
m_i	Valor de ensaio individual de uma variável estocástica
m_k	Valor do quinto percentil de uma variável estocástica
n	Números de conectores, números de corpos de prova, números de seções transversais
n_m	Coefficiente para classificar a rigidez rotacional da ligação
P	Força
q	Carga do carregamento distribuído uniforme
R^2	Coefficiente de determinação
$r_{máx}$	Distância entre o centro de gravidade e o conector mais solicitado
r_i	Distância entre o centro de gravidade e o i-ésimo conector
S_x	Momento estático
s_y	Desvio padrão

t	Espessura do elemento de madeira que contém a cabeça do prego, espessura e vetor nominal das tensões de tração
t^0	Máxima tensão de coesiva
t_l	Espessura do elemento de madeira
t_n	Vetor de tração normal
t_n^0	Máxima de tração normal antes da iniciação do dano
\bar{t}_n	Tensão de tração normal antes da iniciação do dano
t_{pen}	Comprimento de penetração do prego no membro que a ponta está inserida
t_s	Espessura da chapa metálica e vetor da tração tangencial
t_s^0	Máxima tensão de tração tangencial antes da iniciação do dano
\bar{t}_s	Tensão de tração tangencial antes da iniciação do dano
t_t^0	Máxima tensão de tração tangencial antes da iniciação do dano
t_t	Vetor de tração tangencial
\bar{t}_t	Tensão de tração tangencial antes da iniciação do dano
$U(\%)$	Teor de umidade da madeira
U_x	Deslocamento na direção x
U_y	Deslocamento na direção y
U_z	Deslocamento na direção z
UR_x	Rotação no eixo x
UR_y	Rotação no eixo y
V	Esforço cortante
W	Resistência ao arrancamento por unidade de comprimento de penetração do prego
W_i	Trabalho das forças internas
x_i	Distância horizontal entre o centro de gravidade da ligação e o i-ésimo conector
$x_{máx}$	Distância horizontal entre o centro de gravidade da ligação e o conector mais distante
y	Distância da linha neutra da ligação ao eixo de referência
\bar{y}	Valor médio da amostra
y_{datai}	Valor real da resistência do corpo de prova
y_i	Distância vertical entre o centro de gravidade da ligação e o i-ésimo conector,
$y_{máx}$	Distância vertical entre o centro de gravidade da ligação e o conector mais distante
$y_{predicti}$	Valor previsto da resistência do corpo de prova

Z_c	Distância entre o centro de gravidade e a borda inferior da mesa do perfil de alumínio
Z_i	Distância entre o centro de gravidade e o i-ésimo prego anelado
$Z_{m\acute{a}x}$	Distância entre o centro de gravidade e o prego anelado mais solicitado

Letras gregas

λ	Relação entre a força cortante e o momento fletor
α	Ângulo de inclinação da força em relação as fibras, taxa de evolução do dano
δ	Deslocamento vertical, vetor de separação
δ_m^0	Separação antes da iniciação do dano
δ_m^f	Separação efetiva na ruptura completa
$\delta_m^{m\acute{a}x}$	Valor máximo da separação efetiva
δ_n^0	Separação normal antes da iniciação do dano
δ_n^f	Separação efetiva normal na ruptura completa
δ_n	Separação normal
δ_s^0	Separação tangencial antes da iniciação do dano
δ_s^f	Separação efetiva tangencial na ruptura completa
δ_s	Separação tangencial
δ_t^f	Separação efetiva tangencial na ruptura completa
δ_t^0	Separação tangencial antes da iniciação do dano
δ_t	Separação tangencial
ε	Deformação
ε_L	Deformação na direção longitudinal
ε_E	Deformação elástica
ε_P	Deformação plástica
ε_R	Deformação na direção radial
ε_T	Deformação na direção tangencial, deformação total
θ	Ângulo de rotação
λ	Relação entre a força cortante e o momento fletor
ρ	Densidade aparente
$\rho_{12\%}$	Densidade da madeira no teor de umidade de 12%

ρ_k	Densidade característica
$\rho_{u(\%)}$	Densidade da madeira em um teor de umidade
σ	Tensão
σ_L	Tensão axial na direção longitudinal
σ_R	Tensão axial na direção radial
σ_T	Tensão axial na direção tangencial
τ_{LR}	Tensão tangencial no plano longitudinal-radial
τ_{LT}	Tensão tangencial no plano longitudinal-tangencial
τ_{RT}	Tensão tangencial no plano radial-tangencial
ν_{RL}	Coefficiente de Poisson no plano radial-longitudinal
ν_{TL}	Coefficiente de Poisson no plano tangencial-longitudinal
ν_{TR}	Coefficiente de Poisson no plano tangencial-radial
Φ	Diâmetro

1 INTRODUÇÃO

Na primeira década do século XXI, houve uma transformação nas construções em madeira devida à aplicação de novas técnicas de processamento do material. Como consequência, os produtos engenheirados de madeira tiveram papel de destaque em várias edificações inovadoras no Brasil e, principalmente, nos países mais desenvolvidos. Os principais benefícios da aplicação da madeira nas construções são: estruturas mais leves, sequestro de gás carbônico da atmosfera e edificações mais sustentáveis. Todavia, o principal desafio da aplicação da madeira está presente no seu complexo comportamento mecânico por causa de sua natureza fibrosa e, também, de sua dependência direcional. Dessa maneira, o entendimento dessas características do comportamento mecânico da madeira conduz a sistemas estruturais de madeira mais seguros e confiáveis (GHARIB *et al.*, 2017).

No mercado mundial existem diversos tipos de produtos engenheirados de madeira como, por exemplo, a madeira lamelada colada cruzada (MLCC), madeira lamelada colada (MLC), madeira laminada colada (LVL), compensados e vários outros tipos de produto. Atualmente, a MLC possui grande protagonismo nas novas construções de madeira ao redor no mundo, principalmente, em sistemas estruturais não convencionais. Ademais, as ligações entre os elementos estruturais desses produtos engenheirados de madeira são realizadas, em sua grande maioria, por conectores e chapas metálicas.

Em meados dos anos 2000, o mercado de produtos engenheirados de madeira presenciou o desenvolvimento de novas ligações com alto desempenho para serem aplicadas nas construções em madeira. Isso foi fruto das inovações tecnológicas relacionadas aos produtos engenheirados de madeira e, também, dos fixadores e do aço. Essas conexões, na maioria das suas aplicações, têm como papel principal atuar como um reforço da ligação para combater a tensão perpendicular às fibras (BLAß; SCHÄDLE, 2011).

As ligações entre os elementos são as regiões mais críticas dos sistemas estruturais de madeira. Dessa maneira, a capacidade de carga da estrutura está diretamente ligada às conexões, e o seu comportamento mecânico é uma área do conhecimento fundamental nos sistemas estruturais de madeira (Xu *et al.*, 2009). Na literatura, diversos estudos visam entender o comportamento momento-rotação de alguns tipos de ligação entre viga-pilar de MLC. Wang *et al.* (2019) e Shu *et al.* (2019) avaliaram o comportamento das ligações parafusadas. As pesquisas de Bouchair, Racher e Bocquet (2007), Min-Juan e Hui-Fen (2015), Wang *et al.* (2015) e Zhang *et al.* (2019) foram voltadas ao estudo de reforço na região da ligação para contribuir em sua rigidez. Andreolli *et al.* (2011), Salem e Petrycki

(2016), Komatsu *et al.* (2018) estudaram novos tipos de ligações para serem usadas nas estruturas de MLC. Além disso, os autores Angeli *et al.* (2010) e Brito e Calil Junior (2018) tiveram como objeto de estudo uma ligação composta por um perfil de alumínio no formato “T” para transmissão de esforço cortante.

Esta pesquisa teve como objetivo contribuir com o avanço do estudo das ligações feitas com perfil de alumínio do tipo “T” usado na transferência dos esforços entre viga-pilar feitos de MLC. Para isso, um programa experimental foi realizado para analisar os principais parâmetros que influenciam o comportamento mecânico da ligação: resistência ao arrancamento dos pregos anelados, resistência ao embutimento dos parafusos auto-perfurantes e a rigidez rotacional da ligação com o perfil de alumínio utilizada nos nós de pórticos feitos de MLC de *Eucalyptus grandis* e *Pinus* spp. Além disso, com as curvas obtidas no programa experimental, uma análise numérica foi implementada no programa ABAQUS para representar numericamente os ensaios de arrancamento e dos pórticos de MLC. Com a validação da modelagem numérica dos ensaios dos pórticos de MLC, uma análise paramétrica foi realizada para verificar a influência da espessura e altura do perfil de alumínio na rigidez rotacional da ligação. Um estudo analítico foi desenvolvido para determinar o deslocamento vertical da extremidade da viga dos pórticos ensaiados abaixo do carregamento aplicado. Por fim, um procedimento de cálculo elástico linear simplificado foi realizado para estimar a força máxima aplicada na extremidade da viga.

1.1 Justificativa

No projeto de ligações em estruturas de madeira, o engenheiro projetista precisa de parâmetros, como a resistência ao embutimento, resistência ao arrancamento e o momento resistente do conector, para realizar o dimensionamento. Os conhecimentos do comportamento mecânico da ligação e análise estrutural são fundamentais para obter uma satisfatória segurança do sistema estrutural, uma vez que as uniões são pontos críticos de uma estrutura de madeira. Atualmente, novas conexões são desenvolvidas para serem empregadas em estruturas de madeira, e o conhecimento sobre suas rigidezes rotacionais é imprescindível para sua aplicação nos nós de pórticos. Dessa maneira, existe a necessidade de entender o comportamento mecânico dessas novas ligações e propor um procedimento de cálculo que atenda aos requisitos de segurança. Neste contexto, o comportamento de ligação viga-pilar de peças de madeira lamelada colada com perfil T de alumínio ainda é pouco explorado na literatura, principalmente, na determinação da sua rigidez rotacional e na sua capacidade de

transmitir esforços normais devido ao momento fletor. No dimensionamento de uma estrutura, a verificação dos esforços solicitantes é uma etapa indispensável. A rigidez rotacional da ligação impacta na transferência dos esforços entre os elementos estruturais tornando fundamental a sua consideração para o cálculo dos esforços na estrutura. As principais vantagens da utilização do alumínio em relação ao aço para a produção de perfis incluem maior leveza e facilidade na perfuração do perfil. Por outro lado, algumas desvantagens são a menor resistência última do material e o menor módulo de elasticidade.

1.2 Objetivo geral

Esta pesquisa teve como finalidade realizar a análise teórica, experimental e numérica, do comportamento mecânico de ligação viga-pilar de peças de madeira lamelada colada com perfil T de alumínio, buscando contribuir para o desenvolvimento de um modelo de cálculo simplificado para estimar a capacidade de carga permitida no sistema de ligação.

1.3 Objetivos específicos

Os objetivos específicos desta pesquisa, para entender os fenômenos mecânicos que ocorrem na ligação, foram os seguintes:

- a) Determinar as propriedades elásticas da MLC;
- b) Determinar a resistência ao arrancamento dos pregos anelados anker, dispostos paralelo ou normalmente às fibras;
- c) Realizar uma análise numérica dos ensaios de arrancamento dos pregos anelados anker;
- d) Determinar a resistência de embutimento dos parafusos auto-perfurantes SBD, dispostos paralelo ou normalmente às fibras;
- e) Realizar ensaios com carregamento estático em pórticos de MLC para obter, principalmente, a rigidez rotacional da ligação;
- f) Realizar uma análise numérica e analítica dos ensaios dos pórticos de MLC;
- g) Realizar uma análise paramétrica para verificar a influência da espessura e altura da ligação de alumínio na rigidez rotacional da conexão;
- h) Propor um modelo de cálculo para estimar a capacidade de carga permitida neste tipo de ligação.

2 MADEIRA LAMELADA COLADA

Nas construções de madeira, o produto engenheirado de madeira conhecido como MLC tem relevante importância na composição estrutural, principalmente, devido à sua utilização por mais de 100 anos como o principal elemento de sustentação da estrutura das edificações (KÁNNÁR *et al.*, 2019). A MLC pode ser considerada como um compósito lamelar de madeira com função estrutural. Essa denominação se deve pela capacidade do produto de distribuir de um modo mais adequado as características físico-mecânicas da madeira sólida em todo o material fornecida por técnicas de engenharia. Como consequência, os elementos estruturais apresentam uma maior confiabilidade e uma resistência adequada (ICIMOTO, 2018).

Nos dias atuais, as construções sustentáveis ao redor do mundo estão cada vez mais aplicando a MLC em seus sistemas estruturais. Esse tipo de produto pode ser encontrado em pórticos e em arcos, como também, em sistemas estruturais não convencionais, como por exemplo, *gridshell* (BRITO; CALIL JUNIOR, 2018). A primeira utilização desse produto engenheirado de madeira em uma construção descrita na literatura ocorreu no salão de reuniões da escola King Edward, localizada na cidade de Southampton, na Inglaterra, em 1860 (LEHRINGER; GABRIEL, 2014). O grande marco da aplicação da MLC na construção civil aconteceu na construção de um auditório no final do século XIX na cidade de Basileia, Suíça (MOODY; HERNANDEZ; LIU, 1999). Esse produto engenheirado de madeira foi patenteado por Otto Karl Frederich Hertzner, em Wiemar, Alemanha. Nesse período, a técnica, para a produção desse material, era denominada *Hertzner System* devido à patente (MIOTTO, 2009). Essa tecnologia pode ser vista, atualmente, em vários tipos de construções como: na composição de pontes, nos edifícios de multipavimentos, passarelas, coberturas e entre outras (NOGUEIRA, 2017).

No Brasil, a empresa Esmara Estruturas de Madeira foi a pioneira em desenvolver a MLC utilizando o conhecimento da técnica de produção proveniente da Alemanha (ZANGIÁCOMO, 2003). No momento atual, o mercado brasileiro conta com algumas grandes indústrias, ESMARA Estruturas de Madeira, ITA Construtora, REWOOD, CROSSLAM e Urbem que atendem a demanda por esse produto em algumas obras no país.

A MLC é fruto da técnica de colagem de lamelas de madeira de pequena espessura, 2,5 cm a 5 cm, por meio de adesivos desenvolvidos com funções estruturais para garantir a junção do material. A principal característica das lamelas, para a fabricação desse produto, é ter suas fibras paralelas ao eixo longitudinal do elemento estrutural (STARK; CAI; CARLL,

2010). Além disso, esse produto engenheirado de madeira pode vencer grandes vãos a partir de pequenas tábuas unidas longitudinalmente por emendas dentadas. Um limitante para o comprimento dos elementos estruturais é o transporte necessário para destinar o produto em sua localização final na obra.

Normalmente, a matéria-prima empregada na linha de produção das empresas desse segmento é oriunda de florestas plantadas, com destaque para as espécies de coníferas devido à facilidade de colagem (SERRANO, 2003). Como alternativa às espécies de madeira consolidadas pelas indústrias, alguns estudos foram desenvolvidos com a intenção de introduzir outras espécies como por exemplo, *Schizolobium amazonicum* Herb. Ex. Ducke, *Hevea brasiliensis*, carvalho e *Eucalyptus urograndis*, para serem usadas na fabricação da MLC (TEREZO; SZÜCS, 2010; NADIR; NAGARAJAN, 2014; TRAN; OUDJENE; MÉAUSOONE, 2016; NOGUEIRA *et al.*, 2023).

No Brasil, as principais indústrias desse setor também utilizam a espécie de madeira de reflorestamento conhecida como *Eucalyptus grandis* na fabricação da MLC. Todavia, essa espécie de madeira possui um entrave em sua utilização em ambientes externos, devido ao possível descolamento das lamelas, conhecido como delaminação (NOGUEIRA, 2017). A grande barreira para as espécies de folhosas é passar nos testes de controle de qualidade da adesão do produto acabado (LEHMANN *et al.*, 2016) devido às suas características anatômicas serem diferentes das madeiras de coníferas (KAMKE; LEE, 2007).

2.1 Processo de produção da MLC

Geralmente, as tábuas de madeira serrada destinada a produção das lamelas possuem uma densidade aparente entre $0,4 \text{ g/cm}^3$ a $0,75 \text{ g/cm}^3$, por proporcionar uma melhor colagem no processo de produção. Entretanto, ao utilizar madeira com uma densidade mais elevada deve-se realizar um controle de qualidade, pois a adesão entre o material pode ficar comprometida (AZAMBUJA *et al.*, 2004). No momento da montagem do produto, as lamelas devem estar secas com um teor de umidade por volta de 10 a 16 % (ISSA; KMEID, 2004). Para evitar problemas com a retração em uma camada, a diferença no teor de umidade das lamelas que forma uma camada não pode ser maior do que 5 % (MOODY; HERNANDEZ; LIU, 1999)

Nas produtoras de MLC, o processo produtivo é, geralmente, composto por algumas etapas de produção. Primeiramente, as tábuas de madeira serrada aplainada passam por uma classificação visual e mecânica para ser destinada a linha de produção do produto. Nessa

etapa, são realizados cortes em trechos das peças para a retirada de defeitos considerados relevantes, como, por exemplo, nós de grandes dimensões. Em seguida, nas extremidades das tábuas são feitas emendas denteadas para atingir o comprimento necessário para produzir a lamela e faz-se a junção por pressão de duas extremidades distintas. A próxima etapa consiste da aplicação do adesivo nas lamelas de acordo com o manual do fabricante. Após a etapa anterior é feita a prensagem para formação do elemento estrutural. Essa prensagem deve ser realizada sob uma pressão de 0,7 MPa. Por fim, o produto acabado passa por um processo de acabamento antes de ser transportado para seu destino final (LAM; PRION, 2003). Cabe destacar que a pressão usada na produção da MLC também depende da espécie de madeira usada e da experiência de produção da empresa. Conforme especificado na norma ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a), caso não exista recomendação do fabricante do adesivo estrutural, uma pressão de 0,7 MPa entre as lamelas deve ser aplicada para a produção da MLC feita com madeira de densidade igual ou menor a 500 kg/m³. Por outro lado, o mesmo documento normativo estipula que uma pressão de 1,2 MPa deve ser aplicada na fabricação de elementos estruturais de MLC feitas com madeira de densidade superior ao mencionado anteriormente (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a).

2.2 Estudos desenvolvidos sobre MLC no Brasil

No Brasil, pesquisas desenvolvidas no Laboratório de Madeira e de Estruturas de Madeira (LaMEM) pertencente a Universidade de São Paulo (USP), localizado em São Carlos-SP, ampliaram o conhecimento científico da MLC por meio de várias pesquisas desenvolvidas, Quadro 2.1.

Quadro 2.1 – Trabalhos de mestrado e doutorado desenvolvidos no LaMEM

(continua)

Autor (ano)	Resumo geral do trabalho
Carrasco (1989)	Estudou as propriedades elásticas, resistência e a distribuição das tensões em vigas de MLC
Bono (1996)	Desenvolveu um estudo sobre as construções de MLC feitas em território brasileiro e o potencial desse produto para ser inserido na construção civil
Macêdo (1996)	Avaliou o desempenho das emendas dentadas de <i>Eucalyptus grandis</i> e <i>Pinus elliotti</i> feitas com o adesivo CASCOPHEN® RS-216-M
Jesus (2000)	Estudou a viabilidade da utilização do adesivo de poliuretano à base de óleo de mamona na produção de MLC

(conclusão)

Autor (ano)	Resumo geral do trabalho
Macêdo (2000)	Pesquisou o comportamento das emendas dentadas perante a fadiga do material
Azambuja (2002)	Pesquisou a viabilidade da utilização do adesivo de poliuretano à base de óleo de mamona na produção de MLC
Zangiácomo (2003)	Analisou a viabilidade da utilização de madeiras tropicais na produção de elementos estruturais de MLC
Fiorelli (2005)	Pesquisou o comportamento da MLC reforçada com fibra de vidro por meio de um estudo numérico e teórico
Azambuja (2006)	Analisou experimentalmente o comportamento do adesivo de poliuretano à base de óleo de mamona na produção de MLC
Miotto (2009)	Estudou experimental e numericamente o comportamento de vigas mistas de concreto e de MLC reforçada com fibra de vidro
Calil Neto (2011)	Analisou experimentalmente o comportamento da adesão da MLC produzida com diversos tipos de combinações madeira-adesivo-tratamento químico
Icimoto (2013)	Estudou as propriedades mecânicas dos dormentes de MLC feito de <i>Pinus oocarpa</i> para serem destinados as ferrovias brasileiras
Cavalheiro (2014)	Analisou a viabilidade da utilização do <i>Schizolobium amazonicum Herb.</i> na produção de elementos estruturais de MLC
Martins (2016)	Estudou o comportamento de vigas de MLC de algumas espécies de madeira em situação de incêndio por meio de um programa experimental e numérico
Nogueira (2017)	Propôs um método de ensaio para ser utilizado no controle de qualidade da MLC produzida pela indústria nacional
Icimoto (2018)	Estudou as propriedades mecânicas dos dormentes de MLC feitos de <i>Pinus</i> spp. reforçado com fibra de vidro para serem destinados as ferrovias brasileiras
Cavalheiro (2018)	Pesquisou sobre o comportamento da adesão da linha de cola utilizando diversos tipos de análise microscópica
Fernandes (2018)	Estudou numericamente o comportamento de vigas mista de concreto e MLC em situação de incêndio
Fernandes (2022)	Avaliou experimentalmente o comportamento de vigas mista de concreto e MLC (com e sem reforço) em situação de incêndio e em temperatura ambiente

Fonte: O autor

O LaMEM é uma das referências no estudo desse produto engenheirado de madeira em âmbito nacional. Além do referido centro de pesquisa, pesquisadores de outras instituições em solo brasileiro também enriqueceram a literatura científica com suas contribuições em trabalhos acadêmicos (TEREZO; SZÜCS, 2010; CUNHA; MATOS, 2011; MASCIA *et al.*, 2018; SILVA *et al.*, 2023).

Terezo e Szücs (2010) realizaram um estudo experimental com o propósito de analisar as potencialidades da implementação da espécie de madeira nativa, *Schizolobium amazonicum* Herb. Ex. Ducke, provenientes de florestas de reflorestamento na fabricação de MLC. Os autores produziram dois grupos de vigas de MLC de paricá produzida com dois tipos de adesivos: Emulsão Polimérica de Isocianato e Resorcinol-Formol. A partir dos dados experimentais dos ensaios de tração normal da linha de cola, cisalhamento paralelo às fibras na linha de cola e flexão estática em quatro pontos juntamente com uma comparação com os dados de vigas de paricá, os pesquisadores verificaram que essa espécie de madeira pode ser empregada na produção de elementos estruturais de MLC. Além disso, para o projeto estrutural aplicando a MLC de *Schizolobium amazonicum* Herb. Ex. Ducke, a classe de resistência recomendada por Terezo e Szücs (2010) foi a C20 da ABNT NBR 7190 publicada em 1997.

Cunha e Matos (2011) conduziram uma pesquisa com o intuito de analisar a rigidez, estática e dinâmica, de vigas de MLC produzidas com *Pinus taeda*. O adesivo estrutural usado pelos autores para a fabricação das peças estruturais de MLC foi o Poliuretano. Os pesquisadores distribuíram as lamelas na viga conforme a classificação obtida no ensaio não destrutivo e também de forma aleatória. Com base das informações empíricas dos ensaios dinâmicos das lamelas (*Stress Wave Method*) e flexão estática em quatro pontos, os autores determinaram a rigidez dinâmica da viga por meio analítico e a rigidez a flexão, respectivamente. Para Cunha e Matos (2011), a distribuição correta das lamelas em função de sua rigidez na altura da viga contribuiu para aumentar o módulo de elasticidade das vigas de MLC de *Pinus taeda*.

Mascia *et al.* (2018) pesquisaram, mediante a condução de uma análise numérica, a influência do reforço das vigas de MLC com fibras sintéticas em relação às tensões e deslocamentos. Os pesquisadores realizaram uma análise paramétrica para comparar as tensões e deslocamentos para os modelos com vigas de MLC sem reforço e reforçadas com fibras sintéticas: carbono, vidro e Vectran®. Os pesquisadores verificaram uma diminuição dos máximos deslocamentos e das tensões normais com a utilização das fibras sintéticas ao comparar com os resultados das vigas de MLC sem reforço. Consoante com Mascia *et al.* (2018), o posicionamento das fibras sintéticas na última lamela solicitada a tração também impacta no valor da distribuição da tensão nessa região.

Calil Junior (2019) realizou um estudo para a World Wildlife Fund (WWF) Brasil para analisar a viabilidade da utilização de oito espécies nativas oriundas de florestas de manejo (*Jacaranda copaia* (Aubl.) D. Don., *Simarouba amara* Aubl., *Maquira coriacea* (Karst.) C.

C. Berg., *Erisma uncinatum* Warm., *Schizolobium amazonicum* (Huber) Ducke., *Qualea albiflora* Warm., *Chrysophyllum anomalum* Pires. e *Planchonella pachycarpa* Pires.) para a produção de MLC. As vigas foram produzidas com dois tipos de adesivos estruturais comerciais: poliuretano de duas empresas diferentes e o fenol-resorcinol. Calil Junior (2019) realizou ensaio de flexão estática para determinar a módulo de elasticidade e módulo de ruptura das vigas. Além disso, o desempenho da colagem entre as lamelas foi analisada por meio de ensaios de cisalhamento e delaminação. Conforme Calil Junior (2019), as madeiras viáveis para a produção de MLC foram paricá, caixeta, caúcho, cedro e caroba para qualquer tipo de classe de serviço, sendo que a madeira de catuaba somente pode ser usada com adesivo fenol-resorcinol.

Silva *et al.* (2023) desenvolveram uma pesquisa para avaliar a viabilidade do emprego do *Eucalyptus urophylla* na produção de MLC. O adesivo usado na fabricação desse produto engenheirado de madeira foi um poliuretano bicomponente à base de mamona. Após o programa experimental realizado pelos autores, a espécie de madeira *Eucalyptus urophylla* foi considerada apta para ser usada na fabricação de MLC.

3 LIGAÇÕES EM ESTRUTURAS DE MADEIRA

A madeira é uma matéria-prima oriunda da natureza e, por causa disso, existem variações nos valores das propriedades físicas e mecânicas em cada peça feita desse material. Essa variação intrínseca da madeira está associada às condições de desenvolvimento e formação das árvores, uma vez que aspectos ambientais como clima, solo, presença de água, nutrientes e outros fatores impactam em seu crescimento. Além disso, como as árvores são seres vivos, todas as propriedades da madeira possuem semelhanças com as de seus ancestrais. Em vista disso, grande parte da variação nas propriedades mecânicas dessa matéria-prima também pode estar relacionada com sua genética (BODIG; JAYNE, 1982).

De acordo com Karagiannis, Málaga-Chuquitaype e Elghazouli (2016), o entendimento do comportamento mecânico da madeira é complexo, pois esse material é um compósito proveniente de um ser vivo. Outra questão que aumenta ainda mais a dificuldade na modelagem das estruturas de madeira é o comportamento das suas ligações, uma vez que a interação dos diferentes elementos pertencentes às conexões é altamente não linear. A resposta mecânica da madeira está atrelada às conexões no projeto estrutural. Sendo assim, um aspecto fundamental para a segurança das estruturas em madeira é compreender o funcionamento das ligações.

Consoante com Angeli *et al.* (2010), nos sistemas estruturais de madeira, as ligações entre seus elementos estruturais correspondem à parte mais crítica da estrutura. Dessa maneira, existe a necessidade de entender o comportamento dessas conexões baseado nos princípios das propriedades mecânicas dos diferentes componentes estruturais. Para isso, a análise do comportamento da ligação deve levar em consideração o mecanismo de resistência e a deformação desencadeada pela interação dos elementos dessa região.

O colapso de um sistema estrutural de madeira pode, geralmente, acontecer devido aos erros no dimensionamento e/ou na execução das ligações. Duas situações de ruína de parte de uma cobertura de MLC que aconteceram na Europa nos anos 2000 foram desencadeadas na conexão dos elementos estruturais. Um desses colapsos foi em Copenhague, na Dinamarca, onde ocorreu o desabamento de duas treliças da cobertura de uma arena, Figura 3.1. A principal causa desse acidente foi atribuída a um erro no projeto da ligação da treliça próximo ao apoio. O segundo caso de colapso de treliça de uma cobertura aconteceu na cidade de Jyvaskyla, na Finlândia. A causa dessa ruína foi imputada a falta de parafusos nas ligações na etapa de montagem das treliças na indústria responsável (HANSSON; LARSEN, 2005).

Figura 3.1 – (a) vista de cima do desabamento da cobertura e (b) vista da ligação que aconteceu a falha



(a)

(b)

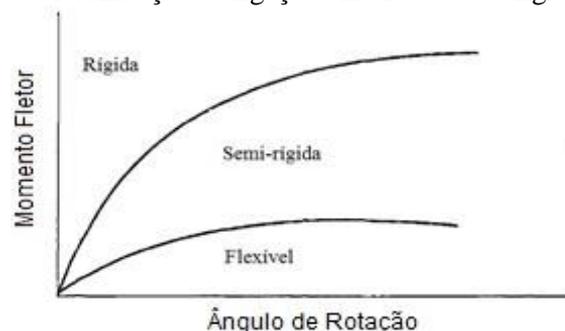
Fonte: Hansson e Larsen (2005)

Os principais fatores que determinam a escolha do tipo de ligação em um determinado sistema estrutural são a praticidade na execução e, também, a produção da peça. Nas estruturas de MLC, as conexões que transferem o momento fletor entre os elementos estruturais são compostas, em sua grande maioria, por vários parafusos ou por chapas de nós. Esses tipos de ligações desempenham sua função satisfatoriamente nos sistemas estruturais de madeira (FRAGIACOMO; BATCHELAR, 2012).

Conforme Negrão *et al.* (2016), nos nós dos pórticos de madeira, a transferência dos esforços solicitantes acontece, principalmente, por meio de ligações do tipo parafusadas em formato geométrico. Nessas ligações de canto que predomina esse tipo de configuração, a viga é inserida por dentro de dois elementos de madeira que formam os pilares. Assim, a transmissão dos esforços ocorre por meio da pressão dos parafusos em corte duplo.

Na literatura, as ligações em uma estrutura podem ser enquadradas em três grupos distintos que dependem, principalmente, de sua rigidez rotacional: ligação rígida, ligação semi-rígida e ligação articulada, Figura 3.2.

Figura 3.2 – Classificação da ligação em vista de sua rigidez rotacional

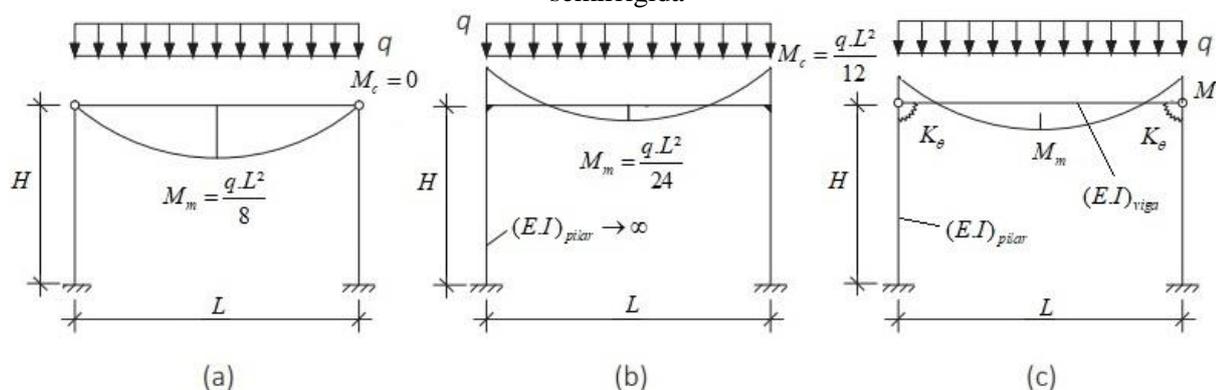


Fonte: Adaptado de Bjorhovde, Colson e Brozzetti. (1990)

Uma ligação rígida tem como principal característica uma rotação global única de corpo rígido devido todas as partes pertencentes a essa ligação terem uma rigidez idealmente infinita. Nesse tipo de ligação, as extremidades dos membros conectados possuem a mesma rotação. Por outro lado, o nó de uma ligação articulada não possui nenhuma rigidez. Assim, para ligações viga-pilar, teoricamente a viga ficaria simplesmente apoiada independentemente da rigidez do pilar (JASPART, 2000).

A ligação do tipo semirrígida está contida entre os dois tipos de ligações mencionados anteriormente, pois contém uma rigidez rotacional finita. Como consequência, ocorre uma rotação relativa entre os elementos estruturais desse nó devido ao momento fletor transmitido (JASPART, 2000). Como pode ser visto na Figura 3.3, somente uma parcela do momento fletor de um carregamento distribuído transmitido por uma ligação rígida é transferida da viga para o pilar quando a ligação é semirrígida. No caso da ligação articulada, não ocorre a transferência de nenhuma parcela do momento fletor da viga para o pilar, Figura 3.3.

Figura 3.3– Distribuição do momento fletor proveniente de um carregamento distribuído em uma viga de um pórtico em função da rigidez rotacional da ligação de canto: (a) articulada (b) rígida e (c) semirrígida



Fonte: Adaptado de Racher (2017)

Consoante com Racher (2017), o momento fletor no canto da viga do pórtico com ligação semirrígida, para a configuração da Figura 3.3 (c), pode ser determinado pela Equação 3.1. Essa despreza, em sua formulação, a contribuição da deformação longitudinal e da deformação oriunda do cisalhamento (RACHER, 2017).

$$M_c = \frac{q \cdot L^2}{8} \cdot \frac{1}{1,5 + \left(\frac{(EI)_{viga}}{(EI)_{pilar}} \right) \cdot \frac{H}{L} + \frac{3 \cdot (EI)_{viga}}{K_\theta \cdot L}} \quad (3.1)$$

Segundo Racher (2017), a rigidez rotacional da ligação no nó de um pórtico pode ser enquadrada como rígida se a relação da Equação 3.2 for um valor superior a 0,85. Todavia, a ligação é considerada articulada se o resultado obtido na Equação 3.2 for inferior a 0,20 (RACHER, 2017). Para valores intermediários aos dois extremos expostos, a ligação do nó de pórtico é considerada como semirrígida (RACHER, 2017).

$$n_m = \frac{1,5}{1,5 + \left(\frac{(E.I)_{viga}}{(E.I)_{pilar}} \right) \cdot \frac{H}{L} + \frac{3 \cdot (E.I)_{viga}}{K_\theta \cdot L}} \quad (3.2)$$

3.1 Ligações parafusadas com geometria circular ou retangular

Muitas das pesquisas em ligações visam estudar seu comportamento mecânico, principalmente, a rigidez rotacional das ligações parafusadas com geometria circular ou retangular entre viga-pilar (BOUCHAÏR; RACHER; BOCQUET, 2007; WANG *et al.*, 2019; SHU *et al.*; 2019). No Brasil, a rigidez rotacional desse tipo de ligação foi o cerne das pesquisas desenvolvidas por Santana (2002) e Stamato (2002).

Santana (2002) conduziu uma pesquisa abrangente sobre a análise não-linear de pórticos planos de madeira com ligações semirrígidas que combinou tanto abordagem experimental quanto análise teórica com implementação computacional. A autora realizou um vasto programa experimental compreendendo ensaios de caracterização da madeira e ensaios de ligação simples e de pórticos planos. A espécie de madeira usada durante o programa experimental da pesquisadora foi a *Goupia glabra*. Pregos de aço com cabeça foram os conectores usados na ligação dos pórticos planos. Várias configurações de pórticos planos foram estudadas experimentalmente com a variação dos parâmetros da ligação pregada circular entre os elementos estruturais do pórtico: quantidade de pregos, tipo de pregos, diâmetro do prego, comprimento do prego, seção transversal dos elementos de madeira e a quantidade de círculos da ligação pregada (um ou dois). Além do exposto, Santana (2002) verificou que os resultados oriundos da análise experimental dos pórticos planos foram coerentes com os resultados obtidos da análise teórica. A pesquisadora realizou uma análise da ligação no programa de elementos finitos ANSYS para verificação dos resultados e desenvolveu um estudo paramétrico da ligação. Conforme Santana (2002), a resistência ao embutimento foi um parâmetro fundamental para entender o comportamento das ligações.

Stamato (2002) desenvolveu um estudo experimental e teórico sobre ligações em estruturas de madeira feitas com elementos estruturais de chapas de madeira compensada. Uma das principais finalidades da pesquisa realizada por Stamato (2002) foi o estudo da rigidez rotacional em nós de pórticos constituídos de madeira serrada e madeira compensada. Para a produção dessas estruturas, o autor usou a madeira de *Pinus taeda* como matéria-prima para as peças de madeira serrada. Ainda, a madeira de pinus também foi usada nas lâminas do compensado. O pesquisador usou dois tipos de ligações para conectar os elementos de madeira: pregada e colada. Stamato (2002) concluiu que a ligação do nó de pórtico pode ser considerada como rígida para os casos analisados em sua pesquisa. O autor verificou que a carga de ruptura do nó de pórtico com ligação colada foi levemente superior a estrutura com ligação pregada.

Bouchaïr, Racher e Bocquet (2007) analisaram o comportamento de ligação parafusada resistente ao momento fletor em elementos de MLC, de forma experimental e numérica. Para isso, os pesquisadores construíram dois protótipos de ligação com pinos em disposição circunferencial, Figura 3.4. Os protótipos eram compostos por um pilar conectado a dois elementos estruturais que faziam parte da viga. A diferença entre os protótipos estava na presença de reforço feito de madeira compensada na região da ligação. Além do estudo experimental que comprovou uma melhor capacidade de resistência da amostra com reforço, os pesquisadores desenvolveram um modelo numérico bidimensional no programa Cast3m a fim de simular o comportamento experimental da ligação. Ademais, os autores fizeram alguns ensaios complementares para realizar a modelagem numérica. Como conclusão, descreveram que o modelo permite realizar análises em ligações parafusadas com as considerações dos comportamentos dos materiais adotadas por eles e estima satisfatoriamente a resposta do sistema estrutural.

Figura 3.4 – Ligação parafusada no formato circular

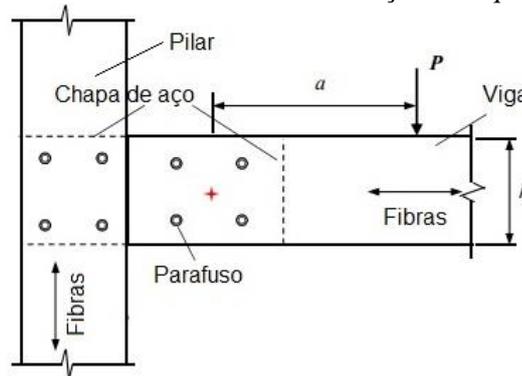


Fonte: Bouchaïr, Racher e Bocquet (2007)

Wang *et al.* (2019) desenvolveram uma pesquisa de caráter experimental e numérico para estudar o comportamento de uma ligação parafusada retangular solicitada apenas pelo momento fletor, pelo esforço cortante combinado com momento fletor e somente pelo esforço cortante. Como consequência, os autores avaliaram uma relação que considera a influência do momento fletor e do esforço cortante na capacidade de carga da ligação, Equação 3.3 e Figura 3.5. Para o programa experimental, Wang *et al.* (2019) elaboraram quatro diferentes tipos de protótipos feitos com elementos estruturais de MLC de *Canadian Spruce-pine-fir* Figura 3.6 e Figura 3.7. O protótipo ilustrado na Figura 3.7 possuía duas configurações que se diferenciavam no comprimento da viga analisada.

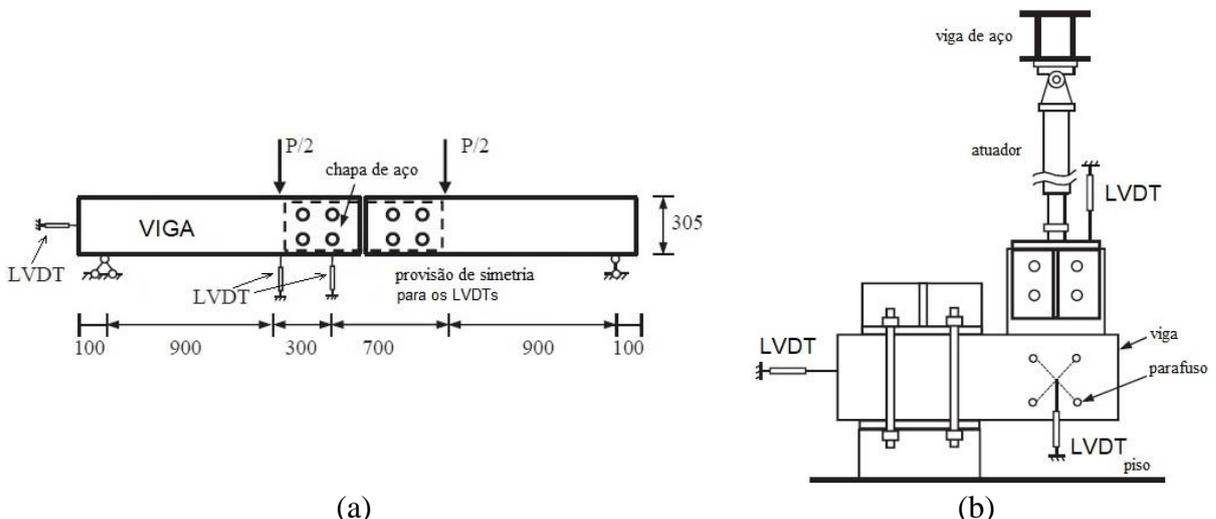
$$\lambda = \frac{P.h}{M} = \frac{P.h}{P.a} = \frac{h}{a} \quad (3.3)$$

Figura 3.5 – Parâmetros usados na relação da Equação 3.3



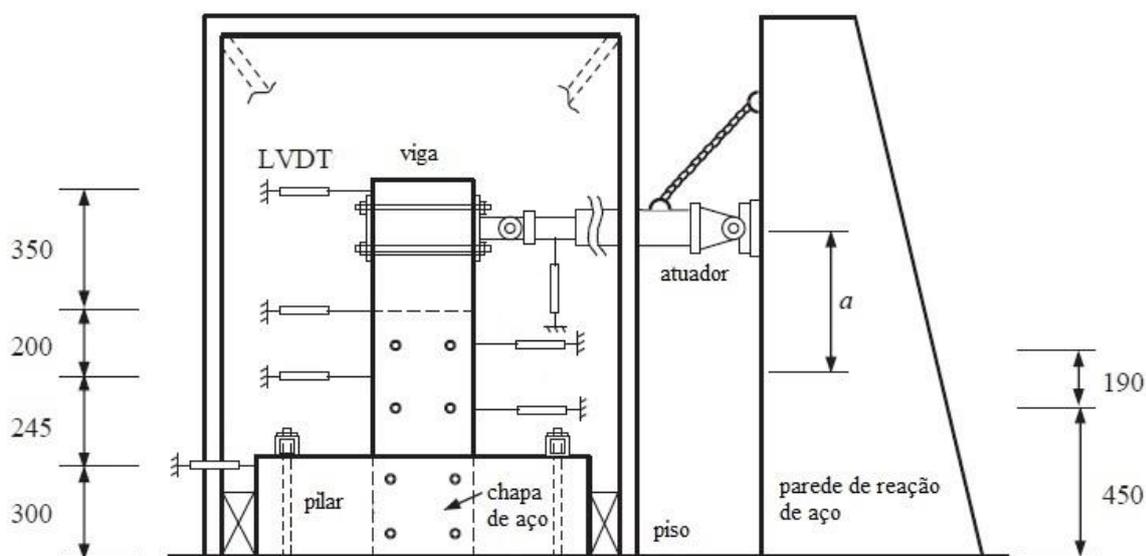
Fonte: Adaptado de Wang *et al.* (2019)

Figura 3.6 – (a) layout do ensaio da ligação parafusada solicitada a momento puro (b) detalhe do ensaio da ligação parafusada solicitada pela força cortante



Fonte: Adaptado de Wang *et al.* (2019)

Figura 3.7 – Detalhe do ensaio da ligação parafusada solicitada por momento fletor e esforço cortante

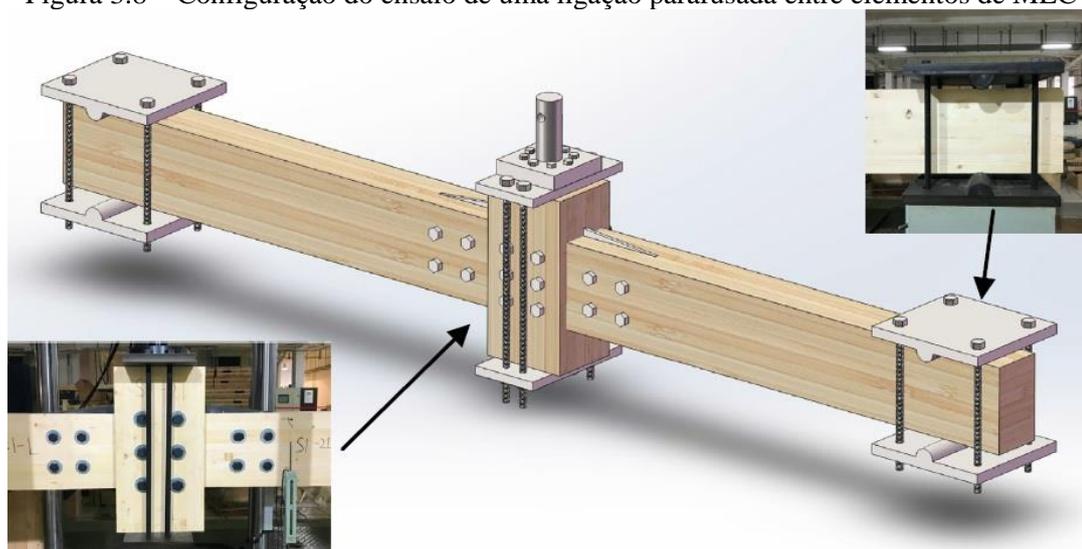


Fonte: Adaptado de Wang *et al.* (2019)

O modelo utilizado para simular o comportamento da MLC pelos autores Wang *et al.* (2019) no ABAQUS foi feito por meio de uma sub-rotina que considerava um modelo elasto-plástico com dano da madeira. Com o modelo devidamente calibrado com os ensaios experimentais, o grupo de pesquisa realizou um estudo paramétrico nesse software com diferentes valores da relação expressa na Equação 3.3. Segundo os autores, a contribuição do momento fletor na resistência da ligação começa a diminuir a partir de valores acima de 31,6 % da relação 3.3. Além disso, a falha do sistema estrutural ocorreu devido à tração perpendicular às fibras nas vigas de MLC e, também, por cisalhamento paralelo às fibras nas vigas de MLC quando existe a combinação do esforço de cortante com o momento fletor.

Shu *et al.* (2019), em seu estudo experimental, numérico e analítico, analisaram a rigidez rotacional de uma ligação parafusada com chapa inserida na viga e no pilar de MLC. Ademais, nessa pesquisa, os autores analisaram o comportamento da ligação por meio de ensaio estático e cíclico. Para realizar esse programa experimental, os pesquisadores produziram os elementos estruturais de MLC com a espécie de madeira conhecida como *Canadian Spruce-pine-fir*. Além disso, dois tipos de ligações foram estudados, sendo que as diferenças entre essas ligações estava, principalmente, no diâmetro do parafuso, no espaçamento dos parafusos, na altura das vigas de MLC e no diâmetro da pré-furação. Essa pré-furação foi realizada nas vigas com diâmetro maior do que os diâmetros dos parafusos. Essa folga foi de 0,5 mm para um tipo de ligação e de 1 mm para a outra configuração de ligação. A configuração dos ensaios realizados pelos autores está apresentada na Figura 3.8.

Figura 3.8 – Configuração do ensaio de uma ligação parafusada entre elementos de MLC



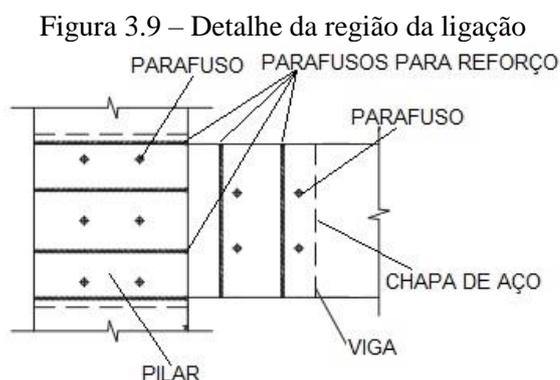
Fonte: Shu *et al.* (2019)

Na análise numérica, Shu *et al.* (2019) escolheram o programa computacional ABAQUS para realizar as simulações das ligações. Nessa pesquisa, a madeira teve seu comportamento simulado por uma curva tri-linear. A primeira parte foi representada por uma reta que considerava as propriedades elásticas do material, enquanto que a segunda parte da reta era definida pelas propriedades plásticas da madeira. A última reta era a ligação entre o final da reta anterior até a ruptura do material. Os autores propuseram doze tipos de configurações diferentes para serem usadas como base de projeto para ligações parafusadas utilizando a chapa metálica estudada. Os pesquisadores estudaram as relações para determinar a resistência ao embutimento e os procedimentos de cálculo da capacidade de carga do parafuso por plano de corte de acordo com quatro documentos normativos distintos. Uma das principais conclusões dessa pesquisa estava relacionada com a folga entre os parafusos e as vigas de MLC. Segundo os autores, essa folga diminuiu a rigidez inicial da ligação parafusada. Assim, uma folga menor que 0,5 mm deve ser usada para melhorar essa propriedade mecânica para níveis baixos de deformações (SHU *et al.*, 2019).

As conexões parafusadas com formatos geométricos, circular ou retangular, usadas nos nós de pórticos planos de MLC podem apresentar baixa rigidez rotacional. Uma solução, para proporcionar uma melhor rigidez e, conseqüentemente, resistência, é o uso de reforço nas proximidades da ligação (BOUCHAÏR; RACHER; BOCQUET, 2007; MIN-JUAN; HUI-FEN, 2015; WANG *et al.*, 2015; ZHANG *et al.*, 2019). Esse reforço pode ser feito por meio de madeira compensada (BOUCHAÏR; RACHER; BOCQUET, 2007), de madeira lamelada colada cruzada (WANG *et al.*, 2015) e de parafusos dispostos na direção perpendicular às

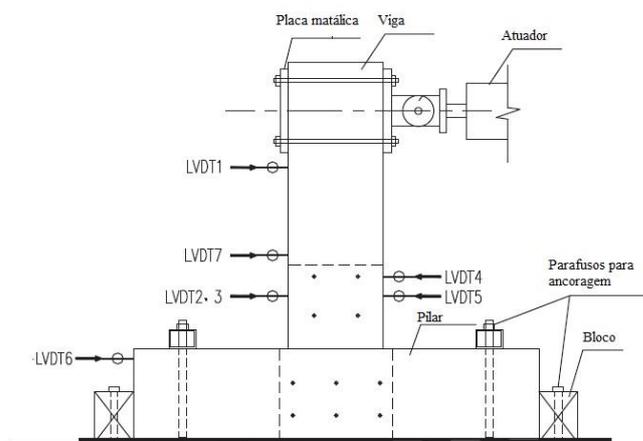
fibras dos elementos estruturais de MLC na região da ligação (MIN-JUAN; HUI-FEN, 2015; WANG *et al.*, 2015; ZHANG *et al.*, 2019).

Min-juan e Hui-fen (2015) avaliaram experimentalmente o comportamento rotacional de uma ligação parafusada entre viga-pilar com reforço por parafuso liso ou parafuso auto-atarraxante. Os parafusos, utilizados para realizar o reforço na ligação, foram posicionados perpendiculares às fibras dos elementos estruturais para diminuir a falha por tração perpendicularmente às fibras nas proximidades dos buracos dos furos dos parafusos, Figura 3.9. Os elementos estruturais de MLC foram produzidos com a espécie *Canadian Spruce-pine-fir*. Os pesquisadores realizaram ensaios estáticos e cíclicos, Figura 3.10, com o intuito de analisar a rigidez, ductilidade, resistência a momento e o modo de falha da ligação reforçada e sem reforço.



Fonte: Adaptado de Min-juan e Hui-fen (2015)

Figura 3.10 – Vista frontal da configuração dos ensaios estáticos e cíclicos



Fonte: Adaptado de Min-juan e Hui-fen (2015)

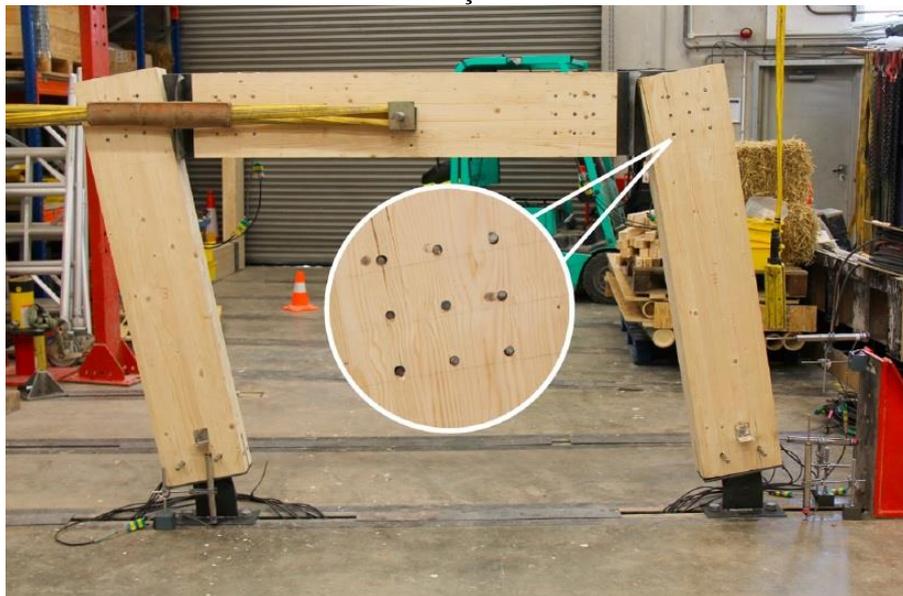
Nos ensaios experimentais estáticos, Min-juan e Hui-fen (2015) notaram, que os reforços utilizados melhoram a resistência última a momento da ligação e permitiram uma

maior rotação antes da falha. O reforço na ligação parafusada com chapa inserida por parafuso auto-atarraxante apresentou melhores resultados para a resistência última a momento da ligação e maior prolongamento da rotação antes da falha do sistema. Os dois tipos de reforços analisados contribuíram para que o modo de ruptura da madeira fosse dúctil, enquanto que, os ensaios com as ligações sem reforços apresentaram uma ruptura frágil da madeira.

Wang *et al.* (2015) realizaram um estudo experimental sobre uma ligação parafusada entre viga-pilar feito de MLC de *Canadian Spruce-pine-fir* com reforço na região da ligação fornecido por madeira lamelada colada cruzada. O interesse dessa pesquisa foi verificar o momento de rotação, a deformabilidade e a energia de dissipação da união. Os pesquisadores realizaram ensaios estáticos e cíclicos. Para fim de comparação, os autores, também, construíram mais dois tipos de configurações de estruturas, uma sem nenhum tipo de reforço e a outra com reforço na região da ligação fornecido por parafusos auto-atarraxantes posicionados na direção normal às fibras. A ligação foi feita por uma placa metálica inserida dentro dos elementos estruturais e a transferência dos esforços foi realizado por quatro pinos em cada elemento. Os autores notaram que a ligação reforçada com parafuso auto-atarraxante apresentou os melhores resultados para o momento de rotação e de energia de dissipação. Contudo, a utilização de madeira lamelada colada cruzada na região da ligação na viga apresentou melhor desempenho nessas propriedades quando comparada com a MLC convencional.

Zhang *et al.* (2019), em sua pesquisa experimental, compararam o comportamento da ligação parafusada com e sem reforço perante um carregamento concentrado estático lateralmente no centro da viga de um pórtico plano, Figura 3.11. O reforço foi feito por meio de parafusos auto-atarraxantes posicionados perpendicularmente às fibras das madeiras nas regiões das ligações e, também, foi realizado reforço na base dos pilares para aumentar a rigidez do apoio. Para o programa experimental, o grupo de pesquisa utilizou elementos estruturais de MLC de uma espécie de madeira europeia. Os resultados mostraram que o reforço fornecido pelos parafusos auto-atarraxantes aumentaram a capacidade momento rotação do pórtico plano e a rotação antes da falha na ligação. Todavia, não houve melhora significativa na rigidez estrutural do sistema. O reforço também controlou a abertura de fissuras e sua propagação nas proximidades dos furos dos parafusos das ligações parafusadas.

Figura 3.11 – Modelo do ensaio experimental de um pórtico plano para o estudo da ligação parafusada reforçada

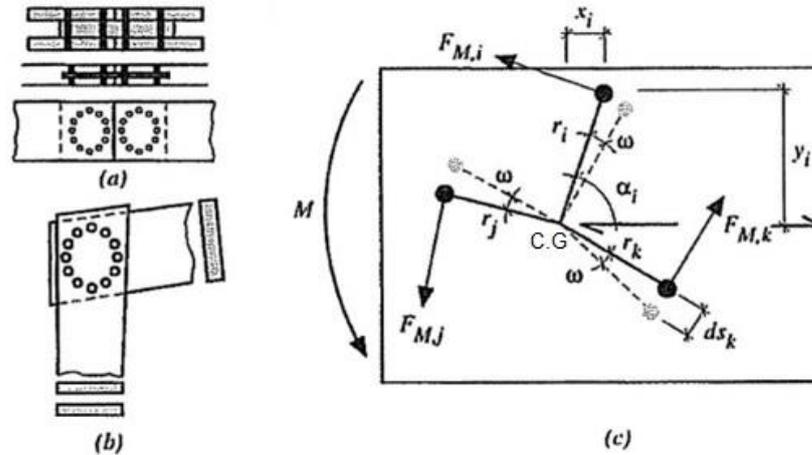


Fonte: Zhang *et al.* (2019)

3.1.1 Capacidade de carga de ligações parafusadas

Atualmente, a norma brasileira vigente, ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a), e o Eurocódigo 5, EN 1995-1-1:2004+A1 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008), não apresentam diretrizes para realizar o dimensionamento de ligações resistente ao momento fletor, uma vez que uma análise estrutural deve ser realizada para cada tipo de ligação. Racher (2017) apresentou um procedimento de cálculo para ser usado no dimensionamento de ligações parafusadas com geometria circular ou retangular. Essa metodologia foi desenvolvida, principalmente, para estimar a capacidade da ligação de emendas de elementos estruturais paralelos, Figura 3.12 (a), e nos nós de pórticos de madeira com uma viga inserida em um pilar com seção composta por duas peças estruturais de madeira, Figura 3.12 (b) (RACHER, 2017). Essa teoria foi embasada no pequeno deslocamento e no módulo de deslizamentos dos conectores usados na ligação, devido ao momento fletor atuante no centro de rotação (C.R.) dos conectores, que por simplificação foi considerado como o centro de gravidade (C.G.) da ligação parafusada, Figura 3.12 (c) (RACHER, 2017). Essa simplificação resulta da consideração equivalente do módulo de deslizamento em todas as direções para os conectores localizados na região da ligação (RACHER, 2017). Consoante com Racher (2017), o equilíbrio do momento fletor no centro de gravidade da ligação da Figura 3.12 (c) pode ser determinado pela Equação 3.4.

Figura 3.12 – (a) ligação parafusada com formato circular para transferência de momento fletor na região de emenda de elementos estruturais paralelos (b) ligação parafusada com formato circular no nó de um pórtico plano (c) equilíbrio do momento fletor no c.g. de uma ligação parafusada



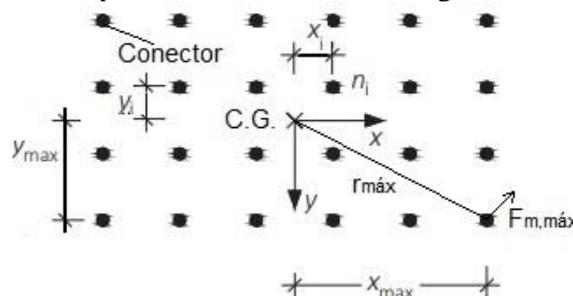
Fonte: Adaptado de Racher (1995)

$$M = \sum_{i=1}^n F_{M,i} \cdot r_i \quad (3.4)$$

Racher (2017) apresentou um desenvolvimento para determinar a força em cada conector oriunda do momento fletor a partir do módulo de deslizamento de cada conector. Segundo Racher (2017), a Equação 3.5 pode ser usada para estimar a força devido ao momento fletor do conector mais solicitado em uma ligação rígida com configuração retangular, Figura 3.13. A direção dessa força é normal a distância do centro de gravidade da ligação e o centro do conector (RACHER, 2017).

$$F_{m,máx} = \frac{M \cdot \sqrt{x_{\max}^2 + y_{\max}^2}}{\sum_{i=1}^n x_i^2 + \sum_{i=1}^n y_i^2} \quad (3.5)$$

Figura 3.13 – Força atuante no parafuso mais distante devido ao momento fletor para uma ligação parafusada em formato retangular



Fonte: Adaptado de Racher (2017)

Consoante com Racher (2017), a força cortante e a força normal atuantes na região da ligação são uniformemente distribuídas entre os conectores dessa localidade, Equação 3.6 e Equação 3.7, respectivamente.

$$F_{v,i} = \frac{F_v}{n} \quad (3.6)$$

$$F_{n,i} = \frac{F_N}{n} \quad (3.7)$$

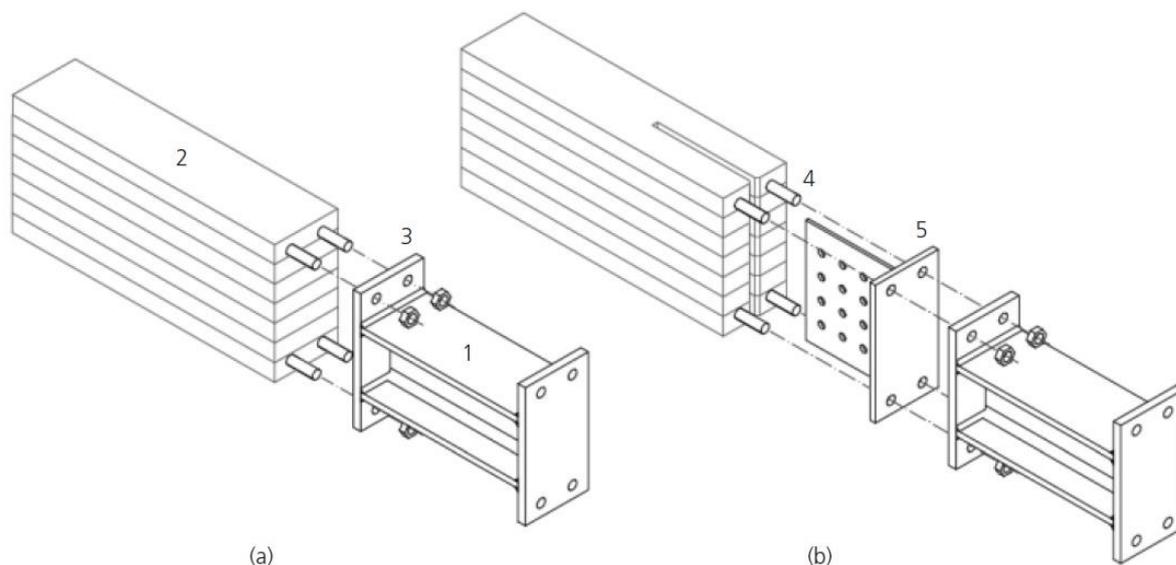
3.2 Outros tipos de ligações para estruturas de madeira

Nos estudos recentes também, percebe-se o interesse em desenvolver novas alternativas de conectores para serem empregadas em construções com elementos estruturais de madeira. Um dos principais enfoques dessas conexões está justamente na transmissão do momento fletor (ANDREOLLI *et al.*, 2011; SALEM; PETRYCKI, 2016; KOMATSU *et al.*, 2018; CEPTELKA; MALO, 2018). Algumas pesquisas desenvolveram novas ligações capazes de conectar elementos de madeira em nós de pórticos (ANDREOLLI *et al.*, 2011; SALEM; PETRYCKI, 2016; KOMATSU *et al.*, 2018) e uma outra pesquisa trouxe uma ligação para ser usada na transferência de esforços em estruturas no formato de arcos (CEPELKA; MALO, 2018).

Andreolli *et al.* (2011) realizaram um estudo teórico e experimental com a finalidade de pesquisar o modo de falha, a resistência última, a rigidez e a dissipação de energia, de uma ligação com um perfil metálico conectado à viga de MLC por meio de uma chapa metálica parafusada com barras de aço coladas com adesivo no interior do material, Figura 3.14 (a). Para os casos onde o esforço cortante é significativo, os pesquisadores avaliaram uma ligação muito parecida com a outra, sendo que a diferença estava em uma chapa metálica no formato de T adicionada na extremidade da ligação com sua alma inserida na viga por meio de colagem, Figura 3.14 (b). Os ensaios foram realizados de duas formas distintas de carregamento, estático e cíclico. Os autores demonstraram que essa ligação pode ser considerada semirrígida na elaboração de projetos, pode ser empregada em diferentes construções de madeira para resistir ao momento fletor, como nos nós dos pórticos planos. Além disso, a aplicação dessa ligação nas edificações de madeira aumenta a agilidade de

execução da obra devido à pré-fabricação dos elementos estruturais com a montagem da ligação realizadas nas empresas (ANDREOLLI *et al.*, 2011)

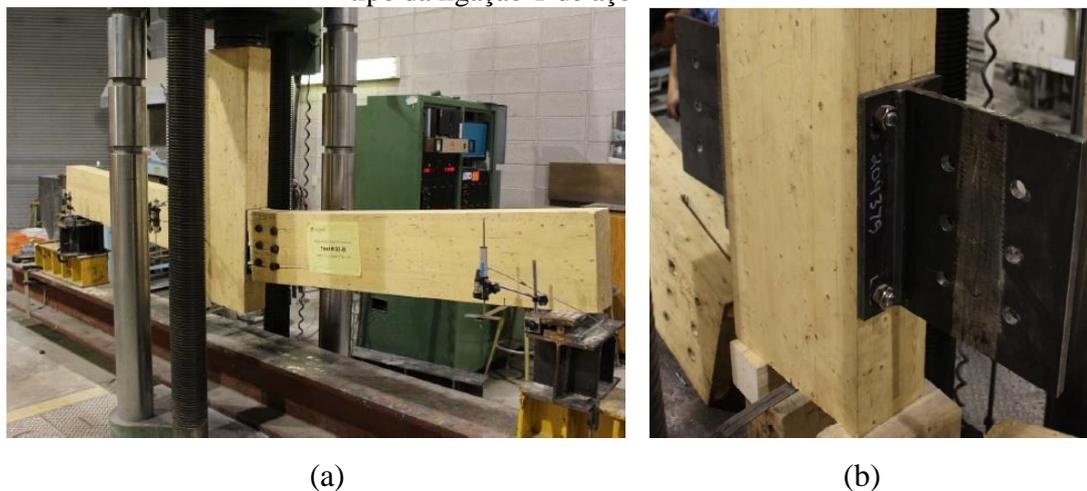
Figura 3.14 – (a) Ligação na madeira feita por barras de aço coladas internamente (b) Ligação na madeira feita por barras de aço e chapa metálica coladas internamente



Fonte: Andreolli *et al.* (2011)

Salem e Petrycki (2016) investigaram experimentalmente o comportamento mecânico de uma ligação entre viga-pilar de MLC por meio de um perfil T de aço, Figura 3.15. Os autores tiveram como finalidade verificar a capacidade resistente ao momento fletor da ligação e identificar o modo de falha da ligação. Para isso, os pesquisadores estudaram quatro tipos de configurações que variavam conforme a quantidade de parafusos na alma da ligação combinada com a distância da última linha de parafuso até a interface entre a mesa da ligação e o pilar. A fixação nos pilares aconteceu por meio de parafusos rosqueados que atravessam todo o pilar. Em vista disso, o mesmo parafuso foi utilizado para realizar a fixação das duas ligações em cada protótipo. Os ensaios foram realizados por meio de carregamento estático e apenas um protótipo de cada configuração foi ensaiado. Segundo Salem e Petrycki (2016) o colapso da ligação aconteceu devido a ruptura frágil da viga de MLC com pequena deformação nos parafusos. A quantidade de parafusos utilizada na alma da ligação contribuiu na ruptura frágil, uma vez que a ruptura fica mais evidenciada com o aumento de parafusos. Os pesquisadores também constataram que a distância da última linha de parafuso até a interface entre a mesa da ligação e o pilar aumenta a capacidade resistente ao momento fletor da conexão.

Figura 3.15 – (a) configuração do ensaio de flexão estática em três pontos da ligação (b) detalhe de um tipo da ligação T de aço



Fonte: Salem e Petrycki (2016)

Komatsu *et al.* (2018) estudaram o comportamento de uma nova ligação com a intenção de ser aplicada, principalmente, em prédios escolares com três andares no Japão. A pesquisa visava o estudo experimental e teórico da ligação considerando um carregamento cíclico para simular os abalos sísmicos em elementos estruturais de MLC. Dois grupos de protótipos foram desenvolvidos: um para simular a ligação entre viga-pilar, Figura 3.16, e outro para simular a conexão entre o pilar e sua fixação na fundação.

Figura 3.16 – (a) Configuração do ensaio experimental do protótipo de ligação (b) detalhe da ligação



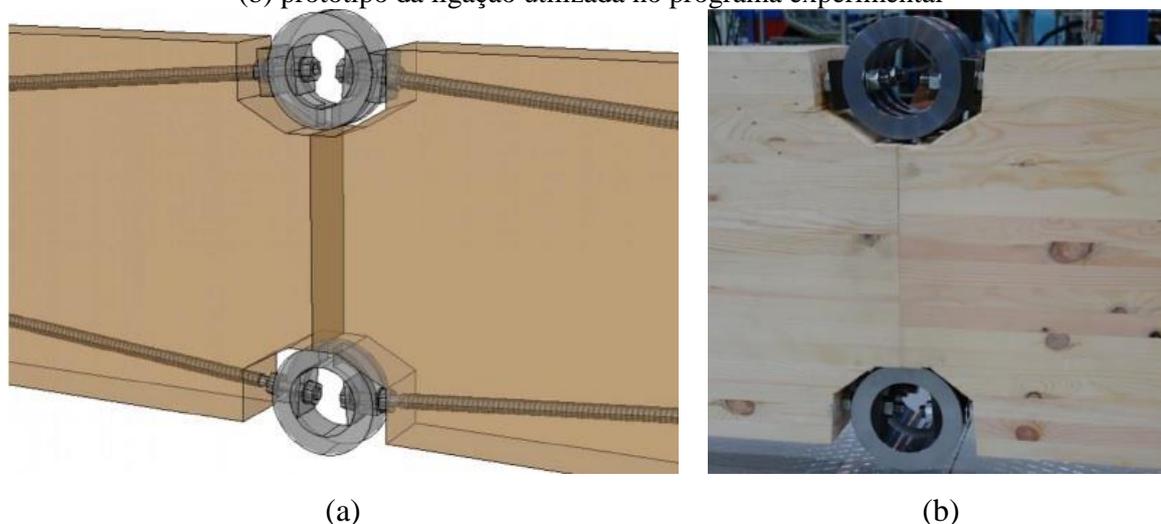
Fonte: Komatsu *et al.* (2018)

A ligação entre viga-pilar era constituída de uma chapa metálica parafusada inserida na viga e fixada no pilar para resistir ao esforço cortante, enquanto que o momento fletor era transmitido por meio de parafusos passantes no pilar interligados por uma chapa metálica aos

parafusos inseridos nas vigas, Figura 3.16 (b) (KOMATSU *et al.*, 2018). Essa ligação era muito parecida à que foi utilizada na ligação entre o pilar e um perfil metálico simulando sua fixação na fundação. Os autores concluíram que a ligação tem grande potencial para ser aplicada nas edificações devido, principalmente, a sua boa rigidez inicial, ductilidade e seu escoamento bem definido. Além disso, foi relatado que essa ligação mitiga a ruptura frágil dos elementos estruturais.

Cepelka e Malo (2018), em sua pesquisa experimental e numérica, analisaram uma ligação para ser empregada na união das peças de MLC em estruturas com formato de arco, Figura 3.17. O estudo contribuiu com o fornecimento de relações que auxiliam na determinação da rigidez rotacional, da capacidade resistente ao momento e da capacidade de carga da ligação oriunda da combinação do momento com a força normal. O comportamento na flexão da ligação foi analisada por meio de ensaio experimental em escala real e por meio da análise numérica desenvolvida no programa ABAQUS.

Figura 3.17 – (a) detalhe da ligação para ser usada na transferência de momento em estruturas de arco (b) protótipo da ligação utilizada no programa experimental



Fonte: Cepelka e Malo (2018)

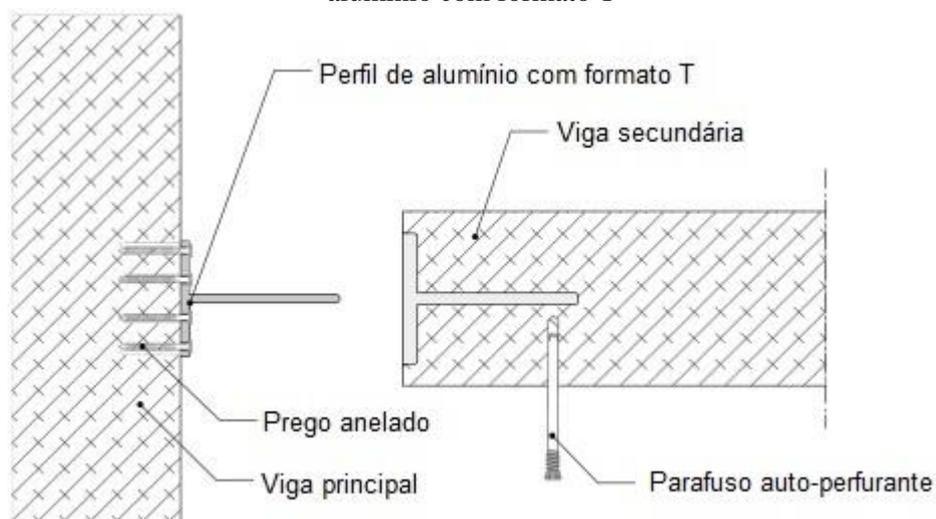
No programa experimental, os pesquisadores usaram elementos estruturais de MLC feitos com a espécie de *Pinus sylvestris* e a conexão foi feita por barras de aço rosqueadas conectadas a um anel metálico para permitir a transmissão dos esforços (CEPELKA; MALO, 2018). Foi utilizada a configuração de ensaio de flexão estática em quatro pontos para determinar as características da ligação. Na avaliação numérica, a madeira teve seu comportamento simulado por uma curva bi-linear. A primeira parte da curva foi representada por uma reta que considerava as propriedades elásticas do material, isotrópico

transversalmente, enquanto que, a segunda parte da reta era definida pelas propriedades plásticas da madeira baseada no critério de Hill. Os autores mostraram que a ligação pode ser empregada na junção de membros de MLC para serem destinados as construções com formato de arco devido a sua capacidade resistente ao momento. A ligação apresentou uma elevada rigidez rotacional. As expressões apresentadas pelos autores para serem usadas no projeto dessa conexão foram confirmadas pelos resultados experimentais e pela análise numérica desenvolvida no trabalho.

3.2.1 Perfil de alumínio com formato T

Nos sistemas estruturais de madeira, as ligações entre vigas secundárias e vigas principais e entre vigas e pilares podem ser realizadas por meio de um perfil de alumínio com formato T (ROTHOBLASS, 2019). A mesa desse tipo de ligação é fixada por parafusos ou pregos na viga principal ou pilar, enquanto que, a alma desse perfil é inserida dentro da viga e conectada por parafusos auto-perfurantes ou cavilha lisa (ROTHOBLASS, 2019), Figura 3.18.

Figura 3.18 – Detalhe da ligação entre a viga secundária e a viga principal usando o perfil de alumínio com formato T



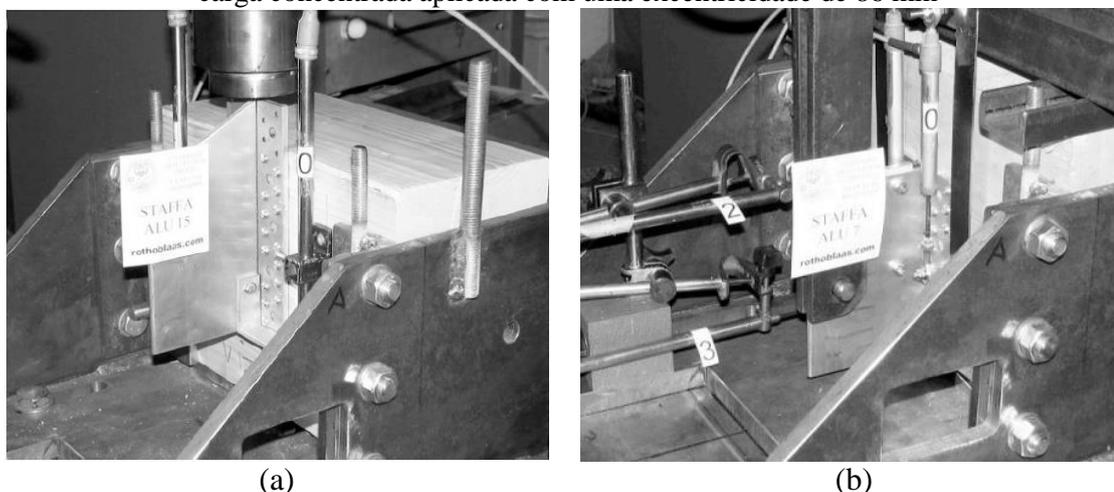
Fonte: Adaptado de Angeli *et al.* (2010)

No Brasil, esse tipo de ligação já pode ser presenciado em alguns sistemas estruturais de MLC. Além disso, essa ligação vem sendo fruto de estudos para compreender o seu comportamento mecânico (ANGELI *et al.*, 2010; BRITO; CALIL JUNIOR, 2018). As principais vantagens desse perfil de alumínio em relação ao perfil de aço são: maior leveza,

facilidade na perfuração do perfil e na sua montagem, utilizando conectores fabricados especificamente para a fixação do perfil. Por outro lado, algumas desvantagens em relação ao perfil de aço são: limitação comercial na espessura do perfil, menor resistência última do material e menor módulo de elasticidade.

Angeli *et al.* (2010) fizeram um estudo, teórico e experimental, sobre ligações entre vigas de MLC de *Picea Abies Karst* feitas com perfis de alumínio com formato T. Primeiramente, os autores realizaram um estudo preliminar de arrancamento dos perfis de alumínio conectados em blocos de madeira, Figura 3.19. No total, os pesquisadores avaliaram 35 amostras com diferentes alturas do perfil de alumínio e usaram dois tipos de conectores para fixar a mesa do perfil no bloco de madeira: pregos anelados e parafusos. Nessa etapa, o carregamento foi concentrado entre a separação da mesa do perfil de alumínio e do bloco de madeira, cisalhamento puro (Figura 3.19 (a)), e com uma excentricidade de 36 mm e 86 mm com relação à interface da conexão entre os dois materiais, Figura 3.19 (b). A capacidade de carga da ligação foi calculada teoricamente e comparada com os resultados experimentais.

Figura 3.19 – (a) ensaio de cisalhamento puro (b) ensaio de arrancamento do perfil de alumínio com carga concentrada aplicada com uma excentricidade de 86 mm

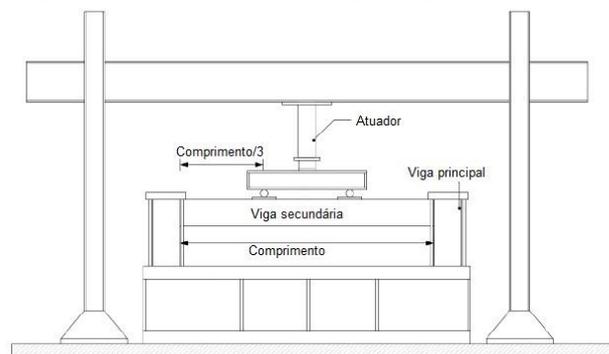


Fonte: Angeli *et al.* (2010)

Na segunda fase da pesquisa, Angeli *et al.* (2010) realizaram ensaios de flexão estática em quatro pontos em estruturas compostas por viga secundária conectada em duas vigas principais em sua extremidade por perfis de alumínio do tipo T, Figura 3.20. Ao todo, os pesquisadores analisaram 12 amostras com diferentes alturas do perfil de alumínio, quantidade de parafusos e pinos e comprimento de vão da viga secundária. Nos dois procedimentos foram medidos os deslocamentos em regiões específicas para determinar a curva força x deslocamento da conexão. Os autores verificaram que os perfis de alumínio no

formato T com pequena altura são suficientes para serem empregados em sistemas estruturais de madeira, e que a força última dessa ligação pode ser calculada com a Equação 3.8.

Figura 3.20 - Configuração do ensaio de flexão a quatro pontos realizado no sistema estrutural



Fonte: Angeli *et al.* (2010)

$$F_{v,d} = \left[\left(\frac{e \cdot z_{máx}}{F_{ax,Rd} \cdot \sum_{i=1}^n z_i^2} \right)^2 + \left(\frac{1}{n \cdot F_{v,Rd}} \right)^2 \right]^{-1/2} \quad (3.8)$$

Brito e Calil Junior (2018) realizaram um estudo experimental para verificar o comportamento mecânico da ligação entre pilar-viga-pilar feita com um perfil de alumínio do tipo T (Rothoblass® ALUMAXI). Quatro pórticos, em escala reduzida, foram produzidos com MLC de *Eucalyptus urograndis*. Cada uma desses protótipos tinha características distintas, sendo que todos eram formados por uma viga conectada a dois pilares por meio do perfil T de alumínio, Figura 3.21. Os ensaios foram realizados com a aplicação de uma carga concentrada no meio da viga e dois relógios comparadores mediram os deslocamentos verticais nas proximidades das ligações.

Figura 3.21 – Amostras usadas na realização da pesquisa

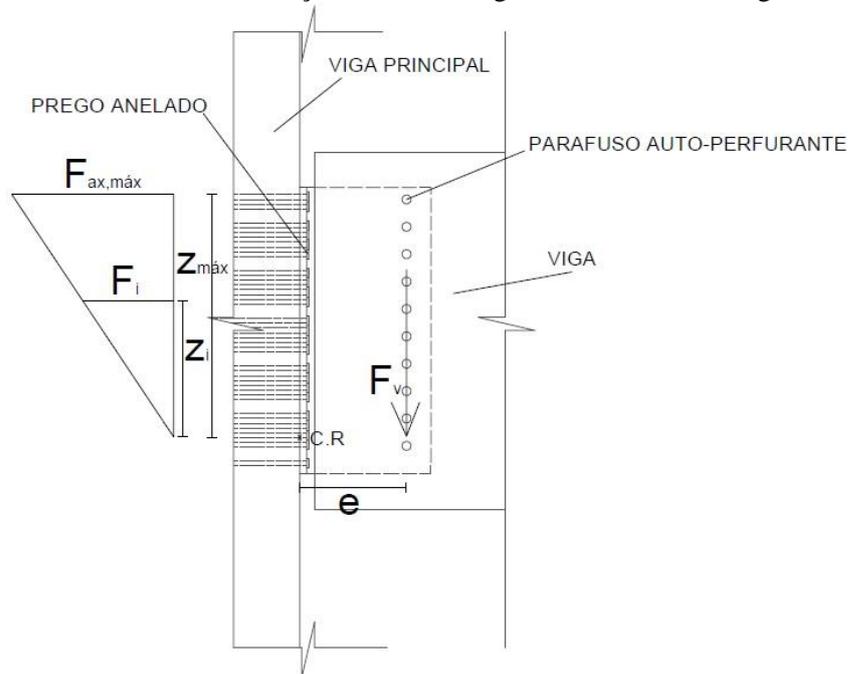


Fonte: Brito e Calil Junior (2018)

Brito e Calil Junior (2018) concluíram que os ensaios realizados em sua pesquisa podem contribuir com a otimização das estruturas semirrígidas usadas entre elementos estruturais de MLC no tocante da avaliação do comportamento da deformabilidade da ligação de alumínio do tipo T.

A ligação abordada na pesquisa desenvolvida por Angeli *et al.* (2010) e Brito e Calil Junior (2018) é empregada como uma conexão articulada que transfere o esforço cortante de vigas secundárias para as vigas principais ou de vigas para os pilares. A solicitação dos pregos conectados na viga principal ou no pilar em relação ao momento fletor proveniente da excentricidade da força cortante da viga secundária ou da viga está apresentada na Figura 3.22. Assim, o equilíbrio do momento fletor no centro de rotação da ligação pregada, desconsiderando a parcela de compressão (situação mais crítica), pode ser expresso a partir da Equação 3.9.

Figura 3.22 – Força de arrancamento dos pregos em relação ao momento fletor proveniente da excentricidade da força cortante da viga secundária ou da viga



Fonte: o autor

$$\sum M = F_v \cdot e - \sum_{i=1}^n F_i \cdot z_i = 0 \quad (3.9)$$

Como pode ser visto na Figura 3.22, o prego mais distante do centro de rotação da ligação na parte superior é o mais solicitado pela força de arrancamento. A máxima força cortante transmitida pelos pregos, com relação ao esforço de momento fletor, é condicionada a capacidade de carga desse prego mais distante. Dessa maneira, com a semelhança de triângulo do carregamento atuante em cada prego, Figura 3.22, tem-se que:

$$\frac{F_{ax,máx}}{F_i} = \frac{z_{máx}}{z_i} \rightarrow F_i = \frac{F_{ax,máx} \cdot z_i}{z_{máx}} \quad (3.10)$$

Substituindo a Equação 3.10 na Equação 3.9, obtém-se a Equação 3.11:

$$\sum_{i=1}^n \frac{F_{ax,máx} \cdot z_i}{z_{máx}} \cdot z_i = F_v \cdot e \rightarrow F_{ax,máx} = \frac{F_v \cdot e \cdot z_{máx}}{\sum_{i=1}^n z_i^2} \quad (3.11)$$

Além da transmissão do momento fletor devido a excentricidade da força cortante, os pregos devem ser capazes de transferir também a força cortante da viga secundária para a viga principal. Assim, o equilíbrio das forças verticais pode ser representado por meio da Equação 3.12.

$$\sum F_y = F_v - \sum_{i=1}^n F_{v,i} = 0 \quad (3.12)$$

Dessa maneira, a força lateral em cada prego pode ser escrita por:

$$F_{v,i} = \frac{F_v}{n} \quad (3.13)$$

A norma de dimensionamento de estruturas de madeira europeia, EN 1995-1-1:2004+A1 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008), apresenta uma inequação que deve ser considerada para determinar a capacidade de carga dos pregos com haste rosqueadas, Equação 3.14. Essa inequação leva em consideração a combinação da força

lateral e a força de arrancamento para o dimensionamento desses pregos. Em vista disso, a força cortante que o prego com haste rosqueada mais solicitado consegue suportar é obtida pela substituição das Equações 3.11 e 3.13 na Equação 3.14, Equação 3.15. Essa equação é semelhante a Equação 3.8 usada no estudo de Angeli *et al.* (2010).

$$\left(\frac{F_{ax,Ed}}{F_{ax,Rd}}\right)^2 + \left(\frac{F_{v,Ed}}{F_{v,Rd}}\right)^2 \leq 1 \quad (3.14)$$

$$\left(\frac{\frac{F_{v,d} \cdot e \cdot z_{m\acute{a}x}}{\sum_{i=1}^n z_i^2}}{F_{ax,Rd}}\right)^2 + \left(\frac{F_{v,d}}{F_{v,Rd}}\right)^2 = 1 \rightarrow F_{v,d} = \left[\left(\frac{e \cdot z_{m\acute{a}x}}{F_{ax,Rd} \cdot \sum_{i=1}^n z_i^2}\right)^2 + \left(\frac{1}{n \cdot F_{v,Rd}}\right)^2 \right]^{-1/2} \quad (3.15)$$

3.3 Força característica de um conector para ligações com chapa metálica inserida em elementos de madeira

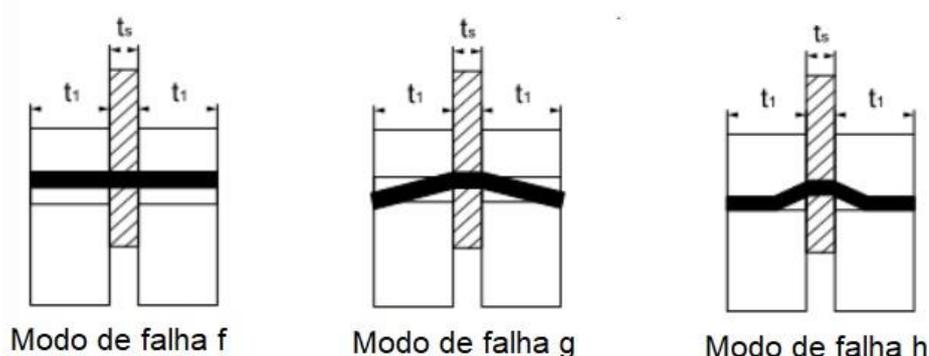
Nos projetos estruturais de madeira feitos no Brasil, a verificação do estado limite último das ligações é realizado por meio do documento normativo ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a). O método de cálculo delineado nesta norma brasileira foi baseado na norma europeia de dimensionamento de estruturas de madeira, Eurocódigo 5. Essa metodologia é conhecida internacionalmente como *European Yield Model* e foi fundamentado na teoria elaborada por Johansen (1949). Em vista do exposto, o dimensionamento das ligações em estruturas de madeira usando os documentos normativos supracitados depende de algumas propriedades dos conectores metálicos e da madeira: resistência ao embutimento, momento resistente e força ao arrancamento. Ainda, a espessura dos elementos estruturais de madeira e o diâmetro dos conectores também são parâmetros que devem ser definidos para determinar a capacidade de carga de cada ligação. Além desses parâmetros descritos, a distribuição dos conectores ao longo dos elementos estruturais de madeira deve obedecer a alguns limites mínimos de espaçamentos mencionados no documento normativo brasileiro e europeu (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008; ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS,

2022a). O momento resistente característico do parafuso usado na determinação da resistência da ligação é obtido pela Equação 3.16. O equacionamento empregado para estimar a resistência ao embutimento da madeira está descrito na seção 5.1.

$$M_{y,Rk} = 0,3 \cdot f_{u,k} \cdot d^{2,6} \quad (3.16)$$

Em certos tipos de ligação em madeira, como a conexão da base do pilar com o bloco de fundação, a união da viga secundária com a viga principal ou um nó de um pórtico, uma chapa de aço é incorporada dentro do elemento estrutural de madeira para efetuar a transmissão de esforços entre os elementos estruturais. Consoante com a ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a), existem três modos de falhas que devem ser levados em consideração para determinar a força característica de um plano de corte por conector para esse tipo de ligação, Figura 3.23. O modo de falha f é caracterizado pelo embutimento do conector metálico na peça de madeira, o modo de falha g é identificado por dois fenômenos distintos, embutimento do conector metálico na madeira e a flexão do conector com formação de rótulas plásticas ao longo do seu comprimento, e o terceiro modo de falha, modo h, envolve somente a flexão do conector metálico com formação de rótulas plásticas ao longo de seu comprimento. A força característica de um plano de corte por conector para o modo de falha f, g e h é determinado pelas Equações 3.17 a 3.19, respectivamente.

Figura 3.23 – Tipos de modos de falhas da ligação com chapa de aço é incorporada dentro do elemento estrutural de madeira



Fonte: Adaptado da Associação Brasileira de Normas Técnicas (2022a)

$$F_{v,Rk} = f_{e1,k} \cdot t_1 \cdot d \quad (3.17)$$

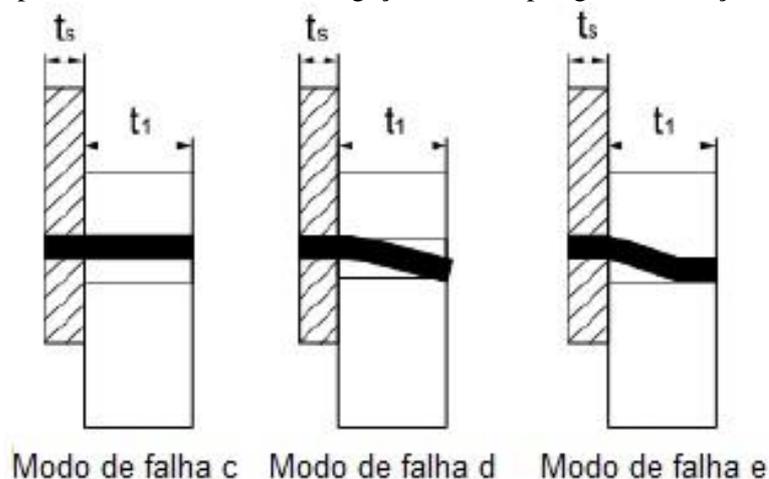
$$F_{v,Rk} = f_{e1,k} \cdot t_1 \cdot d \left[\sqrt{2 + \frac{4 \cdot M_{y,Rk}}{f_{e1,k} \cdot d \cdot t_1^2}} - 1 \right] + \frac{F_{ax,k}}{4} \quad (3.18)$$

$$F_{v,Rk} = 2,3 \left[\sqrt{M_{y,Rk} \cdot f_{e1,k} \cdot d} \right] + \frac{F_{ax,k}}{4} \quad (3.19)$$

Em outros tipos de ligação em madeira, como a fixação do perfil de alumínio em um pilar, uma chapa de aço está em contato somente com uma superfície do elemento estrutural de madeira para efetuar a transmissão de esforços entre os elementos estruturais, corte simples. Essas chapas podem ser enquadradas em duas categorias, dependendo da sua espessura com relação ao diâmetro do conector: chapa fina ou chapa grossa. A chapa considerada fina possui espessura menor ou igual a 0,5 vezes o diâmetro do conector, enquanto que a chapa considerada grossa deve ter uma espessura maior ou igual ao diâmetro do conector e a pré-furação, no elemento estrutural de madeira, deve ter um diâmetro menor ou igual a 1,1 vezes o diâmetro do conector (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a).

De acordo com a ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a), existem três modos de falhas que devem ser considerados para determinar a força característica de um plano de corte por conector para ligações com chapas grossas de aço em corte simples, Figura 3.24.

Figura 3.24 - Tipos de modos de falhas da ligação com chapas grossas de aço em corte simples

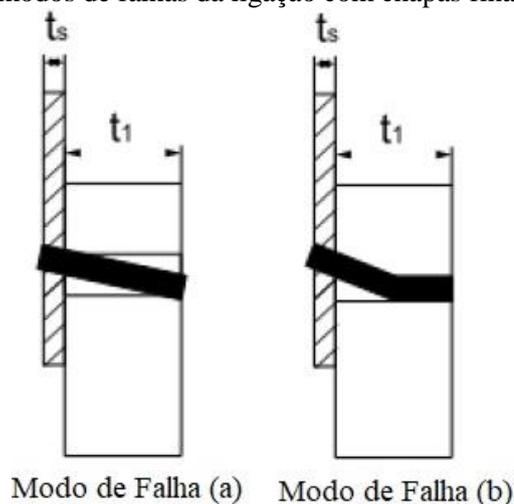


Fonte: Adaptado da Associação Brasileira de Normas Técnicas (2022a)

O modo de falha c é caracterizado pelo embutimento do conector metálico na peça de madeira, o modo de falha d é identificado por dois fenômenos diferentes, embutimento do conector metálico na madeira e a flexão do conector com formação de rótula plástica ao longo de seu comprimento, e o terceiro modo de falha, modo e, envolve somente a flexão do conector metálico com formação de rótulas plásticas ao longo de seu comprimento. A força característica do plano de corte por conector para o modo de falha c, d e e é determinada pelas mesmas equações para chapas de aço central de qualquer espessura apresentadas anteriormente, Equações 3.17 a 3.19, respectivamente (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a).

Segundo a ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a), existem dois modos de falhas que devem ser avaliados para definir o valor da força característica de um plano de corte por conector para ligações com chapas finas de aço em corte simples, Figura 3.25.

Figura 3.25 - Tipos de modos de falhas da ligação com chapas finas de aço em corte simples



Fonte: Adaptado da Associação Brasileira de Normas Técnicas (2022a)

O modo de falha a é caracterizado pelo embutimento do conector metálico na peça de madeira e o modo de falha b envolve somente a flexão do conector metálico com formação de rótulas plásticas ao longo de seu comprimento. A força característica do plano de corte por conector para o modo de falha a e b é determinada pelas Equações 3.20 e 3.21, respectivamente (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a).

$$F_{v,Rk} = 0,4 \cdot f_{e1,k} \cdot t_1 \cdot d \quad (3.20)$$

$$F_{v,Rk} = 1,15 \left[\sqrt{2 \cdot M_{y,Rk} \cdot f_{e1,k} \cdot d} \right] + \frac{F_{ax,k}}{4} \quad (3.21)$$

3.4 Considerações sobre a revisão bibliográfica de ligações em estruturas de madeira

As principais conclusões obtidas a partir da revisão bibliográfica do arrancamento de pregos em peças de madeira são:

- a) As regiões das ligações em estruturas de madeira, principalmente para transmissão do momento fletor, são zonas críticas. O conhecimento do comportamento da ligação é fundamental para o desenvolvimento de um projeto seguro e otimizado.
- b) A rigidez rotacional da ligação impacta no valor de transferência do momento fletor de um elemento estrutural de madeira para outro.
- c) Reforços na região das ligações parafusadas com geometria circular ou retangular contribuem para o aumento da capacidade de carga da conexão e diminuem a falha por tração perpendicular às fibras.
- d) A facilidade da montagem de estruturas de madeira com ligações usando o perfis de alumínio do tipo T é uma grande vantagem em comparação os perfis feitos de aço.

4 ARRANCAMENTO DE PREGOS DA MADEIRA

Nas construções em madeira, existe a predominância da utilização de pregos como os principais fixadores mecânicos. No mercado da construção civil, alguns tipos de pregos que podem ser encontrados e utilizados nessas construções são: os pregos de haste lisa, pregos de haste helicoidal e os pregos de haste anelada, Figura 4.1. Esses conectores são comercializados em diferentes tipos de comprimento, diâmetro e revestimento. Desses conectores, o mais encontrado nos canteiros de obras para ser usado nas construções de madeira é o prego de haste lisa cuja fabricação é feita por meio de um fio de aço com resistência a ruptura superior ou igual a 600 MPa (HILSON, 2017). Entretanto, segundo a EN 1995-1-1:2004+A1 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008), somente os pregos com haste rosqueada (anelado, helicoidal e outros) podem ser usados em projetos de estrutura de madeira para carregamentos axiais permanentes e de longa duração. Conforme a EN 1995-1-1:2004+A1 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008), não é permitido, em projetos, o emprego de nenhum desses tipos de conectores para transmitir forças axiais paralelas às fibras. Estudos mostraram que existe uma diferença entre a resistência ao arrancamento na direção perpendicular às fibras e paralelo às fibras (NOGUCHI, SUGIHARA, 1961; DE PAULA; ROCHA; DO NASCIMENTO, 1988; AYTEKIN, 2008; BARCÍK; GAŠPARÍK; HOREJŠ, 2014). Como pode ser verificada na pesquisa de Aytekin (2008), os pregos de haste lisa inseridos na direção radial e tangencial em corpos de prova de *Quercus robur* L., *Pinus pinea* L., *Pinus nigra* Arnold e *Abies nordmanniana* tiveram uma resistência ao arrancamento mais elevado do que os conectores colocados na direção longitudinal. Barcík, Gašparík e Horejš (2014) obtiveram médias de arrancamento na direção tangencial e radial superiores a direção longitudinal para os pregos de haste lisa, haste anelada e haste helicoidal inseridos em corpos de prova da espécie *Picea abies* L.

Figura 4.1 – Alguns tipos de pregos usados nas construções em madeira: (a) prego de haste anelada (b) prego de haste helicoidal e (c) prego de haste lisa



Fonte: o autor

Com a evolução das construções em madeira e, conseqüentemente, o surgimento de novos produtos engenheirados, como Madeira Lamelada Pregada Cruzada, MLCC, MLC entre outros, e novos tipos de conexões, como perfis de alumínio, o uso dos pregos está cada vez mais presente nas ligações de elementos estruturais de madeira. Além disso, o aço formado a frio permite a produção das ligações denominadas de *joist hangers* ou *joist anchors* que por meio de pregos anelados ou parafusos auto-atarraxantes são usadas em algumas construções em madeira (GEHRI, 2017). No mercado internacional, a empresa italiana Rothoblaas® é uma das principais desenvolvedoras de alguns tipos de ligações metálicas que empregam pregos para serem utilizadas nas conexões de produtos engenheirados de madeira produzidos, principalmente, com as espécies de coníferas. Entretanto, nem todas as espécies de madeira conseguem receber esses tipos de conectores (DE PAULA; ROCHA; DO NASCIMENTO, 1988). Uma dificuldade encontrada pelos pesquisadores de Paula, Rocha e do Nascimento (1988) foi a inserção de pregos de haste lisa em algumas espécies nativas da floresta Amazônica com densidade superior a 650 kg/m³. A partir dessa densidade, as características anatômicas da espécie da madeira (quantidade de parênquima e tamanhos dos poros) determinam se o prego será fixado nessa matéria-prima (DE PAULA; ROCHA; DO NASCIMENTO, 1988). Uma solução para a inserção de pregos em espécies de madeira de alta densidade seria a pré-furação conforme sugere a ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a).

As forças predominantes que atuam nos pregos destinados as construções de madeira são, basicamente, à força de arrancamento, a força lateral e a combinação dessas duas forças. A norma europeia EN 1995-1-1:2004+A1 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008) apresenta duas formulações para considerar a superposição dessas duas forças no projeto de estruturas de madeira. A primeira equação, Equação 4.1, deve ser empregada para o dimensionamento de pregos lisos, enquanto que, a segunda equação, Equação 4.2, deve ser aplicada na verificação dos outros tipos de pregos (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008). Dessas duas solicitações, a força de arrancamento é a solicitação mais crítica para esse tipo de conector. Em vista disso, houve o surgimento de novos tipos de pregos no mercado (abrangendo os pregos anelados e helicoidais) com a intenção de aprimorar a capacidade de arrancamento dos pregos de haste lisa (LUSZCZKI *et al.*, 2013). O combate a essa solicitação de extração dos pregos lisos inseridos nas peças de madeira ocorre na interface de contato entre esses materiais por meio da força de atrito (RAMMER; WINISTORFER; BENDER, 2001). As fibras da madeira entre as cristas dos pregos rosqueados e a força de atrito trabalham juntos para combater a retirada

desses tipos de conectores (CEYLAN; GIRGIN, 2020). Conforme Barcák, Gašparík e Horejš (2014), os dois fatores que contribuem para o desenvolvimento dessa força de atrito gerada na interface de contato são: o comprimento da haste inserida dentro da madeira e a estrutura das fibras da madeira em contato com a haste do prego. Além disso, a força para extrair o prego de haste lisa está associada com o tempo entre a colocação até a retirada do conector (NOGUCHI, SUGIHARA, 1961). Segundo Noguchi e Sugihara (1961), houve um decaimento da força de arrancamento do prego de haste lisa com o aumento do tempo entre a fixação e a retirada do conector ao longo de 4 semanas devido ao relaxamento das tensões geradas durante a colocação desse elemento de ligação.

$$\frac{F_{ax,Ed}}{F_{ax,Rd}} + \frac{F_{v,Ed}}{F_{v,Rd}} \leq 1 \quad (4.1)$$

$$\left(\frac{F_{ax,Ed}}{F_{ax,Rd}} \right)^2 + \left(\frac{F_{v,Ed}}{F_{v,Rd}} \right)^2 \leq 1 \quad (4.2)$$

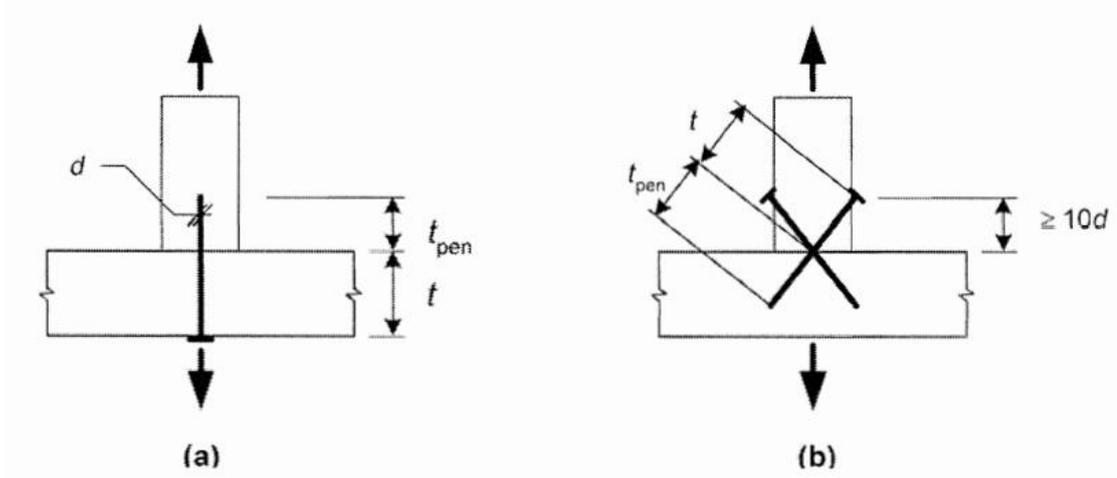
Conforme a EN 1995-1-1:2004+A1 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008), o cálculo da força de arrancamento característica normal às fibras usado no dimensionamento de pregos de haste lisa é feito por meio do menor valor dentre os resultados obtidos das Equações 4.3 e 4.4. Essa mesma propriedade mecânica para outros tipos de pregos deve ser determinada usando o menor valor dentre os resultados provenientes das Equações 4.3 e 4.5 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008). Como pode ser visto na Figura 4.2, o valor de t_{pen} depende do comprimento de penetração da haste no elemento de madeira que recebe a ponta do prego, enquanto que a medida t descreve o comprimento de inserção da haste no elemento de madeira que recebe a cabeça do prego. Cabe destacar que a norma técnica brasileira ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a) não expõe nenhum procedimento para calcular a força de arrancamento para algum tipo de prego.

$$F_{ax,k} = f_{ax,k} \cdot d \cdot t_{pen} \quad (4.3)$$

$$F_{ax,k} = f_{ax,k} \cdot d \cdot t + f_{cabeça,k} \cdot d_h^2 \quad (4.4)$$

$$F_{ax,k} = f_{cabeça,k} \cdot d_h^2 \quad (4.5)$$

Figura 4.2 – Configuração da disposição dos pregos usados na conexão de dois membros de madeira



Fonte: EN 1995-1-1:2004+A1 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008)

4.1 Formulações empíricas para determinação da resistência ao arrancamento

Consoante com Sandhass e Görlacher (2018), a determinação da resistência ao arrancamento de pregos, por meio de formulações empíricas baseadas em análises de regressões, não são encontradas no Eurocódigo 5, principalmente, quando o projetista precisa desses valores para os pregos com haste anelada. Em vista disso, o usuário precisa obter os valores das resistências ao arrancamento dentro dos catálogos dos fabricantes de um determinado tipo de prego com haste diferente da lisa (SANDHASS; GÖRLACHER, 2018). Cabe destacar que Munch-Andersen e Svensson (2016), ao analisar o catálogo de seis fabricantes, identificaram diferenças nas resistências ao arrancamento com os pregos de mesmo tipo (haste lisa e anelada) e geometria semelhante. Uma justificativa para essa diferença entre os fabricantes pode ser explicada pela espécie utilizada na composição dos corpos de prova, uma vez que teriam densidade e umidade diferentes (MUNCH-ANDERSEN; SVENSSON, 2016). Os pesquisadores Werner e Siebert (1991) mostraram que o processo de produção de uma empresa influenciou na resistência ao arrancamento de um tipo de prego de haste anelada devido a modificação da geometria dos anéis da haste causada pelo desgaste do equipamento de fabricação. Também, houve uma diferença no valor dessa propriedade mecânica para um mesmo tipo de prego de haste helicoidal fornecidos por duas fábricas distintas ocasionada pela diferença da profundidade entre as cristas das hastas dos

dois conjuntos de conectores (WERNER; SIEBERT, 1991). Em contraste, Rammer, Winistorfer e Bender (2001) verificaram que não houve diferença na resistência ao arrancamento dos pregos anelados e helicoidal produzidos por diferentes fabricantes após a realização de uma análise de variância.

A EN 1995-1-1:2004+A1 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008) apresenta um equacionamento empírico desenvolvido a partir de uma regressão não linear para determinar a resistência ao arrancamento característico de pregos com haste lisa com penetração do lado da ponta de pelo menos 12 vezes o diâmetro, Equação 4.6. Essa equação, relaciona a densidade característica da madeira com a resistência característica ao arrancamento. Nenhum procedimento de cálculo desta propriedade mecânica para os pregos de haste helicoidal e anelada é apresentada na norma europeia de projeto de estruturas de madeira (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008). Além disso, o documento normativo brasileiro ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a), não apresenta nenhum modelo de cálculo para a determinação da resistência característica ao arrancamento de qualquer tipo de prego. O código brasileiro ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a), somente utiliza o arrancamento do prego na parcela do efeito corda da força característica calculada por plano de corte de cada prego em uma ligação solicitada por forças laterais.

$$f_{ax,k} = 20 \cdot 10^{-6} \cdot \rho_k^2 \quad (4.6)$$

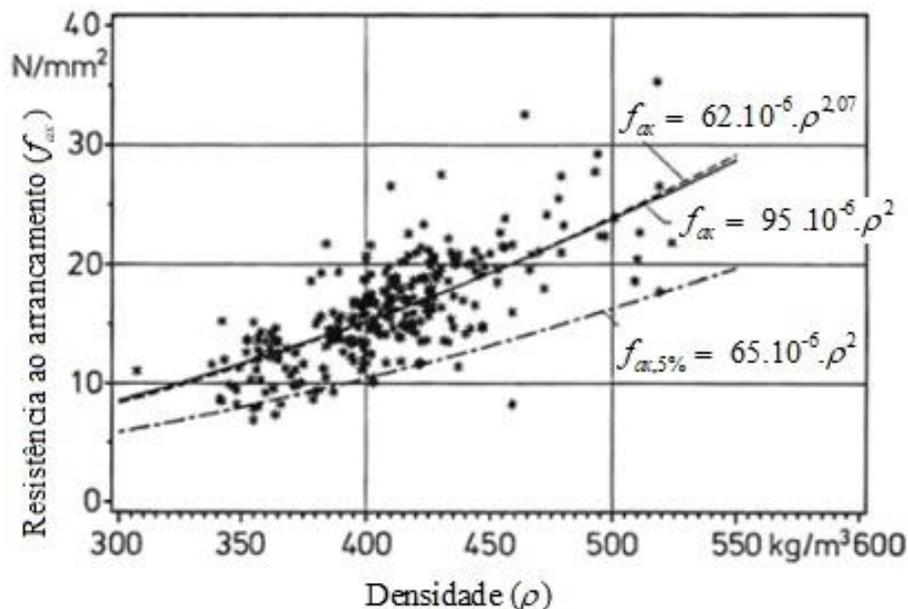
Pesquisas foram desenvolvidas com o objetivo de propor um equacionamento empírico para a determinação da resistência ao arrancamento para os pregos com haste anelada (EHLBECK; SIEBERT, 1988; WERNER; SIEBERT, 1991; RAMMER; WINISTORFER; BENDER, 2001; RAMMER; MENDEZ, 2008; SANDHASS; GÖRLACHER; 2018). No final da década de 80 do século XX, Ehlbeck e Siebert (1988) sugeriram um equacionamento para ser inserido no Eurocódigo 5, Equação 4.7. Essa equação relaciona a resistência ao arrancamento característica com a densidade característica da madeira onde está inserido a ponta do prego. Esse equacionamento foi desenvolvido para ser utilizado em pregos com haste anelada e helicoidal com um ângulo de rosca menor que 60° (EHLBECK; SIEBERT, 1988).

$$f_{ax,k} = 36 \cdot 10^{-6} \cdot \rho_k^2 \quad (4.7)$$

No início dos anos 90 do século XX, Werner e Siebert (1991), em sua pesquisa experimental, exibiram um equacionamento para a determinação da resistência ao arrancamento de pregos de haste anelado, Equação 4.8. Essa equação empírica foi desenvolvida a partir de uma regressão não linear dos resultados obtidos dos ensaios de arrancamento dos pregos anelados com diferentes tipos de tratamento de sua superfície (galvanizado, cromado, zincado e sem revestimento), Figura 4.3 (WERNER; SIEBERT, 1991). Além disso, os autores apresentaram uma equação que abrange o quinto percentil dos valores obtidos nos ensaios para os pregos anelados pesquisados, Equação 4.9 (WERNER; SIEBERT, 1991).

$$f_{ax} = 62.10^{-6} \cdot \rho^{2,07} \quad (4.8)$$

Figura 4.3 – Gráfico da resistência ao arrancamento versus densidade



Fonte: Adaptado de Werner e Siebert (1991)

$$f_{ax,5\%} = 65.10^{-6} \cdot \rho^2 \quad (4.9)$$

Rammer, Winistorfer e Bender (2001) propuseram uma expressão para obter a resistência média ao arrancamento por unidade de comprimento de penetração dos pregos anelados a partir dos dados coletados em sua pesquisa, Equação 4.10. Essa expressão empírica foi estabelecida para os pregos anelados com diâmetro variando de 2,52 mm a 5,26 mm inseridos em madeiras das espécies de *Pseudotsuga menziesii* e *Spruce-pine-fir*

(RAMMER; WINISTORFER; BENDER, 2001). O valor coeficiente de determinação foi de 0,57 para equação empírica apresentada pelos pesquisadores (RAMMER; WINISTORFER; BENDER, 2001).

$$W = 42,8.G^{1,38} .d \quad (4.10)$$

No final da primeira década do século XXI, Rammer e Mendez (2008) recomendaram dois equacionamentos para serem usados no cálculo da resistência ao arrancamento por comprimento de penetração dos pregos de haste anelada, Equação 4.11 e Equação 4.12. As duas equações foram desenvolvidas por meio de regressões não lineares. A Equação 4.11 foi feita para os pregos de haste anelada sem galvanização, enquanto que a Equação 4.12 foi concebida para os pregos de haste anelada galvanizada (RAMMER; MENDEZ, 2008). O equacionamento para os pregos sem galvanização foi oriundo de um programa experimental usando três diâmetros de pregos diferentes e cinco espécies de madeira usadas em edificações norte americanas (RAMMER; MENDEZ, 2008). O equacionamento para os pregos galvanizados foi fruto do mesmo programa experimental, todavia somente três espécies de madeira foram usadas (RAMMER; MENDEZ, 2008).

$$W = 5360.G^{1,94} .d^{0,62} \quad (4.11)$$

$$W = 3320.G^{1,47} .d^{0,61} \quad (4.12)$$

Sandhass e Görlacher (2018) apresentaram um modelo empírico a partir de uma regressão não linear para a determinação, principalmente, da resistência ao arrancamento para os pregos com haste anelada, Equação 4.13. A correlação obtida pelos pesquisadores apresentou um coeficiente de determinação (R^2) de apenas 0,11 (SANDHASS; GÖRLACHER; 2018). Essa equação foi desenvolvida a partir da compilação de 2316 ensaios oriundos de dados e catálogos de diferentes empresas (SANDHASS; GÖRLACHER; 2018). Além disso, a espécie de madeira de *Picea abies* foi a escolhida pelos fabricantes dos conectores para a realização dos ensaios de arrancamento dos pregos (SANDHASS; GÖRLACHER; 2018).

$$f_{ax} = 3,6.10^{-3} .\rho^{1,38} \quad (4.13)$$

O documento ETA-04/0013 (EUROPEAN TECHNICAL ASSESSMENT, 2019) disponibilizado pela *European Technical Assessment* fornece um equacionamento para a determinação da resistência ao arrancamento de pregos com haste anelada, Equação 4.14. Essas relações só podem ser utilizadas para os pregos de haste anelada inseridos em madeiras com densidade característica menor do que 460 kg/m³ (EUROPEAN TECHNICAL ASSESSMENT, 2019). A determinação dessa propriedade mecânica por meio dessa equação só pode ser empregada para madeira sólida com classe de resistência entre C14-C40, MLC com classe de resistência maior que GL24c e para outros tipos de produtos feitos de madeira (EUROPEAN TECHNICAL ASSESSMENT, 2019).

$$f_{ax,k} = \min \left\{ \begin{array}{l} 6,125 \cdot \left(1 + \frac{1,5 \cdot d}{l_g} \right) \cdot \left(\frac{\rho_k}{350} \right) \\ \left(10,92 - 0,0158 \cdot d - 0,0968 \cdot l_g \right) \left(\frac{\rho_k}{320} \right)^2 \end{array} \right. \quad (4.14)$$

Rammer (2021) também apresentou um equacionamento para ser usado na determinação da força máxima ao arrancamento de pregos com haste anelada sem revestimento, Equação 4.15. Essa equação foi desenvolvida por meio de ensaios realizados para pregos de haste anelada com um espaçamento entre os anéis variando de 1,27 mm a 1,96 mm e a diferença observada entre os diâmetros dos anéis e da haste foi superior a 0,2 mm (RAMMER, 2021). Rammer (2021) comentou que o processo de galvanização dos pregos com haste anelada diminui levemente a força máxima de extração do conector.

$$F_{ax,m\acute{a}x} = 77,57 \cdot G^2 \cdot d \cdot l_p \quad (4.15)$$

A resistência ao arrancamento de pregos foi abordada em pesquisas com madeira sólida (WERNER; SIEBERT, 1991; RAMMER; WINISTORFER; BENDER, 2001; RAMMER; MENDEZ, 2008), MLCC (CEYLAN; GIRGIN, 2020; ABDOLI *et al.*, 2022), MLCC híbrida (MAHDAVIFAR *et al.*, 2018), LVL (CELEBI; KILIC, 2007), *structural composite lumber* (MALEKI *et al.*, 2017) e painéis de compensado reforçados com fibra de vidro (BAL, 2017). Todavia, existe uma dificuldade em encontrar trabalhos científicos que abordam esse tema em amostras de MLC. As pesquisas sobre a resistência ao arrancamento em MLC tiveram como o foco os parafusos auto-atarraxantes (RINGHOFER; BRANDNER; SCHICKHOFER, 2013;

HANNA; TANNERT, 2021), barras de aços coladas (HUNGER *et al.*, 2016; LING *et al.*, 2018; GEČYS *et al.*, 2020), barras rosqueadas (STAMATOPOULOS; MALO, 2015) e parafusos passantes (HASSAN *et al.*, 2021). Dessa maneira, novos estudos são necessários para entender o comportamento mecânico da extração de pregos em peças de MLC devido à pouca informação sobre o tema. Além disso, Sandhass e Görlacher (2018) comentaram que informações sobre a capacidade de carga à extração de pregos anelados também são difíceis de encontrar na literatura.

4.2 Influência do diâmetro do conector

O aumento da resistência ao arrancamento dos pregos pode estar associado com diâmetro desse fixador (NOGUCHI, SUGIHARA, 1961; RAMMER; WINISTORFER; BENDER, 2001; RAMMER; MENDEZ, 2008). Segundo Rammer, Winistorfer e Bender (2001), uma melhoria dessa propriedade mecânica foi verificada ao aumentar o diâmetro de três diferentes tipos de pregos (prego de haste lisa, haste anelada e haste helicoidal) juntamente com o aumento da densidade específica das madeiras (*Spruce-pine-fir*) usadas no programa experimental. Rammer e Mendez (2008) observaram uma maior resistência ao arrancamento por profundidade de penetração do conector anelado à medida que o diâmetro era aumentado de 3,43 mm para 5,08 mm. Esses resultados foram observados para três diâmetros de pregos distintos, 3,43 mm, 4,50 mm e 5,08 mm, colocados nas madeiras de *Tilia americana*, *Spruce-pine-fir*, *Pseudotsuga menziesii*, *Quercus alba* e *Southern pine* (RAMMER; MENDEZ, 2008). Essa tendência não foi confirmada ao aumentar o diâmetro do prego de 4,50 mm para 5,08 mm na espécie de madeira *Tilia americana* (RAMMER; MENDEZ, 2008). Rammer e Mendez (2008) também verificaram que existiu uma relação linear entre o diâmetro do prego anelado e a resistência ao arrancamento por profundidade de penetração para as amostras ensaiadas, entretanto, para diâmetros elevados dos pregos anelados galvanizados e sem galvanização inserida na espécie de madeira *Tilia americana*, essa relação não foi linear.

4.3 Influência do tipo de prego

Outro parâmetro que pode influenciar nessa propriedade mecânica é o tipo de prego utilizado para fixação (SKULTETI *et al.*, 1997; RAMMER; WINISTORFER; BENDER, 2001; LUSZCZKI *et al.*, 2013; BARCÍK; GAŠPARÍK; HOREJŠ, 2014). A resistência ao

arrancamento dos pregos anelados galvanizados e sem galvanização foi superior aos pregos lisos na pesquisa experimental desenvolvida por Skulteti *et al.* (1997). Rammer, Winistorfer e Bender (2001), em uma parte de seu estudo, discutiram sobre a diferença entre as médias dessa propriedade mecânica obtidas nas amostras compostas pela a madeira de *Spruce-pine-fir* e pregos de haste anelada, helicoidal e lisa. Os pesquisadores verificaram que a média da resistência ao arrancamento dependeu do tipo de prego usado na madeira, sendo o maior valor para as amostras com pregos anelados e o pior resultado para as amostras com pregos lisos (RAMMER; WINISTORFER; BENDER, 2001). Entretanto, não houve diferença estatística significativa na média da resistência ao arrancamento após uma análise de variância para as amostras com pregos de haste lisa, haste anelada e haste helicoidal quando os diâmetros desses conectores eram de 3,33 mm, 3,43 mm e 3,43 mm, respectivamente (RAMMER; WINISTORFER; BENDER, 2001).

Luszczki *et al.* (2013) mostraram que o tipo de prego possui influência na capacidade de carga na extração, pois os pregos anelados e helicoidal atingiram resistência ao arrancamento muito superior aos pregos de haste lisa comum em sua pesquisa experimental. A madeira de *Spruce-pine-fir* foi a espécie utilizada pelos pesquisadores para a realização de todos os ensaios de arrancamento (LUSZCZKI *et al.*, 2013). Em contraste, Barčík, Gašparík e Horejš (2014) verificaram que a maior resistência a extração aconteceu para os pregos anelados combinados com a madeira de *Picea abies* L. sem e com modificação térmica, sendo que os pregos de haste lisa atingiram uma maior resistência quando comparado com os pregos de haste helicoidal. O baixo ângulo das roscas dos pregos helicoidal pode ter sido o motivo para esses fixadores terem apresentado o pior desempenho, uma vez que esse ângulo não garante uma força de atrito adequada segundo Barčík, Gašparík e Horejš (2014).

4.4 Influência da galvanização

A superfície dos pregos pode passar por alguns processos de revestimento para proteger o material contra a corrosão. Uma maneira de proteção do material seria o processo de galvanização que pode ser feito por alguns tipos de procedimentos: a imersão a quente, o banho de zinco eletrolítico, a cementação pelo zinco e entre outros. O processo consiste, basicamente, da aplicação de uma película de zinco na superfície dos pregos para aumentar sua vida útil contra o intemperismo. Entretanto, essa alteração da superfície pode alterar a resistência ao arrancamento dos pregos anelados inseridos em peças de madeira serrada (WERNER; SIEBERT, 1991; SKULTETI *et al.*, 1997; RAMMER; MENDEZ, 2008) e

MLCC (CEYLAN; GIRGIN, 2020). Takanashi *et al.* (2016) pesquisaram o efeito da corrosão sobre a resistência ao arrancamento dos pregos de haste lisa inseridos em madeiras de *Abies sachalinensis* que passaram por processo de apodrecimento por meio do fungo *Fomitopsis palustres*. Segundo os pesquisadores, um aumento da resistência foi constatado em pregos com ferrugem quando comparados com os valores dos pregos com pouca ferrugem (TAKANASHI *et al.*, 2016). Todavia, nenhuma diferença significativa no valor dessa propriedade mecânica foi verificada devido ao aumento percentual do diâmetro do conector acima de 2 % provocado pelo processo de corrosão (TAKANASHI *et al.*, 2016).

Na pesquisa desenvolvida por Werner e Siebert (1991), houve uma melhoria dessa propriedade mecânica para os pregos de haste anelada galvanizada por imersão quente e cementação de zinco quando comparado com esses tipos de conectores sem nenhum acabamento da superfície. Esses pesquisadores verificaram um decréscimo na resistência ao arrancamento quando os pregos de haste anelada passavam pelo processo de eletro galvanização de sua superfície (WERNER; SIEBERT, 1991). No estudo experimental coordenado por Rammer e Mendez (2008), os pregos anelados galvanizados por imersão a quente de todos os diâmetros atingiram uma média de 85 %, 95 % e 90 % da resistência ao arrancamento dos pregos anelados sem galvanização de semelhantes propriedades geométricas nas madeiras de *Spruce-pine-fir*, *Pseudotsuga menziesii* e *Southern pine*, respectivamente. Os autores comentaram que apenas uma combinação (prego anelado galvanizado com diâmetro de 0,2 polegadas inseridos na madeira *Pseudotsuga menziesii*) não apresentou diferença estatística em sua média a extração quando comparado com prego anelado de mesma característica sem galvanização (RAMMER E MENDEZ, 2008). Os pesquisadores Skulteti *et al.* (1997) verificaram um decréscimo na média da resistência a extração dos pregos anelados galvanizados inseridos em peças de madeira de *Southern Pine* em relação aos pregos sem revestimento protetor. Essa diminuição foi fruto da película de zinco na superfície da haste do prego que preenche o vazio entre os anéis (SKULTETI *et al.*, 1997).

Ceylan e Girgin (2020) mostraram que ocorreu uma melhora na resistência ao arrancamento de pregos anelados galvanizados em peças de MLCC feitas de *Picea abies* quando esses são revestidos por resina. Além disso, os autores comentaram que a resistência ao arrancamento de pregos anelados revestidos por fosfato é maior do que de pregos anelados galvanizados para a MLCC (CEYLAN; GIRGIN, 2020).

4.5 Influência da espécie de madeira

Outros estudos desenvolvidos mostraram que a espécie de madeira também influencia na resistência ao arrancamento dos pregos (NOGUCHI, SUGIHARA, 1961; AYTEKIN, 2008). Consoante com Noguchi e Sugihara (1961), essa diferença está relacionada com alguns fatores intrínsecos da madeira: resistência, estrutura e composição. Como pode ser visto no estudo desenvolvido por Aytekin (2008), a madeira da espécie de carvalho atingiu valores maiores de força máxima de extração dos pregos de haste lisa do que as espécies de coníferas empregadas em sua pesquisa, *Pinus pinea* L., *Pinus nigra* Arnold e *Abies nordmanniana*. Essa superioridade da madeira de carvalho referente a média dessa propriedade mecânica foi verificada, principalmente, para as direções radial e tangencial (AYTEKIN, 2008).

4.6 Influência do tratamento térmico

O processo de modificação térmica da madeira visa, principalmente, alterar as propriedades mecânicas dessa matéria-prima com a utilização do calor. Em vista dessa melhoria, Barcík, Gašparík e Horejš (2014) avaliaram experimentalmente a influência da modificação térmica da madeira de *Picea abies* L. na resistência ao arrancamento de pregos de três tipos: haste lisa, haste helicoidal e haste anelada. Os autores estudaram quatro tipos de corpos de prova diferentes: sem modificação térmica e com modificação térmica com uma temperatura final de 140, 180 e 220 °C. Segundo os pesquisadores, a resistência ao arrancamento dos três tipos de pregos diminuiu nas três direções estudadas (radial, tangencial e longitudinal) com o aumento final da temperatura de modificação. Os melhores resultados foram observados para as amostras sem modificação (BARCÍK; GAŠPARÍK; HOREJŠ, 2014). Barcík, Gašparík e Horejš (2014) comentaram que essa queda na resistência ao arrancamento dos pregos se deve a degradação da coesão da estrutura da madeira em temperaturas elevadas. Entretanto, os autores verificaram que o prego de haste lisa teve uma melhora na resistência ao arrancamento para madeira com modificação térmica com uma temperatura final de 140 °C quando comparada com a madeira sem tratamento ao analisar os resultados considerando cada tipo de prego. Essa melhora da resistência ao arrancamento do prego de haste lisa também foi verificada nas amostras de *Populus nigra* e *Abies alba* termo modificadas à 135 °C no estudo de Taghiyari, Gholamiyan e Karimi (2012), sendo que houve uma diminuição da resistência ao arrancamento do prego de haste lisa na amostra de *Fagus orientalis* termo modificado a 135 °C quando comparada com a amostra sem termo

modificação. Segundo os pesquisadores, a diminuição dessa propriedade mecânica para a espécie de *Fagus orientalis* pode estar associada com sua densidade e também por conta da espécie utilizada no processo de modificação térmica (TAGHIYARI; GHOLAMIYAN; KARIMI, 2012).

4.7 Influência da variação de temperatura

As construções em madeiras em determinadas regiões do planeta estão sujeitas a gradientes de temperatura significantes. Em vista disso, Gašparík *et al.* (2022) estudaram o impacto da variação da temperatura na resistência ao arrancamento dos pregos de haste lisa, anelada e helicoidal, colocados em amostras de *Picea abies* (L.) H. Karst. e *Larix decidua* Mill. Três grupos de madeira foram separados para a produção dos corpos de prova: sem alteração térmica, com a matéria-prima passando por um processo de resfriamento a -15°C e aquecimento a 70°C e com a madeira passando por um processo de resfriamento a -25°C e aquecimento a 70°C (GAŠPARÍK *et al.*, 2022). Os autores verificaram que a variação de temperatura na madeira antes da realização dos ensaios diminuiu a resistência ao arrancamento de todos os tipos de pregos, tanto nas direções tangencial e radial como também para as espécies de madeira estudada (GAŠPARÍK *et al.*, 2022). Gašparík *et al.* (2022) concluíram que essa redução é fruto da alteração do teor de umidade contido na madeira que provoca a mudança na densidade do material, assim essa propriedade mecânica fica comprometida.

4.8 Considerações sobre a revisão bibliográfica do arrancamento de prego

As principais conclusões obtidas a partir da revisão bibliográfica do arrancamento de pregos em peças de madeira são:

- a) A densidade da madeira é o principal parâmetro que influencia na resistência arrancamento dos pregos. Outros fatores que podem contribuir para alterar essa propriedade mecânica são: diâmetro, tipo de prego, galvanização da superfície, espécie de madeira usada para a fixação, tratamento térmico e variação da temperatura;
- b) A norma brasileira de dimensionamento de estruturas de madeira 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a) necessita inserir, em sua próxima revisão, um procedimento de cálculo para considerar a

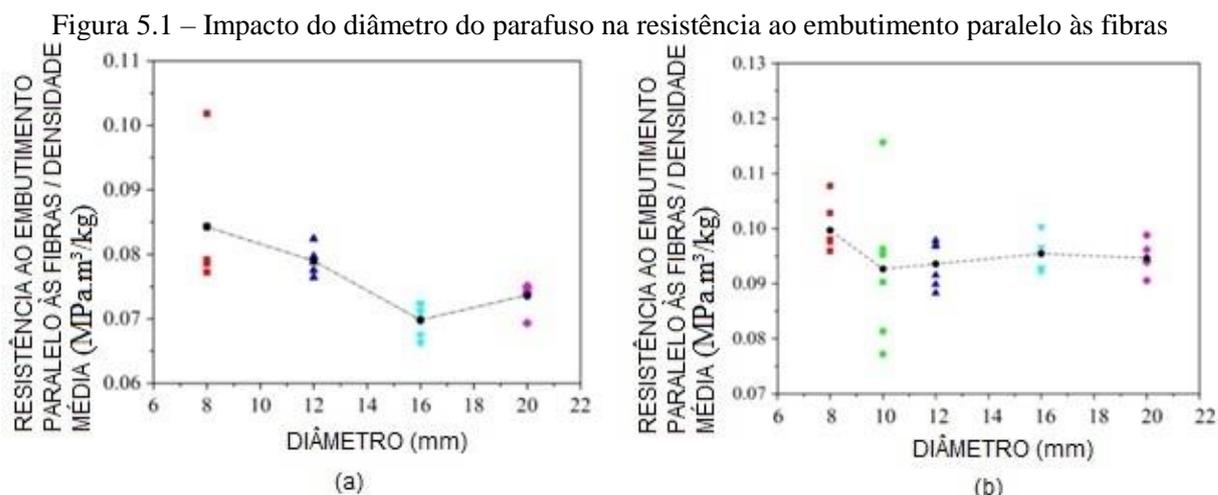
resistência ao arrancamento de pregos devido ao aumento de construções no país usando produtos engenheirados de madeira (MLC e MLCC) com ligações pregadas entre elementos estruturais.

- c) Várias formulações empíricas são apresentadas na literatura para determinar a resistência ao arrancamento para pregos anelados, sendo que essas equações foram determinadas, principalmente, com espécie de madeira do hemisfério norte. Como a região de desenvolvimento da árvore altera suas propriedades mecânicas, a validação dessas equações devem ser testadas com espécies nativas brasileiras e exóticas.

5 EMBUTIMENTO NA MADEIRA

As ligações entre os elementos estruturais de madeira, em sua grande maioria, incorporam conectores metálicos em sua composição. Como evidenciado na seção 3.3, a integridade dessas conexões é condicionada por alguns parâmetros, incluindo a resistência ao embutimento. O fenômeno mecânico do embutimento na madeira diz respeito à sua capacidade de absorver a pressão exercida sobre a sua superfície de contato produzida por um corpo rígido com geometria da seção transversal circular (GLIŠOVIČ; STEVANOVIČ; KOČETOV-MIŠULIČ, 2012). Os projetistas de estruturas de madeira determinam a resistência característica ao embutimento em função da densidade característica da espécie empregada na região da ligação e do diâmetro dos conectores de acordo com o documento normativo brasileiro ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a) ou o Eurocódigo 5 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008). Essa propriedade mecânica também está associada com o tipo de fixador usado na ligação, o posicionamento dos fixadores ao longo da ligação, existência de espaço entre o fixador e a peça de madeira, a espécie da madeira e a qualidade dos materiais feitos de madeira (EHLBECK; WERNER, 1992; ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a).

O diâmetro do conector usado na ligação pode influenciar na capacidade de carga da ligação devido à modificação da resistência ao embutimento do elemento estrutural de madeira (WHALE; SMITH, 1986; EHLBECK; WERNER, 1992; XU; JING; BOUCHAÏR, 2021). Whale e Smith (1986) verificou, em sua pesquisa experimental, uma tendência de diminuição na resistência ao embutimento nas duas direções com o aumento do diâmetro do parafuso. Xu, Jing e Bouchaïr (2021) constataram que essa propriedade mecânica na direção das fibras teve uma diminuição com o aumento do diâmetro do pino liso, Figura 5.1 (a). Entretanto, Sawata e Yasumura (2002) observaram que a resistência ao embutimento paralelo às fibras não teve variação significativa com a alteração do diâmetro do pino liso. Corroborando com esse achado, Xu, Jing e Bouchaïr (2021) verificaram que o aumento do diâmetro de parafusos com a haste rosqueadas não alterou a resistência, Figura 5.1 (b).



Fonte: Adaptado de Xu, Jing e Bouchaïr (2021)

A temperatura da madeira também impacta na alteração da resistência ao embutimento dessa matéria-prima. Na pesquisa desenvolvida por Moraes *et al.* (2005) foi observado um diminuição não monotônica dessa propriedade mecânica nas duas direções com a variação da temperatura da madeira entre 20°C a 240°C das amostras de *Pinus sylvestris* L. com pino liso de 8 mm. Consoante com Moraes *et al.* (2005), essa redução aconteceu devido a madeira ter um comportamento de material polímero e a sua degradação está diretamente relacionada com a temperatura e o teor de umidade. No estudo conduzido por van Blokland *et al.* (2021), foi constatado que a modificação térmica da madeira de *Picea abies* desempenha um papel relevante na alteração das propriedades de embutimento. Com relação a direção das fibras, van Blokland *et al.* (2021) identificaram que houve um aumento nessa propriedade mecânica decorrente da modificação das propriedades físicas da matéria-prima, caracterizada por uma menor absorção de água. No entanto, na direção perpendicular às fibras, observou-se uma diminuição no valor da resistência, a qual pode ser atribuída à degradação dos polímeros presentes na matriz da madeira (VAN BLOKLAND *et al.*, 2021)

A umidade intrínseca da madeira, um atributo físico dessa matéria-prima, pode desempenhar um papel substancial na modificação da resistência ao embutimento (RAMMER; WINISTORFER, 2001; MALEK *et al.*, 2016; SCHWEIGLER *et al.*, 2023). Rammer e Winistorfer (2001) constataram haver uma dependência dessa propriedade mecânica com o teor de umidade da matéria-prima. Um aumento de resistência na direção paralela às fibras aconteceu com a redução da quantidade de água das amostras produzidas a partir das espécies de madeira mais usuais na construção de *light-frame wood* nos Estados Unidos com pino liso e pregos (RAMMER; WINISTORFER, 2001). Malek *et al.* (2016)

mostraram que o aumento dessa propriedade física conduziu a uma diminuição da resistência ao embutimento normal às fibras da MLC de *Heritiera* spp. Schweigler *et al.* (2023) observaram um acréscimo dessa propriedade mecânica na direção das fibras de forma não linear para cada decréscimo da porcentagem do teor de umidade para amostras de *Spruce* e *Birch* com pino liso de 20 mm de diâmetro. Em contrapartida ao exposto, Hettiarachchi e Nawagamuwa (2005) verificaram, em seu trabalho experimental, que não houve influência dessa propriedade física nessa propriedade mecânica nas duas direções. O teor de umidade na montagem das amostras também não impactou nos valores da resistência paralela às fibras (SCHWEIGLER *et al.*, 2023). Outra propriedade física que está associada com a resistência ao embutimento é a densidade da madeira (EHLBECK; WERNER, 1992; SAWATA; YASUMURA, 2002; MALEK *et al.*, 2016; MOLINA; RIBAS JUNIOR; CHRISTOFORO, 2020). O aumento da densidade da matéria-prima melhora a resistência ao embutimento (EHLBECK; WERNER, 1992; SAWATA; YASUMURA, 2002; MALEK *et al.*, 2016; MOLINA; RIBAS JUNIOR; CHRISTOFORO, 2020). Consoante com Malek *et al.* (2016), essa elevação pode ser explicada pela a ampliação da quantidade de fibras para um mesmo volume de madeira.

O conhecimento dessa propriedade mecânica essencial para determinar a capacidade de carga das ligações está bastante consolidado para peças de madeira sólida de diferentes tipos de espécies de madeira (RAMMER, 1999; HETTIARACHCHI; NAWAGAMUWA, 2005; GLIŠOVIČ; STEVANOVIČ; KOČETOV-MIŠULIČ, 2012; SANDHAAS *et al.*, 2013; CABRERA; MOLTINI; BAÑO, 2022; JOHANNNS, 2022). Cabrera, Moltini e Baño (2022) determinaram a resistência ao embutimento paralelo e perpendicular as fibras de peças de madeira sólida de *Populus x euramericana* e *Fagus sylvatica*. Os pesquisadores usaram dois tipos de conectores para serem usados em seu programa experimental, parafuso e *screw* (CABRERA; MOLTINI; BAÑO, 2022). Johannns (2022) obteve, experimentalmente, o valor dessa propriedade mecânica na direção paralela às fibras para nove espécie de madeira nativa brasileira (*Schizolobium amazonicum*, *Simarouba amara*, *Maquira coriácea*, *Jacaranda copaia*, *Erisma uncinatum*, *Qualea albiflora* Warm., *Chrysophyllum anomalum* Pires, *Planchonella pachycarpa* Pires e *Peltogyne* spp.) e uma espécie de reflorestamento (*Eucalyptus grandis*), utilizando, para tal, três diâmetros de pinos lisos, sendo que somente foi utilizado seis espécies de madeira nativa para determinar a resistência ao embutimento na outra direção (JOHANNNS, 2022).

O crescente emprego de produtos engenheirados de madeira na construção civil pode ser verificado ao redor do mundo e, também, no Brasil. A Figura 5.2 mostra o detalhe de uma

ligação parafusada em um dos elementos de MLC de *Pinus* spp. de uma estrutura. A capacidade de carga das ligações que compõem as edificações em estruturas de madeira usando esses produtos engenheirados de madeira é dimensionada por meio do *European Yield Model* no Brasil e na união europeia como exposto na seção 3.3. Como a resistência ao embutimento é uma propriedade mecânica fundamental no dimensionamento das ligações, pesquisadores determinaram o valor dessa resistência para a MLCC (KENNEDY *et al.*, 2014; TUHKANEN; MÖLDER; SCHICKHOFER, 2018; DONG *et al.*, 2020; MAIA; MIOTTO; GÓES, 2021), LVL (SCHWEIGLER *et al.*, 2016; NGUYEN *et al.*, 2020), madeira compensada (STAMATO, 2002; WANG *et al.*, 2023) e MLC (GLIŠOVIČ; STEVANOVIČ; KOČETOV-MIŠULIČ, 2012; GARCIA E ITAGAKI, 2014; KARAGIANNIS; MÁLAGA-CHUQUITAYPE; ELGHAZOULI, 2016; MALEK *et al.*, 2016; TUHKANEN; MÖLDER; SCHICKHOFER, 2018; XU; JING; BOUCHAÏR, 2021).

Figura 5.2 – Ligação parafusada em uma estrutura de MLC de *Pinus* spp.



Fonte: o autor

Karagiannis, Málaga-Chuquitaype e Elghazouli (2016) realizaram uma pesquisa, experimental e numérica, sobre a resistência ao embutimento em MLC de *Picea abies*. Os pesquisadores usaram dois diâmetros de pinos lisos para produzir as amostras e na modelagem numérica, 12 mm e 16 mm. Na simulação numérica, uma área denominada de “*foundation zone*” foi usada ao redor do pino liso com propriedades mecânicas inferiores ao obtido no estudo experimental para simular o comportamento da madeira nessa região de

contato entre os materiais. Uma boa correspondência entre os resultados experimentais e as simulações numéricas foi observada no decorrer da pesquisa (KARAGIANNIS; MÁLAGA-CHUQUITAYPE; ELGHAZOULI, 2016).

Malek *et al.* (2016) desenvolveram uma pesquisa sobre a resistência ao embutimento normal às fibras em MLC de *Heritiera* spp. A pressão efetuada pelos parafusos nos corpos de prova foi direcionada para a linha de cola. Os autores realizaram sua pesquisa com dois diâmetros de parafusos, 16 mm e 20 mm. Um aumento na média da resistência ao embutimento perpendicular às fibras foi verificado com o aumento do diâmetro do conector. Ainda, uma diferença de 20,82 % ocorreu no valor dessa propriedade mecânica quando compararam os resultados entre os dois tipos de conectores. O modo de falha observado nas amostras foi o fendilhamento na direção do carregamento e em poucos corpos de prova foi observada a ruptura em direção da linha de cola devido à ineficiente colagem feita entre as lamelas.

Tuhkanen, Mölder e Schickhofer (2018) apresentaram um estudo experimental sobre o impacto da quantidade de lamelas e sua espessura na rigidez e na resistência ao embutimento paralelo às fibras da MLC e da MLCC. As amostras de MLC de *Picea abies* com dimensões semelhantes foram produzidas com 3, 5 e 9 lamelas. Os autores usaram somente um diâmetro de pino liso em toda a bateria de ensaios, 20 mm. Com relação aos dados obtidos nos ensaios de MLC, os pesquisadores constataram não haver diferença significativa na média da resistência ao embutimento associado com o aumento do número de camadas. Ainda, nenhuma diferença dos parâmetros de rigidez ocorreu com o aumento da quantidade de camadas. A influência do aumento de camada foi observada na diminuição da porcentagem de ruptura por fendilhamento nas amostras de MLC com 5 e 9 camadas. Segundo Tuhkanen, Mölder e Schickhofer (2018) esse fenômeno está associado com o reforço fornecido pelo acréscimo da quantidade de linhas de cola.

Xu, Jing e Bouchair (2021) investigaram a resistência ao embutimento paralelo às fibras para três tipos de conectores, pino liso, parafuso com haste rosqueada e parafuso com haste rosqueada colada, possuindo diferentes diâmetros. Os pesquisadores usaram MLC de *Pinus sylvestris* var. *mongolica* Litv. para a produção dos corpos de prova. Nas ilustrações apresentadas no trabalho científico, não é possível identificar como os conectores estavam posicionados em relação as lamelas e a linha de cola. Os autores verificaram estatisticamente que houve uma diferença na média dessa propriedade mecânica entre as amostras feitas com parafuso rosqueado e pino liso de mesmo diâmetro para os diâmetros de 12 mm, 16 mm e 20 mm, sendo que nenhuma diferença estatística foi verificada para amostras com conectores

com 8 mm por causa da menor área de contato com a superfície da madeira que reduz o efeito do atrito. Também, foi observado uma diferença para as amostras com parafusos colados para o diâmetro de 12 mm quando comparados com as amostras de parafusos não colados.

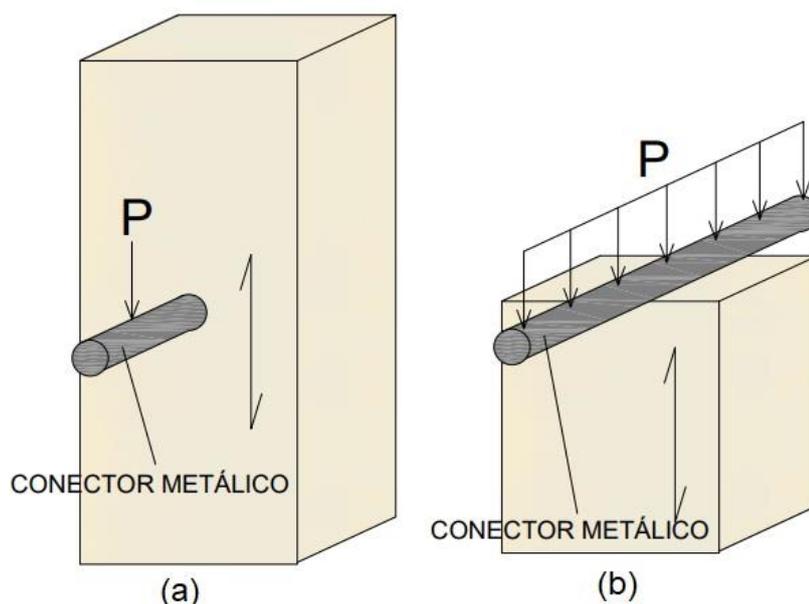
5.1 Determinação da resistência ao embutimento para os pinos lisos e os parafusos

A resistência ao embutimento usada para verificar o estado limite último das ligações por conectores metálicos pode ser estimada por meio de ensaios experimentais ou formulações empíricas. Os principais procedimentos de ensaios na determinação dessa propriedade mecânica são baseados nos seguintes documentos normativos: BS EN 383 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2007), ABNT NBR 7190-3 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022c) e ASTM D5764-23 (AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, 2023). O documento normativo ABNT NBR 7190-3 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022c) disponibiliza um método de ensaio semelhante ao descrito na BS EN 383 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2007), uma vez que a determinação da resistência característica ao embutimento apresentada no documento normativo de dimensionamento de estruturas de madeira, ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a), possui como cerne a formulação empírica disponível no Eurocódigo 5 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008). A norma ABNT NBR 7190-3 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022c) é usada para a caracterização de amostras de espécies nativas brasileiras (isentas de defeitos), sendo que essa metodologia pode ser também aplicada para as espécies exóticas (*Eucalyptus* spp., *Pinus* spp.) devido à falta de procedimento nos documentos normativos brasileiros que abrange peças estruturais.

As principais diferenças entre metodologia da BS EN 383 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2007) e ASTM D5764-23 (AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, 2023) estão na definição da força usada no cálculo da resistência ao embutimento e no formato do corpo de prova. As duas normas permitem o uso do corpo de prova com o conector metálico inserido totalmente no material com a aplicação do carregamento nas extremidades livres desse conector, Figura 5.3 (a). Por outro lado, a norma americana (AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, 2023) também permite uma configuração de corpo de prova somente com a metade da circunferência do conector metálico colocado inteiramente no material, Figura 5.3 (b). Além disso, a aplicação

do carregamento para essa configuração é no corpo de todo o conector metálico. Franke e Magnière (2014) verificaram que o ensaio realizado com o corpo de prova com a metade da circunferência do conector metálico resultou em valores maiores de resistência ao embutimento paralelo às fibras do que para a outra configuração para as amostras de *Spruce*. Segundo Franke e Magnière (2014), a flexão que pode acontecer no conector metálico para o corpo de prova na configuração da Figura 5.3 (a) pode ser o motivo para a redução da resistência. Nenhuma diferença na resistência ao embutimento normal às fibras ocorreu para as duas configurações de corpo de prova na pesquisa desenvolvida por Franke e Magnière (2014).

Figura 5.3 – Configuração dos corpos de prova de embutimento paralelo às fibras: (a) conector inserido totalmente no corpo de prova (b) somente a metade do conector inserido no corpo de prova



Fonte: o autor

Com relação a obtenção da força de embutimento, a norma americana (AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, 2023) baseia-se na determinação dessa força como sendo o ponto de encontro entre a curva de força x deslocamento do ensaio e a reta paralela do trecho elástico dessa curva posicionada a uma distância de sua origem equivalente a 5 % do diâmetro do conector. Sob outra perspectiva, a norma europeia (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2007) considerada o valor da força máxima obtida até 5 mm de deslocamento do conector metálico ou até a ruptura do corpo de prova durante o ensaio como sendo a força de embutimento. Essa diferenciação, no cálculo, acarreta a valores discrepantes dessa propriedade mecânica para as amostras feitas da mesma espécie de

madeira serrada (MOLINA; RIBAS JUNIOR; CHRISTOFORO, 2020) e MLC (MALEK *et al.*, 2016). As metodologias de cálculo diferentes entre as normas quase não influenciaram na determinação da resistência ao embutimento paralela às fibras no estudo realizado por Sawata e Yasumura (2002) e Franke e Magnière (2014). Isso ocorreu devido ao comportamento elasto-plástico quase perfeito da madeira para o embutimento na direção paralela às fibras (SAWATA; YASUMURA, 2002; FRANKE; MAGNIÈRE, 2014). A diferença entre as metodologias fica mais evidente no ensaio de embutimento normal às fibras, uma vez que após o início da plastificação existe um encruamento linear do material. Molina, Ribas Junior e Christoforo (2020) observaram, em sua pesquisa experimental, uma diferença de 26 % na resistência ao embutimento paralelo às fibras para as amostras de *Eucalyptus saligna* com pino liso de 6,35 mm, enquanto que na direção normal essa diferença atingiu 45 %. Além disso, os autores verificaram que as amostras de *Pinus elliotti* com pino liso de 6,35 mm tiveram uma diferença de 8 % e 35 % no valor dessa propriedade mecânica para direção paralela e normal, respectivamente (MOLINA; RIBAS JUNIOR; CHRISTOFORO, 2020). Os maiores valores foram obtidos para as amostras que foram ensaiadas pelo o método europeu (MOLINA; RIBAS JUNIOR; CHRISTOFORO, 2020).

Na literatura, vários estudos científicos sobre a resistência ao embutimento tiveram como um dos principais enfoque a apresentação de formulações empíricas para determinar essa propriedade mecânica (WHALE; SMITH, 1986; EHLBECK; WERNER, 1992; SAWATA; YASUMURA, 2002; LEIJTEN; KÖHLER; JORISSEN, 2004; HETTIARACHCHI; NAWAGAMUWA, 2005; GLIŠOVIČ; STEVANOVIČ; KOČETOV-MIŠULIČ, 2012; ZITTO; KÖHLER; PITER, 2012; SANDHAAS *et al.*, 2013; XU; JING; BOUCHAIR, 2021). Algumas dessas equações relacionavam por meio de regressão linear a resistência ao embutimento com a densidade da espécie de madeira (SAWATA; YASUMURA, 2002; GLIŠOVIČ; STEVANOVIČ; KOČETOV-MIŠULIČ, 2012; ZITTO; KÖHLER; PITER, 2012; SANDHAAS *et al.*, 2013). No entanto, outras formulações empíricas relacionam a resistência ao embutimento com a densidade da espécie de madeira e do diâmetro do parafuso ou do pino liso utilizado (WHALE; SMITH, 1986; EHLBECK; WERNER, 1992; SAWATA; YASUMURA, 2002; LEIJTEN; KÖHLER; JORISSEN, 2004; HETTIARACHCHI; NAWAGAMUWA, 2005; XU; JING; BOUCHAIR, 2021).

No final da década de 80 do século passado, os pesquisadores Whale e Smith (1986) desenvolveram um trabalho para o aperfeiçoamento de alguns pontos referentes ao projeto de ligações do Eurocódigo 5. Com relação a resistência ao embutimento de parafusos, os pesquisadores, em sua pesquisa experimental, usaram cinco espécies de coníferas (*stika*

spruce, *Scots pine*, *European redwood*, *European whitewood* e *spruce-pine-fir*) e duas de madeiras de folhosas oriundas de florestas tropicais (*keruing* e *greenheart*) (WHALE; SMITH, 1986). O diâmetro usado na composição das amostras variava de 8 mm a 20 mm (WHALE; SMITH, 1986). Uma das propostas sugeridas pelos autores para ser inserida no documento normativo, naquela época, era uma equação empírica para a determinação da resistência característica ao embutimento de parafusos, Equação 5.1 (WHALE; SMITH, 1986). Essa equação, Equação 5.1, foi oriunda de uma aproximação das Equações 5.2 a 5.4 (WHALE; SMITH, 1986). A Equação 5.3 foi proposta para determinar a resistência ao embutimento normal às fibras das espécies de folhosas, enquanto que a Equação 5.4 foi proposta para a madeira de coníferas (WHALE; SMITH, 1986). Cabe destacar que a equação empírica usada na determinação da resistência ao embutimento paralela às fibras (Equação 5.2) ainda está presente no Eurocódigo 5. Além disso, a norma brasileira vigente, ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a), também apresenta essa equação, Equação 5.2, desenvolvida por Whale e Smith (1986) para estimar a resistência característica ao embutimento paralelo às fibras no dimensionamento de ligações em estruturas de madeira.

$$f_{ea,k} = \frac{0,0008 \cdot \rho_k \cdot (100 - d)}{2,3 \cdot \text{sen}^2 \alpha + \text{cos}^2 \alpha} \quad (5.1)$$

$$f_{e0} = (0,082 - 0,00082 \cdot d) \cdot \rho \quad (5.2)$$

$$f_{e90} = (0,043 - 0,00081 \cdot d) \cdot \rho \quad (5.3)$$

$$f_{e90} = (0,041 - 0,00088 \cdot d) \cdot \rho \quad (5.4)$$

No início da década de 90 do século passado, Ehlbeck e Werner (1992) realizaram uma pesquisa experimental sobre a resistência ao embutimento em amostras de coníferas e folhosas. Os pesquisadores usaram sete espécies de folhosas (*Fagus sylvatica*, *Quercus robur*, *Quercus petraea*, *Tectona grandis*, *Intsia*, *Azelia* e *Lophira alata*) e uma conífera (*Picea abies*) (EHLBECK; WERNER, 1992). Os diâmetros dos pinos lisos usados na produção das amostras foram 8, 16 e 30 mm (EHLBECK; WERNER, 1992). Os dados de *Picea abies* na

direção paralela às fibras do estudo de Whale e Smith (1986) também foram usados nessa pesquisa. Os ensaios foram realizados principalmente na direção paralela e perpendicular às fibras (EHLBECK; WERNER, 1992). Além disso, também foram feitos ensaios em outros ângulos com relação a direção do carregamento e a direção das fibras, 30°, 45° e 60°, para amostras de *Fagus sylvatica* e *Lophira alata* (EHLBECK; WERNER, 1992). Uma simplificação da equação de Hankinson foi proposta pelos pesquisadores inserindo a abreviação k_{90} , Equação 5.5 (EHLBECK; WERNER, 1992). A partir dos resultados experimentais, os autores propuseram dois equacionamentos para determinação do k_{90} , Equação 5.6 e Equação 5.7 (EHLBECK; WERNER, 1992). A Equação 5.6 foi destinada para o cálculo da resistência ao embutimento característica de madeiras de folhosas, enquanto que a Equação 5.7 foi proposta para a madeira de coníferas (EHLBECK; WERNER, 1992). Os pesquisadores sugeriram o emprego da Equação 5.8 para a determinação da resistência característica ao embutimento paralelo às fibras (EHLBECK; WERNER, 1992). Essa equação é semelhante a sugerida por Whale e Smith (1986) em seu trabalho experimental. Atualmente, essa metodologia de determinação da resistência ao embutimento característica está disponível no Eurocódigo 5 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008) e na ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a) para ser usada na verificação da capacidade de carga das ligações em sistemas estruturais de madeira.

$$f_{e\alpha,k} = \frac{f_{e0,k}}{(k_{90} \cdot \text{sen}^2 \alpha + \text{cos}^2 \alpha)} \quad (5.5)$$

$$k_{90} = 0,90 + 0,015 \cdot d \quad (5.6)$$

$$k_{90} = 1,35 + 0,015 \cdot d \quad (5.7)$$

$$f_{e0,k} = 0,082 \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \cdot \rho_k \quad (5.8)$$

Algumas pesquisas experimentais realizadas com diferentes espécies de madeira revelam que a utilização dessas equações para estimar a resistência ao embutimento do Eurocódigo 5 (Equação 5.5 a Equação 5.8) (EUROPEAN COMMITTEE FOR

STANDARDIZATION, 2008) não retrata os resultados obtidos pelos pesquisadores para suas amostras (HETTIARACHCHI; NAWAGAMUWA, 2005; ZITTO; KÖHLER; PITER, 2012; CABRERA; MOLTINI; BAÑO, 2022). Essa diferença entre o equacionamento normativo e os resultados obtidos experimentalmente ficou mais nítido com o aumento da densidade da madeira (HETTIARACHCHI; NAWAGAMUWA, 2005). De acordo com Glišović, Stevanović e Kočetov-Mišulić (2012), essa equação usada no dimensionamento de ligações em estruturas de madeiras subestima a capacidade de carga das folhosas. Em contraste, a diferença entre os valores experimentais e o valor de projeto foi muito pequena no trabalho desenvolvido em MLC de *Picea abies* (KARAGIANNIS; MÁLAGA-CHUQUITAYPE; ELGHAZOULI, 2016; TUHKANEN; MÖLDER; SCHICKHOFER, 2018). Johanns e Dias (2021), a partir dos dados obtidos experimentalmente com madeiras nativas brasileiras, comentaram que o uso da equação do Eurocódigo 5 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008) para estimar a resistência ao embutimento paralelo às fibras é adequado, uma vez que houve boa concordância com os resultados experimentais. Cabrera, Moltini e Baño (2022) verificaram que essa equação estimou satisfatoriamente a resistência ao embutimento paralelo às fibras de amostras feitas de *Populus x euramericana* e *Fagus sylvatica* com parafusos, enquanto que o mesmo equacionamento superestimou os valores dessa propriedade mecânica na direção normal às fibras. Essa diferenciação que pode ocorrer, provavelmente, está contemplada no coeficiente de minoração da resistência usado na determinação da capacidade de carga das ligações.

Sawata e Yasumura (2002) apresentaram um modelo empírico a partir de uma regressão linear para a determinação da resistência ao embutimento dos pinos lisos em função da resistência a compressão paralela às fibras da madeira, Equação 5.9 e Equação 5.10. Além disso, os pesquisadores também apresentaram uma relação entre a resistência à compressão e a densidade do material, Equação 5.11 (SAWATA; YASUMURA, 2002). Dessa maneira, a resistência ao embutimento pode ser estimada em função da densidade por meio das Equações 5.12 e 5.13 (SAWATA; YASUMURA, 2002). Essas equações foram propostas a partir de 1009 ensaios oriundos de amostras feitas de *Picea jezoensis* Carriere e *Abies sachalinensis* Fr. Schmidt (SAWATA; YASUMURA, 2002). Quatro diâmetros diferentes dos pinos lisos foram usados na fabricação dos corpos de prova: 8, 12, 16 e 20 mm (SAWATA; YASUMURA, 2002).

$$f_{e0} = 0,9.f_{c0} \quad (5.9)$$

$$f_{e90} = (-0,016.d + 0,745).f_{c0} \quad (5.10)$$

$$f_{c0} = 0,0973.\rho \quad (5.11)$$

$$f_{e0} = 0,08757.\rho \quad (5.12)$$

$$f_{e90} = (-0,001557.d + 0,07249).\rho \quad (5.13)$$

Leijten, Köhler e Jorissen (2004) realizaram uma análise estatística a partir de dados obtidos de outros trabalhos para desenvolver uma formulação empírica não linear para a determinação da resistência ao embutimento para os pinos lisos. Os dados usados contemplavam uma ampla variedade de espécies de madeira pertencentes as coníferas e folhosas (LEIJTEN; KÖHLER; JORISSEN, 2004). Os autores, após uma análise de confiabilidade, propuseram uma equação para estimar a resistência ao embutimento paralela às fibras das coníferas, Equação 5.14, e outra para as folhosas, Equação 5.15 (LEIJTEN; KÖHLER; JORISSEN, 2004). Ainda, duas equações foram mostradas para determinar a resistência ao embutimento normal às fibras, sendo uma para as coníferas, Equação 5.16, e a outra para as folhosas, Equação 5.17 (LEIJTEN; KÖHLER; JORISSEN, 2004).

$$f_{e0} = 0,097.\rho^{1,066}.d^{-0,253} \quad (5.14)$$

$$f_{e0} = 0,087.\rho^{1,091}.d^{-0,253} \quad (5.15)$$

$$f_{e90} = 0,07.\rho^{1,111}.d^{-0,420} \quad (5.16)$$

$$f_{e90} = 0,106.\rho^{1,128}.d^{-0,455} \quad (5.17)$$

Hettiarachchi e Nawagamuwa (2005) desenvolveram um trabalho sobre a resistência ao embutimento em madeiras nativas oriundas do Sri Lanka. Os autores usaram cinco espécies de folhosas (*Lunumidella*, *Ginisapu*, *Hora*, *Kumbuk* e *Palu*) e três diâmetros de parafusos (9,5, 12,7 e 15,9 mm) na confecção de suas amostras. Como principal contribuição da

pesquisa, Hettiarachchi e Nawagamuwa (2005) propuseram formulações para estimar a resistência ao embutimento paralelo às fibras (Equação 5.18) e normal às fibras (Equação 5.19).

$$f_{e0} = 0,091.(1-0,02.d).\rho_k \quad (5.18)$$

$$f_{e90} = 0,124.(1-0,04.d).\rho_k \quad (5.19)$$

Glišović, Stevanović e Kočetov-Mišulić (2012) apresentaram um equacionamento para determinar a resistência ao embutimento paralelo às fibras, Equação 5.20. Essa equação empírica foi concebida a partir de uma regressão linear dos resultados oriundos dos ensaios de embutimento com amostras de madeira sólida (carvalho e pinheiro) e de MLC de *Spruce* (GLIŠOVIĆ; STEVANOVIĆ; KOČETOV-MIŠULIĆ, 2012). Além disso, os conectores metálicos usados na composição dos corpos de prova por esses pesquisadores eram pinos lisos com diâmetro de 12 mm (GLIŠOVIĆ; STEVANOVIĆ; KOČETOV-MIŠULIĆ, 2012). O coeficiente de determinação da regressão linear foi de $R^2=0,8573$ para o equacionamento exibido no trabalho de Glišović, Stevanović e Kočetov-Mišulić (2012).

$$f_{e0} = 0,0936.\rho - 8,454 \quad (5.20)$$

Zitto, Köhler e Piter (2012) verificaram que a resistência característica ao embutimento determinada pelas Equação 5.5 diferiu significativamente dos resultados obtidos em sua pesquisa experimental sobre a resistência ao embutimento em peças de madeira serrada de *Eucalyptus grandis* da Argentina. Dessa maneira, os pesquisadores apresentaram uma formulação empírica com a finalidade de determinar a resistência ao embutimento paralelo e perpendicular às fibras para os pinos lisos posicionados em *Eucalyptus grandis* da Argentina, Equação 5.21 e Equação 5.22, respectivamente (ZITTO; KÖHLER; PITER, 2012). A correlação para a direção paralela às fibras obtida pelos pesquisadores apresentou um coeficiente de determinação de apenas $R^2=0,71$, sendo que o coeficiente de determinação da Equação 5.22 foi de $R^2=0,78$ (ZITTO; KÖHLER; PITER, 2012).

$$f_{e0} = 0,077.\rho - 7,413 \quad (5.21)$$

$$f_{e90} = 0,073.\rho - 15,63 \quad (5.22)$$

Sandhass *et al.* (2013) divulgaram um modelo empírico a partir de uma regressão linear para a determinação da resistência ao embutimento paralelo as fibras para os pinos lisos, Equação 5.23. Esse modelo foi desenvolvido a partir da realização de 139 ensaios com diferentes espécies de madeira: *Picea abies*, *Fagus sylvatica*, *Lophira alata*, *Peltogyne* spp. e *Dipteryx odorata* (SANDHAAS *et al.*, 2013). O programa experimental contou com dois diâmetros distintos, 12 e 24 mm, combinados com duas classes de aço diferentes para os pinos lisos usados (SANDHAAS *et al.*, 2013). A correlação apresentou um coeficiente de determinação de apenas $R^2=0,847$ para a expressão empírica obtida pelos pesquisadores (SANDHAAS *et al.*, 2013).

$$f_{e0} = 0,082.\rho \quad (5.23)$$

O documento da National Design Specification (NDS) para construção em madeira (NATIONAL DESIGN SPECIFICATION, 2017) disponibiliza um equacionamento para a determinação da resistência ao embutimento paralelo às fibras, Equação 5.24, e outro para o cálculo da resistência ao embutimento normal às fibras, Equação 5.25. Essas relações só podem ser utilizadas para os pinos lisos e parafusos com diâmetro entre 6,35 mm a 25,40 mm. Para conectores metálicos com diâmetro menor que 6,35 mm, a Equação 5.26 deve ser empregada. As equações mencionadas não podem ser aplicadas na determinação dessa propriedade mecânica para conectores metálicos usados para conectar membros de painéis estruturais de madeira e *structural composite lumber* (NATIONAL DESIGN SPECIFICATION, 2017).

$$f_{e0} = 0,07722.\rho \quad (5.24)$$

$$f_{e0} = 9,4682.10^{-3} \cdot \frac{\rho^{1,45}}{d^{0,5}} \quad (5.25)$$

$$f_e = 3,4564.10^{-4} \cdot \rho^{1,84} \quad (5.26)$$

Xu, Jing e Bouchaïr (2021) propuseram uma expressão para obter a resistência média ao embutimento paralelo às fibras para parafusos rosqueados a partir dos dados coletados em sua pesquisa experimental, Equação 5.27. Essa expressão empírica foi estabelecida para parafusos rosqueados com diâmetro variando de 8 mm a 20 mm em amostras de MLC de *Pinus sylvestris var. mongolica Litv.* Essa equação também pode ser aplicada para barras rosqueadas coladas nos membros de madeira. Entretanto, o diâmetro inserido na equação deve considerar duas vezes a espessura da linha de cola.

$$f_{e0} = 0,110(1 - 0,01d)\rho \quad (5.27)$$

5.2 Considerações sobre a revisão bibliográfica do embutimento na madeira

As principais conclusões obtidas a partir da revisão bibliográfica do embutimento de pinos em peças de madeira são:

- a) A densidade da madeira é o principal parâmetro que influencia na resistência ao embutimento. Outros fatores que podem contribuir para alterar essa propriedade mecânica são: diâmetro, temperatura, modificação térmica da madeira e umidade;
- b) A metodologia usada para determinar a força máxima no ensaio de embutimento normal às fibras influencia no valor da resistência da amostragem;
- c) A equação disponível na ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a) usada para estimar a resistência característica ao embutimento no dimensionamento de ligações foi desenvolvida usando espécies de madeira oriundas de outros países. Como a região de desenvolvimento da árvore altera suas propriedades mecânicas, a validação dessas equações devem ser testadas com espécies nativas brasileiras e exóticas;
- d) A metodologia de ensaio apresentada na ABNT NBR 7190-3 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022c) também deve ser usadas para determinar a resistência ao embutimento para ensaios de peças estruturais.

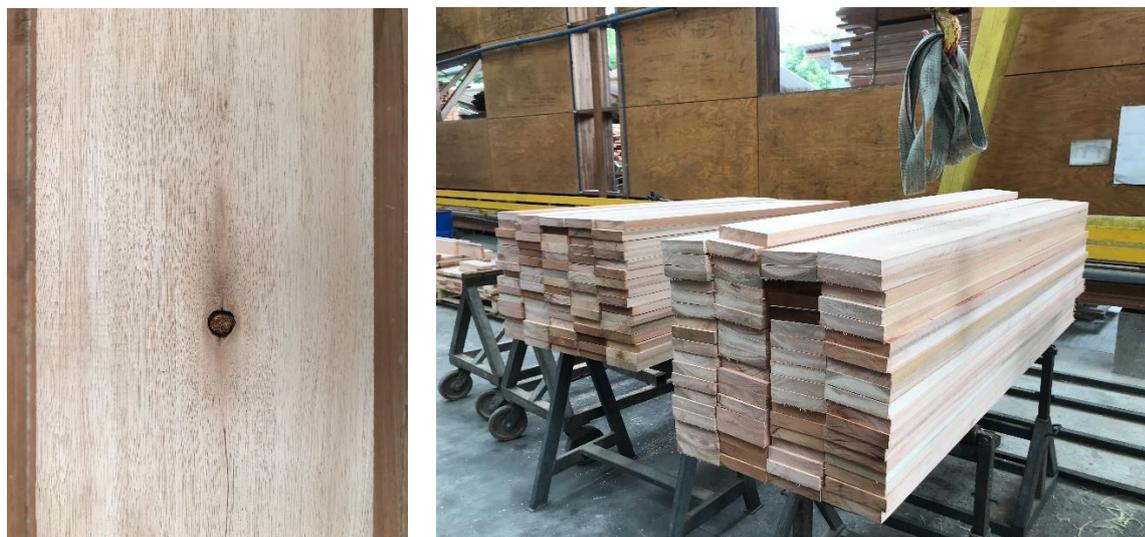
6 MATERIAIS E MÉTODOS

Nesse capítulo serão delineados os materiais utilizados ao longo de todo o programa experimental, bem como a metodologia empregada para conduzir essa pesquisa. O processo de fabricação dos elementos estruturais de MLC também está detalhadamente exposto nesse capítulo.

6.1 Madeira

No programa experimental foram empregadas madeiras serradas provenientes de florestas plantadas de duas espécies, *Eucalyptus grandis* e *Pinus* spp., fornecidas pelas empresas ITA construtora LTDA. e REWOOD LTDA, respectivamente. A escolha das espécies utilizadas na fabricação da MLC das estruturas e das peças de caracterização levou em consideração a sua utilização pela indústria nacional. Outro fator que impactou nessa escolha foi a maior disponibilidade dessas matérias-primas no mercado interno, uma vez que 95,27 % das florestas plantadas no Brasil, em 2021, eram compostas por *Pinus* spp. e *Eucalyptus* spp. (INDÚSTRIA BRASILEIRA DE ÁRVORES, 2022). As tábuas de madeira serrada de *Eucalyptus grandis* foram extraídas com idade entre 20 a 32 anos de uma floresta plantada localizada no estado de Santa Catarina. O processo de secagem da madeira até o teor de umidade em torno de 12 % foi realizado em uma estufa na mesma localidade da floresta. O lote de madeira passou por uma classificação visual prévia seguindo o documento normativo brasileiro ABNT NBR 7190-2 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022b). Verificou-se que o material utilizado na produção da MLC não possuía defeitos de secagem, entretanto, em algumas tábuas de madeira, havia pequenos nós, Figura 6.1(a). No total, 80 peças com dimensões nominais de 3 cm x 15 cm x 155 cm foram disponibilizadas para a produção das vigas e 73 peças com dimensões nominais de 3 cm x 15 cm x 205 cm foram fornecidas para a produção dos pilares e das peças de caracterização. A Figura 6.1(b) mostra o lote de tábuas de madeira serrada usado na produção da MLC de *Eucalyptus grandis*. A seção 6.1.1 mostra o módulo de elasticidade médio, densidade característica e densidade aparente das peças de madeira serrada de *Eucalyptus grandis* usada no programa experimental.

Figura 6.1 - (a) Nó de pequena dimensão em uma tábua de madeira serrada de *Eucalyptus grandis* (b) Tábuas de madeira serrada usada na produção da MLC de *Eucalyptus grandis*



(a)

(b)

Fonte: o autor

As tábuas de madeira serrada de *Pinus* spp. foram extraídas com idade de aproximadamente 15 anos de uma floresta plantada localizada no estado de Santa Catarina. Após o corte das peças de madeira serrada, elas foram submetidas a uma secagem ao ar livre para depois serem submetidas a um tratamento químico com arseniato de cobre cromatado (CCA). Na sequência, o material passou por um processo de secagem até o teor de umidade em torno de 12 % em uma estufa na mesma localidade da floresta. O lote de madeira passou por uma classificação visual prévia seguindo o documento normativo brasileiro ABNT NBR 7190-2 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022b). Verificou-se que o material utilizado na produção da MLC de *Pinus* spp. não possuía defeitos de secagem, todavia, havia a presença de nós e um pouco de médula em algumas das tábuas de madeira, Figura 6.2. No total, 57 peças com dimensões de 5,5 cm x 92 cm x 151 cm foram disponibilizadas para a produção das vigas e 52 peças com dimensões de 5,5 cm x 92 cm x 201 cm foram disponibilizadas para a produção dos pilares e das peças de caracterização. A Figura 6.2 mostra o lote de tábuas de madeira serrada usado na produção da MLC de *Pinus* spp. A seção 6.1.1 apresenta o módulo de elasticidade médio, densidade característica e densidade aparente das peças de madeira serrada de *Pinus* spp. usada em todo o programa experimental.

Figura 6.2 - Tábuas de madeira serrada usada na produção da MLC de *Pinus* spp.



Fonte: o autor

6.1.1 Ensaio de vibração longitudinal para determinação do módulo de elasticidade das tábuas de madeira serrada

As tábuas de madeira serrada tiveram seu módulo de elasticidade determinado por meio do ensaio de vibração longitudinal antes da fabricação das peças de MLC. Inicialmente, a massa das tábuas de madeira serrada foi determinada com o auxílio de uma balança com precisão de 0,05 kg. Antes da realização dos ensaios, as medidas da largura, espessura e comprimento de cada peça foram obtidas com a utilização de um paquímetro digital e uma trena. A Tabela 6.1 apresenta os valores médios das dimensões geométricas e da densidade aparente das peças de madeira serrada separadas em grupos de mesmo comprimento que foram ensaiadas.

Tabela 6.1 – Valores médios das dimensões geométricas e da densidade aparente das tábuas de madeira serrada

Grupo	Espécie de madeira	Quantidade de corpo de prova	Massa (kg)	Espessura (mm)	Largura (mm)	Comprimento (mm)	Densidade aparente (kg/m ³)
1	<i>Eucalyptus grandis</i>	45	5,158	33	157	1556	645,7 (100,36) ¹
2	<i>Eucalyptus grandis</i>	73	6,525	33	157	2054	615,9 (77,80)
3	<i>Pinus</i> spp.	57	3,353	55	92	1513	438,7 (43,35)
4	<i>Pinus</i> spp.	53	4,496	55	92	2014	440,8 (40,32)

Nota: ¹ Valores em parênteses corresponde ao desvio padrão da densidade aparente

Fonte: o autor

Na sequência, as tábuas foram apoiadas em dois apoios elásticos para a realização dos ensaios. Os apoios elásticos foram posicionados a uma distância de aproximadamente 0,224 e 0,776 do comprimento de cada tábua. A Figura 6.3 apresenta a configuração do ensaio para uma tábua de madeira serrada de *Eucalyptus grandis* com 1,55 m de comprimento. O impacto na extremidade da tábua foi feito por um martelo de madeira, enquanto que, na outra extremidade, um microfone foi utilizado para captar as frequências da onda gerada. Esse microfone estava acoplado a um programa computacional, *FFT Analyser*, desenvolvido pela empresa Fakopp Enterprise Bt. que permitiu fazer a aquisição das frequências da onda de vibração por meio da transformada de Fourier. O módulo de elasticidade dinâmico longitudinal ($MOE_{dyn,long}$) foi determinado por meio da Equação 6.1:

Figura 6.3 – Configuração do ensaio de vibração longitudinal para determinação do módulo de elasticidade dinâmico de uma tábua de *Eucalyptus grandis* com 1,55 m de comprimento



Fonte: o autor

$$MOE_{dyn,long} = 4mf^2 \left(\frac{L}{bt} \right) \quad (6.1)$$

Os resultados da densidade características e do módulo de elasticidade dinâmico longitudinal oriundos do ensaio de vibração longitudinal para cada grupo estudado foram resumidos na Tabela 6.2. O módulo de elasticidade dinâmico longitudinal médio e a densidade característica foram determinados por meio da BS EN 14358 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2016). Os dados de ambas as propriedades foram assumidos como tendo uma

distribuição normal conforme descrito na BS EN 14358 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2016).

Tabela 6.2 – Valores estáticos do módulo de elasticidade dinâmico longitudinal para cada grupo de peças de madeira serrada

Grupo	Espécie de madeira	Média (MPa)	Mínimo (MPa)	Máximo (MPa)	Coefficiente de variação (%)	Densidade característica (kg/m ³)
1	<i>Eucalyptus grandis</i>	17122	11414	25893	17,10	462,4
2	<i>Eucalyptus grandis</i>	16650	10721	24357	16,71	475,9
3	<i>Pinus</i> spp.	5992	3033	9190	23,95	359,9
4	<i>Pinus</i> spp.	5859	3235	10513	29,27	367,6

Fonte: o autor

As tábuas de madeira serrada que compõe os grupos 1 e 2 possuem uma classificação T30 para a fabricação de MLC conforme a EN 14080 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2013). Entretanto, essa classificação seria para as espécies de coníferas utilizadas pela indústria de MLC europeia. Os elementos estruturais de *Eucalyptus grandis* produzidos a partir desta classificação possuíram a maior classe de resistência da EN 14080 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2013), GL 32h, para MLC de coníferas. As tábuas de madeira serrada que compõe os grupos 3 e 4 não atingiram nenhuma classe de tábuas para serem usadas na produção de MLC conforme a EN 14080 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2013) devido ao módulo de elasticidade médio do lote ser menor do que 7000 MPa. Se fosse considerado somente a densidade característica, o grupo 3 pertenceria a classe T14,5, enquanto que o grupo 4 pertenceria a classe T15.

6.2 Adesivos

O adesivo estrutural utilizado para a produção de todas as peças de MLC usada no programa experimental foi o adesivo monocomponente de poliuretano reforçado com fibras comercializado com o nome Jowapur® 681.30 pela empresa Jowat SE. Esse produto é empregado na adesão das emendas dentadas e, também, na união das lamelas que constituem os elementos estruturais de MLC e MLCC. Segundo o fabricante (JOWAT SE, [201-]), o adesivo deve ser utilizado para a colagem de lamelas de madeira dos gêneros *Picea*, *Abies* e

Pinus. Esse adesivo estrutural é do tipo EN 15425 – I – 70 – GP – 0.3 – w, ou seja, é um adesivo do tipo I que pode ser utilizado em todas as classes de serviços (JOWAT SE, [201-]). Consoante com o manual técnico da Jowat SE (JOWAT SE, [201-]), o adesivo estrutural possui, na temperatura de 20°C e no teor de umidade do ar de 65 %, uma densidade de 1,15 g/cm³, uma viscosidade de Brookfield de 15500 ± 2500 mPas, um tempo de montagem máximo de 30 minutos e um tempo de pressão mínimo para colagem das lamelas de 45 minutos. A pressão necessária para realizar a colagem das lamelas deve estar compreendida entre 0,6 a 1 MPa. Essas recomendações de produção servem para a colagem das lamelas com um teor de umidade de 12 %. Ainda, a resistência final da colagem somente é alcançada após 24 horas da retirada do produto da prensa em uma temperatura de 20 °C e um teor de umidade de 12 % das lamelas.

6.3 Perfil de alumínio AluMIDI

Nessa pesquisa, o perfil de alumínio, AluMIDI, com seção transversal no formato de “T” foi a ligação usada para a determinação da rigidez rotacional da ligação dos pórticos compostos por elementos estruturais de MLC, A Figura 6.4 e Tabela 6.3 apresentam os tipos de perfis de alumínio (AluMIDI) disponível no mercado. A empresa italiana Rothoblass® é a responsável pela criação e desenvolvimento dessa ligação de alumínio. Segundo o catálogo da empresa (ROTHOBLASS, 2019), o material que compõe cada perfil é uma liga de alumínio EN AW-6005A de alta resistência. Ainda, o processo de fabricação consiste na extrusão do alumínio para formação do perfil, assim não existe solda no produto final (ROTHOBLASS, 2019). O perfil AluMIDI possui pré-furação em sua mesa com dois diâmetros diferentes, 5 mm e 9 mm, enquanto que, sua alma pode ser composta com furos de 13 mm ou não ter furos (ROTHOBLASS, 2019).

Figura 6.4 – Tipos de perfis de alumínio AluMIDI disponível no mercado



Fonte: Rothoblaas (2019)

Tabela 6.3 – Tipos de perfis de alumínio AluMIDI disponível no mercado

Material do perfil de alumínio	Espessura (mm)	Pré-furação na alma	Expansão superior	Altura (mm)	Largura da mesa (mm)
Alumínio EN AW-6005A	6	sem	sem	80	80
		sem	sem	120	
		sem	sem	160	
		sem	sem	200	
		sem	sem	240	
		sem	sem	2200	
		sem	com	280	
		sem	com	320	
		sem	com	360	
		sem	com	400	
		sem	com	440	
		com	com	120	
		com	com	160	
		com	com	200	
		com	com	240	
com	com	280			
com	com	320			
com	com	360			

Fonte: Adaptado de Rothoblass (2019)

O ambiente aonde esse tipo de ligação pode ser inserido na edificação deve pertencer as classes de serviço 1 e 2 do Eurocódigo 5 (ROTHOBLASS, 2019). A classe de serviço 1 é descrita como a condição do ambiente aonde a estrutura ficará sujeita a uma temperatura de 20 °C e a um teor de umidade acima de 65 % em poucas semanas ao longo do ano (EUROPEAN COMMITTE FOR STANDARDIZATION, 2008). Nessa classe de serviço, o teor de umidade de equilíbrio da madeira de coníferas não ultrapassa os 12 % (EUROPEAN COMMITTE FOR STANDARDIZATION, 2008). Essa classe de serviço disposta no Eurocódigo 5 é compatível com a classe de umidade 1 da ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a). A classe de serviço 2 corresponde como a condição do ambiente aonde a estrutura ficará sujeita a uma temperatura de 20 °C e a um teor de umidade acima de 85 % em poucas semanas ao longo do ano (EUROPEAN COMMITTE FOR STANDARDIZATION, 2008). Nessa classe de serviço, o teor de umidade de equilíbrio da madeira de coníferas não ultrapassa os 18 % (EUROPEAN COMMITTE FOR STANDARDIZATION, 2008). Essa classe de serviço disposta no Eurocódigo 5 é compatível com a classe de umidade 2 e 3 da ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a).

Uma vantagem desse perfil é a sua proteção contra o incêndio devido à proteção da ligação ocasionada pela sua ocultação na viga de madeira (ROTHOBLASS, 2019). Consoante com o fabricante (ROTHOBLASS, 2019), essa ligação pode ser aplicada entre madeira-madeira, madeira-concreto e madeira-aço para conectar elementos estruturais de madeira serrada, MLC, MLCC, *Laminated veneer lumber* e painéis de madeira.

O perfil AluMIDI escolhido para o programa experimental foi de 240 mm de altura e a espessura da sua alma e mesa de 6 mm. Cada perfil de alumínio possui um custo unitário de 330,00 reais. A quantidade necessária foi de 16 perfis AluMIDI para as montagens das estruturas (mais detalhe na seção 6.15.1). No total, havia 46 furos na mesa para colocação dos pregos anelados anker e nenhum furo na região da alma. A Figura 6.5 apresenta o tipo de perfil de alumínio, AluMIDI, usado como ligação dos elementos estruturais de MLC. O Apêndice A apresenta as dimensões geométricas dos perfis de alumínio.

Figura 6.5 – Ligação AluMIDI usada em todos os pórticos de MLC



Fonte: o autor

6.4 Prego anelado anker

O prego anelado anker foi o conector usado na fixação da mesa do perfil de alumínio, AluMIDI, nos pilares de MLC para transferir os esforços dos perfis para os pilares. A empresa italiana Rothoblass® é a responsável pela criação e desenvolvimento desse tipo de conector. Segundo o catálogo da companhia (ROTHOBLASS, 2019), o prego anelado anker é produzido a partir do aço-carbono eletrolgalvanizado ou aço inoxidável e deve ser utilizado em

elementos de madeira inseridos somente em ambientes pertencentes às classes de serviço 1 e 2 do Eurocódigo 5 (ROTHOBLASS, 2019). A seção 6.3 contém uma breve explicação sobre as classes de serviço. Esse produto pode ser adquirido com dois diâmetros diferentes, 4 mm e 6 mm, e com diferentes comprimentos, 40 mm a 100 mm (ROTHOBLASS, 2019). As principais geometrias dos pregos anelados anker comercializados pela a Rothoblass® estão apresentadas na Tabela 6.4.

Tabela 6.4 – Principais geometrias dos pregos anelados anker

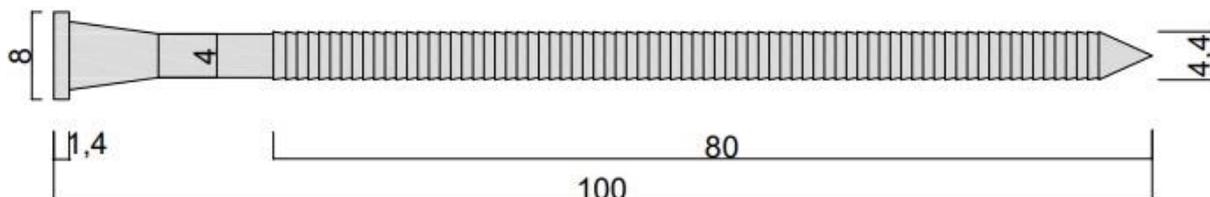
Material do prego anker	Diâmetro nominal (mm)	Diâmetro da cabeça do prego (mm)	Diâmetro externo (mm)	Comprimento (mm)
Aço inoxidável A4	4	8	4,4	50
Aço-carbono eletrogalvanizado	4	8	4,4	40
Aço-carbono eletrogalvanizado	4	8	4,4	50
Aço-carbono eletrogalvanizado	4	8	4,4	60
Aço-carbono eletrogalvanizado	4	8	4,4	75
Aço-carbono eletrogalvanizado	4	8	4,4	100
Aço-carbono eletrogalvanizado	6	12	6,65	60
Aço-carbono eletrogalvanizado	6	12	6,65	80
Aço-carbono eletrogalvanizado	6	12	6,65	100

Fonte: Adaptado de Rothoblass (2019)

Consoante com o fabricante (ROTHOBLASS, 2019), essa ligação pode ser aplicada entre madeira-madeira e madeira-aço para conectar elementos de madeira serrada, MLC, MLCC, *Laminated veneer lumber*, painéis de madeira, painéis aglomerados e MDF. O prego anelado anker escolhido para o programa experimental foi de 4 mm de diâmetro interno e comprimento de 100 mm, Figura 6.6. O diâmetro externo desse conector foi de 4,40 mm. Segundo o catálogo da companhia (ROTHOBLASS, 2019), o momento resistente característico ($M_{y,k}$) do prego escolhido é igual a 6500 N.mm. Cada prego anelado possui um custo unitário de 0,44 reais. A quantidade de pregos necessária para o desenvolvimento da pesquisa foi de 976. A Figura 6.7 apresenta os pregos anelados anker usados nos ensaios de arrancamento e nas montagens dos pórticos de MLC. Além disso, a resistência última dos

pregos atingiu um valor médio de 636 MPa por meio de cinco ensaios axiais de tração. Assim, um aço-carbono que possui semelhante resistência última é o AISI 1065.

Figura 6.6 - Dimensões geométricas em mm do prego anelado anker



Fonte: o autor

Figura 6.7 – Pregos anelados anker utilizados na fixação dos perfis de alumínio nos pilares de MLC e no ensaio de arrancamento



Fonte: o autor

6.5 Parafuso auto-perfurante SBD

O parafuso auto-perfurante SBD foi o tipo de parafuso usado na transferência dos esforços das vigas de MLC para os perfis de alumínio, AluMIDI. A empresa italiana Rothoblass® é a responsável pela criação e desenvolvimento desse tipo de parafuso. Segundo o catálogo da companhia (ROTHOBLASS, 2019), o parafuso auto-perfurante SBD é produzido a partir do aço-carbono eletrolgalvanizado e deve ser utilizado em elementos de madeira inseridos somente em ambientes pertencentes às classes de serviço 1 e 2 do Eurocódigo 5. A seção 6.3 contém uma breve explicação sobre as classes de serviço. Esse produto pode ser adquirido com diâmetro de 7,5 mm e com diferentes comprimentos, 55 mm a 235 mm (ROTHOBLASS, 2019). As principais geometrias dos parafusos auto-perfurantes SBD comercializados pela a Rothoblass® estão apresentadas na Tabela 6.5. Consoante com o

fabricante (ROTHOBLASS, 2019), esse conector pode ser aplicado em ligações ocultas de madeira-alumínio e madeira-aço. A ponta do conector funciona como uma broca que perfura a madeira como também o perfil de alumínio. O aço carbônico usado na produção desse parafuso é o aço AISI 10B21 equivalente ao ASTM A510.

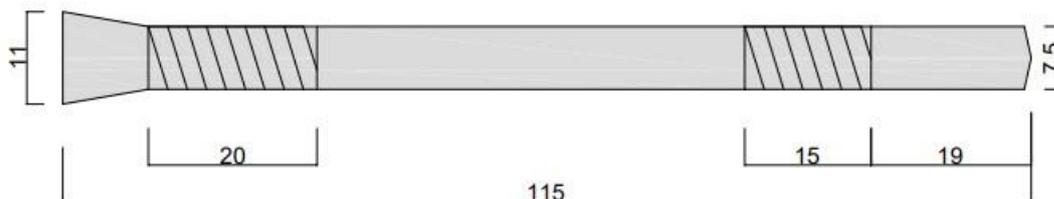
Tabela 6.5 - Principais geometrias dos parafusos auto-perfurantes SBD

Material do parafuso auto-perfurante	Diâmetro nominal (mm)	Diâmetro da cabeça (mm)	Comprimento (mm)
Aço-carbono eletro galvanizado	7,5	11	55
Aço-carbono eletro galvanizado	7,5	11	75
Aço-carbono eletro galvanizado	7,5	11	95
Aço-carbono eletro galvanizado	7,5	11	115
Aço-carbono eletro galvanizado	7,5	11	135
Aço-carbono eletro galvanizado	7,5	11	155
Aço-carbono eletro galvanizado	7,5	11	175
Aço-carbono eletro galvanizado	7,5	11	195
Aço-carbono eletro galvanizado	7,5	11	215
Aço-carbono eletro galvanizado	7,5	11	235

Fonte: Adaptado de Rothoblass (2019)

O parafuso auto-perfurante SBD escolhido para o programa experimental foi de 7,5 mm de diâmetro e um comprimento de 115 mm, Figura 6.8. Segundo o catálogo da companhia (ROTHOBLASS, 2019), o momento resistente característico ($M_{y,k}$) do parafuso escolhido é igual a 42000 N.mm. Cada parafuso auto-perfurante SBD possui um custo unitário de 21,40 reais. A quantidade de parafusos necessária para o desenvolvimento da pesquisa foi de 256. A Figura 6.9 apresenta os parafusos auto-perfurantes SBD usados nos ensaios de embutimento e nas montagens dos pórticos de MLC. A resistência última dos parafusos auto-perfurantes SBD atingiu um valor médio de 900 MPa por meio de três ensaios axiais de tração.

Figura 6.8 - Dimensões geométricas em mm do parafuso auto-perfurante SBD



Fonte: o autor

Figura 6.9 - Parafusos auto-perfurantes SBD utilizados na fixação dos perfis de alumínio e nos ensaios de embutimento



Fonte: o autor

6.6 Fabricação das peças de MLC

Nessa seção são abordadas as etapas do processo de produção dos elementos estruturais de MLC de *Eucalyptus grandis* e *Pinus* spp.

6.6.1 MLC de *Eucalyptus grandis*

A produção dos elementos estruturais e das peças de caracterização de *Eucalyptus grandis* necessária para o desenvolvimento da pesquisa foi realizada na cidade de Vargem Grande – SP na empresa ITA construtora LTDA. O teor de umidade das tábuas de madeira serrada foi obtido por meio do medidor de umidade M52 da empresa Marrari após a determinação do módulo de elasticidade por vibração longitudinal de cada tábua, Figura 6.10. Este equipamento estima o teor de umidade por meio da correlação existente entre a umidade da madeira e as alterações do campo eletromagnético produzido pelo medidor. A densidade

da espécie da madeira deve ser inserida no dispositivo para realizar a medição. A média do teor de umidade e o coeficiente de variação para as tábuas com 2,05 metros de comprimento foram de 11,96 % e 19,86 %, respectivamente. A média do teor de umidade e o coeficiente de variação para as tábuas com 1,55 metros de comprimento foram de 12,29 % e 17,19%, respectivamente.

Figura 6.10 – Medição do teor de umidade de uma tábua de madeira serrada de *Eucalyptus grandis*



Fonte: o autor

Posteriormente, as tábuas de madeira serrada foram aplainadas na moldureira Plaina Moldureira Omil – PMO - 240 antes da realização da colagem com precisão de 0,1 mm, Figura 6.11(a) e Figura 6.11(b).

Figura 6.11 – (a) Aplainamento de uma tábua de madeira de *Eucalyptus grandis* (b) lamelas de madeira de *Eucalyptus grandis* após o aplainamento



(a)

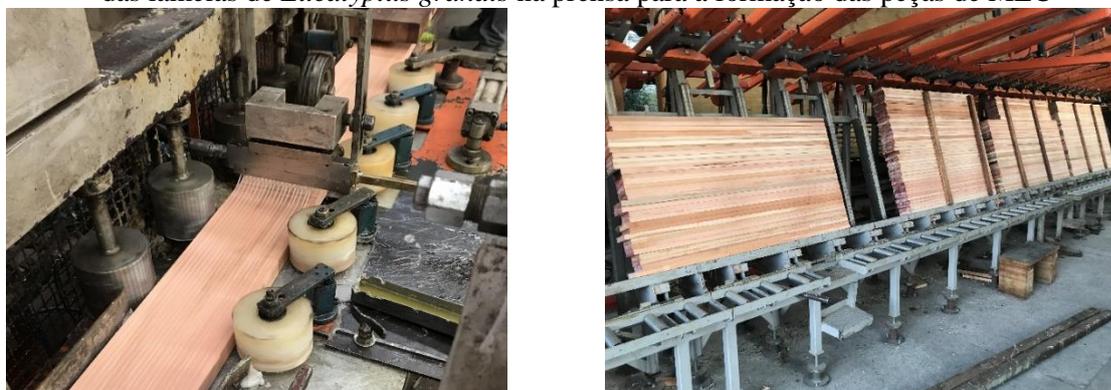


(b)

Fonte: o autor

Na sequência, o adesivo monocomponente à base de poliuretano, Jowapur 681.30, foi aplicado na superfície de uma lamela de cada linha de cola com uma proporção de aproximadamente de 200 g/m² por meio de um aplicador automático, Figura 6.12 (a). Em seguida, as lamelas foram colocadas na prensa, respeitando o tempo de montagem do fabricante da cola, para produzir as peças para a realização dos ensaios de caracterização e os elementos estruturais para o ensaio de rigidez da ligação, Figura 6.12(b). As lamelas foram submetidas a uma pressão de 1,0 MPa por meio de uma prensa hidráulica sobre temperatura ambiente e umidade relativa do ar do ambiente durante uma hora, Figura 6.13.

Figura 6.12 – (a) Aplicação do adesivo na superfície de uma lamela *Eucalyptus grandis* (b) disposição das lamelas de *Eucalyptus grandis* na prensa para a formação das peças de MLC

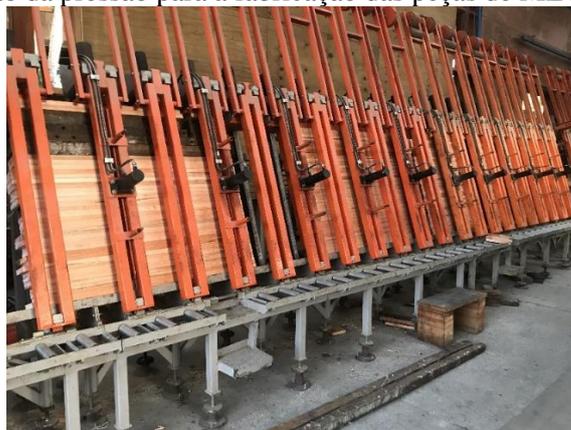


(a)

(b)

Fonte: o autor

Figura 6.13 – Aplicação da pressão para a fabricação das peças de MLC de *Eucalyptus grandis*



Fonte: o autor

Após a retirada da pressão e, conseqüentemente, das peças de MLC da prensa, o material passou por uma plaina de desengrosso para a realização do corte no comprimento necessário para o desenvolvimento da pesquisa. Posteriormente, somente nas vigas e em uma

das suas extremidades foi feita uma abertura de 8 mm de espessura em torno de toda a altura da seção transversal com o auxílio de um centro de usinagem de comando numérico (CNC) para inserir a alma da ligação AluMIDI, Figura 6.14 (a) e (b). A profundidade do corte em relação ao eixo longitudinal da peça foi de aproximadamente de 10 cm. A Figura 6.15 mostra uma viga com o corte realizado para inserção da ligação.

Figura 6.14 – (a) Máquina CNC usada para usinagem das vigas de MLC (b) viga de MLC de *Eucalyptus grandis* sendo usinada na CNC



(a)



(b)

Fonte: o autor

Figura 6.15 – Detalhe do corte em uma extremidade de uma viga de MLC

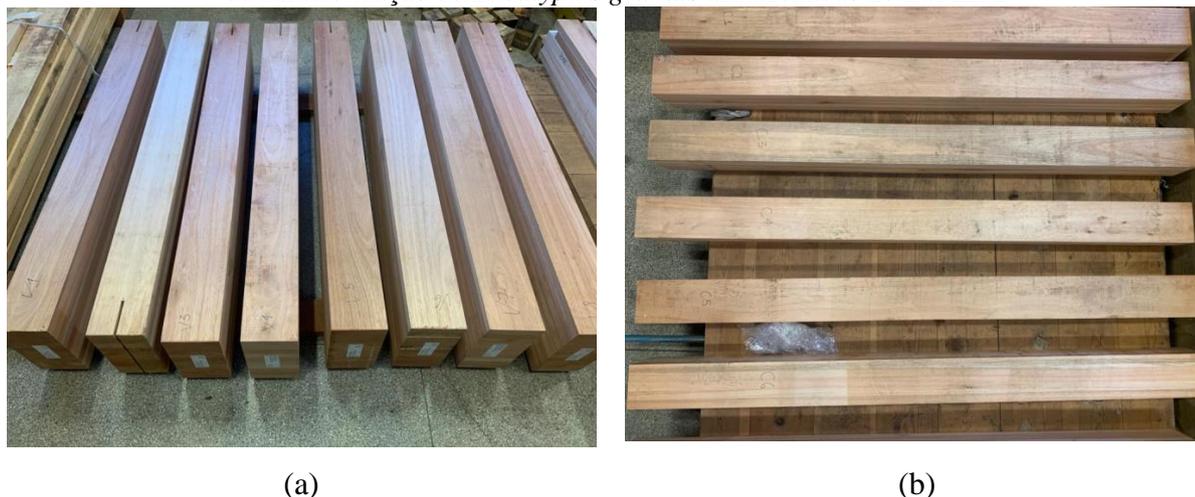


Fonte: o autor

Na sequência, todos os elementos estruturais e de caracterização passaram novamente em uma plaina de desengrosso para a realização do acabamento final. As peças produzidas

foram transportadas para o LaMEM e ficaram armazenadas em recinto coberto para manter o teor de umidade do material em torno de 12 %, Figura 6.16. A Tabela 6.6 mostra as dimensões, a densidade aparente e a quantidade das peças de MLC de *Eucalyptus grandis* produzidas para o programa experimental.

Figura 6.16 – (a) Vista das vigas de *Eucalyptus grandis* armazenadas no LaMEM (b) vista das peças de caracterização de *Eucalyptus grandis* armazenadas no LaMEM



Fonte: o autor

Tabela 6.6 – Dimensões e densidade aparente das peças de MLC de *Eucalyptus grandis*

Elemento estrutural	Quantidade	Largura (mm)	Altura (mm)	Comprimento (mm)	Densidade aparente (kg/m ³)
Viga	8	149	299	1499	639,5
Pilar	4	149	299	1999	623,4
Peças de caracterização	6	150	150	1999	611,3

Fonte: o autor

6.6.2 MLC de *Pinus spp.*

A produção dos elementos estruturais e das peças de caracterização de *Pinus spp.* necessária para o programa experimental dessa pesquisa foi realizada na cidade de Taboão da Serra – SP na empresa Rewood LTDA. O teor de umidade das tábuas de madeira serrada foi determinado por meio do aparelho de medidor de umidade M52 da empresa Marrari após a determinação do módulo de elasticidade por vibração longitudinal de cada tábua, Figura 6.17.

A média do teor de umidade e o coeficiente de variação para as tábuas com 2,01 metros de comprimento foram de 11,65 % e 16,00 % respectivamente. A média do teor de umidade e o coeficiente de variação para as tábuas com 1,51 metros de comprimento foram de 11,63 % e 10,78 % respectivamente.

Figura 6.17 - Medição do teor de umidade de uma tábua de madeira serrada de *Pinus* spp.



Fonte: o autor

Posteriormente, as tábuas de madeira serrada foram aplainadas em uma plaina moldureira Hypermac 623 com precisão de 0,1 mm, Figura 6.18 (a) e Figura 6.18 (b). Antes da realização da colagem, uma distribuição das lamelas ao longo da seção transversal das peças produzidas foi realizada. Em vista disso, as lamelas com maior módulo de elasticidade ficaram nas extremidades das peças, enquanto que as lamelas com menores módulo de elasticidade ficaram na região central. Na sequência, o adesivo monocomponente à base de poliuretano, Jowapur 681.30, foi aplicado na superfície de uma lamela de cada linha de cola com uma proporção de aproximadamente de 200 g/m² por meio de um aplicador automático, Figura 6.19 (a). Em seguida, as lamelas foram colocadas na prensa, respeitando o tempo de montagem do fabricante da cola, para produzir as peças para a realização dos ensaios de caracterização e os elementos estruturais para o ensaio de rigidez da ligação, Figura 6.19 (b). As lamelas foram submetidas a uma pressão de 0,9 MPa por meio de uma prensa hidráulica sobre temperatura ambiente e umidade relativa do ar do ambiente durante uma hora, Figura 6.20.

Figura 6.18 - (a) Aplainamento de uma tábua de madeira de *Pinus* spp. (b) lamelas de madeira de *Pinus* spp. após o aplainamento



(a)



(b)

Fonte: o autor

Figura 6.19 – (a) Aplicação do adesivo na superfície de uma lamela *Pinus* spp. (b) disposição das lamelas de *Pinus* spp. na prensa para a formação das peças de MLC



(a)



(b)

Fonte: o autor

Figura 6.20 - Aplicação da pressão para a fabricação das peças de MLC de *Pinus* spp.

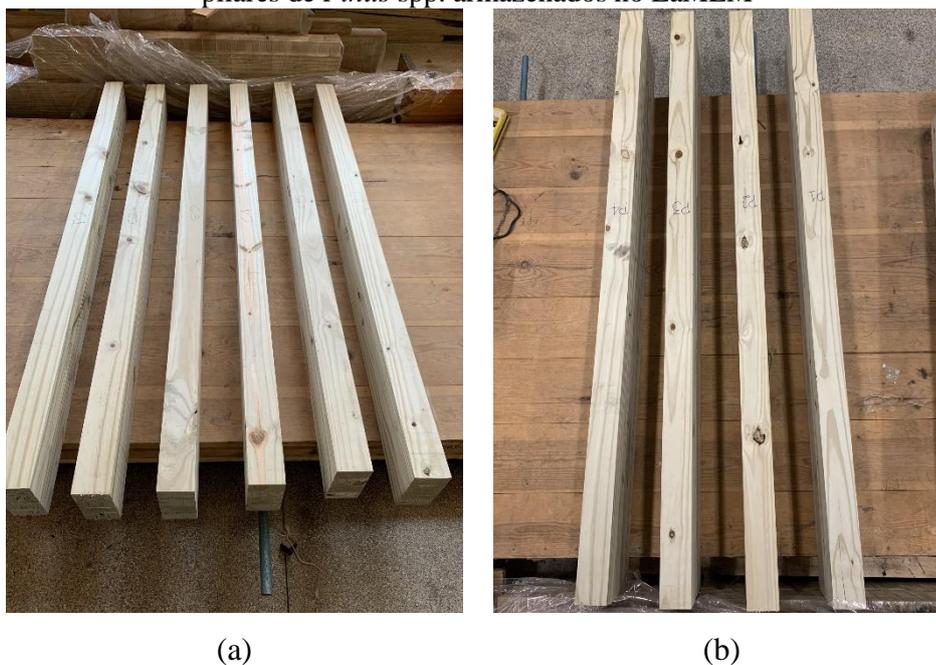


Fonte: o autor

Após a retirada da pressão e, conseqüentemente, das peças de MLC da prensa, o material passou por uma plaina de desengrosso para a realização do corte no comprimento

necessário para o desenvolvimento da pesquisa. Na sequência, o material foi transportado até o LaMEM e foi armazenado no interior do laboratório para manter o teor de umidade do material em torno de 12 %, Figura 6.21. As dimensões e densidade aparente das peças de MLC de *Pinus* spp. usadas no programa experimental estão mostradas na Tabela 6.7

Figura 6.21 – Vista das peças de caracterização de *Pinus* spp. armazenadas no LaMEM (b) vista dos pilares de *Pinus* spp. armazenados no LaMEM



Fonte: o autor

Tabela 6.7 - Dimensões e densidade aparente das peças de MLC de *Pinus* spp.

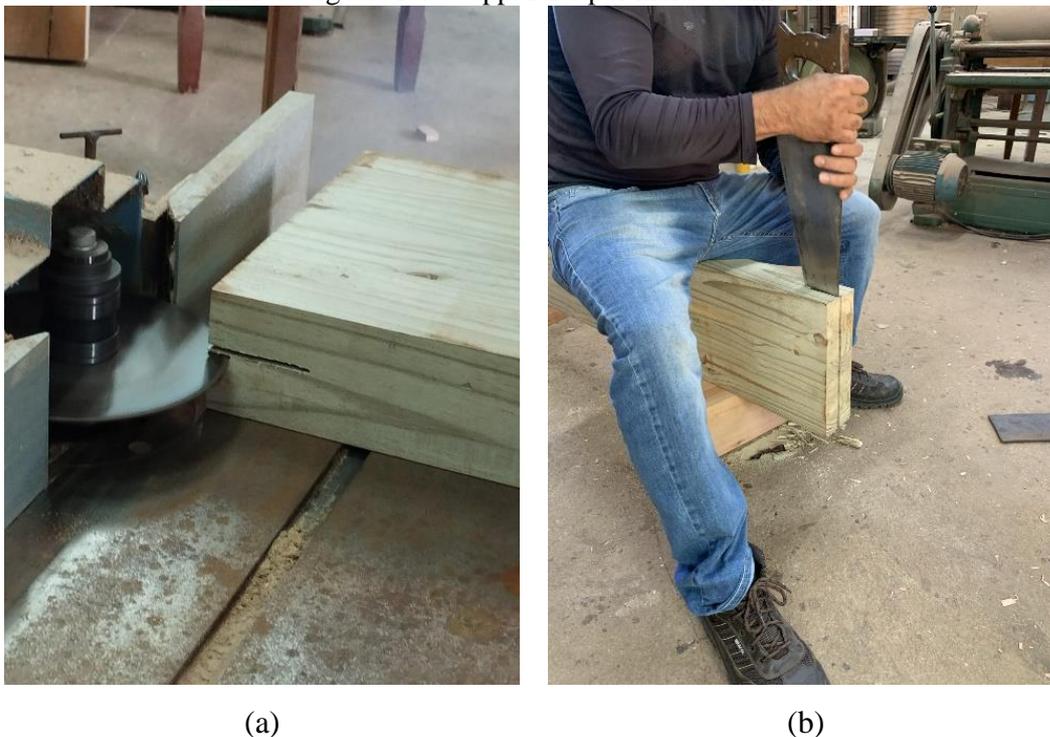
Elemento estrutural	Quantidade	Largura (mm)	Altura (mm)	Comprimento (mm)	Densidade aparente (kg/m ³)
Viga	8	85	302	1510	440,8
Pilar	4	85	303	2011	440,5
Peças de caracterização	6	85	173	2010	438,4

Fonte: o autor

Somente nas vigas e em uma das suas extremidades foi feita uma abertura de 7,8 mm de espessura em torno de toda a altura da seção transversal com uma profundidade de corte em relação ao eixo longitudinal da peça de aproximadamente de 10 cm para inserir a alma da ligação AluMIDI. Para isso, primeiramente, um corte de 7 cm de profundidade e 7,8 mm de

espessura foi feito em cada viga com a utilização de uma tupia de bancada, Figura 6.22 (a). Na sequência, um serrote foi utilizado para chegar à profundidade final de abertura de 10,17 cm devido à limitação da serra de corte da tupia de bancada, Figura 6.22 (b).

Figura 6.22 – (a) Corte na extremidade da viga de *Pinus* spp. realizado na tupia de bancada (b) corte final da viga de *Pinus* spp. feito por meio de um serrote

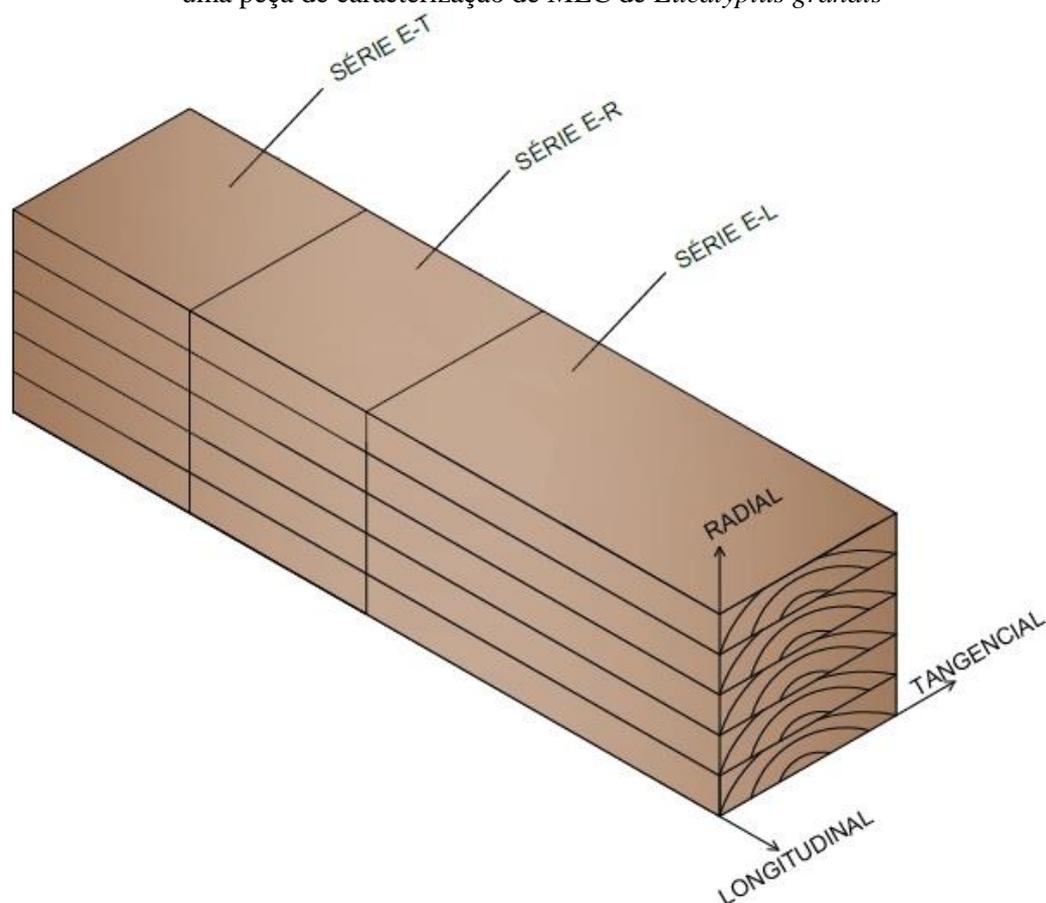


Fonte: o autor

6.7 Ensaio de determinação dos coeficientes elásticos das peças de caracterização de MLC

Ensaios de compressão simples abrangendo as três direções principais das peças de caracterização (longitudinal, tangencial e radial) foram conduzidos em amostras prismáticas para realizar a calibração do material na modelagem numérica. Em vista disso, alguns coeficientes elásticos do tensor constitutivo ortotrópico de quarta ordem para a MLC de *Pinus* spp. e *Eucalyptus grandis* foram obtidos experimentalmente. As amostras foram extraídas das peças de caracterização contemplando ambas as espécies estudadas. Os corpos de prova foram retirados sem qualquer alteração na seção transversal das peças de caracterização. A Figura 6.23 apresenta a região de retirada dos corpos de prova de uma peça de caracterização de MLC de *Eucalyptus grandis* e o sistema de referência das direções adotado.

Figura 6.23 – Sistema de referência das direções adotado e região da extração dos corpos de prova de uma peça de caracterização de MLC de *Eucalyptus grandis*



Fonte: o autor

As dimensões e os coeficientes elásticos obtidos em cada série estão detalhados na Tabela 6.8. Cada série é identificada por duas letras: a primeira corresponde ao tipo de espécie da madeira usada na amostra (P = *Pinus* spp. e E = *Eucalyptus grandis*) e a segunda retrata a direção de aplicação do carregamento em relação aos eixos principais da madeira durante os ensaios (L = longitudinal, R = radial e T = tangencial). Além disso, somente foi possível ensaiar três corpos de prova para cada amostra. Como pode ser visto na Tabela 6.8, não foi realizado o ensaio de compressão na direção tangencial para a espécie de *Pinus* spp devido a dimensão do corpo de prova na direção tangencial ser muito menor do que nas direções radial e longitudinal.

Tabela 6.8 – Coeficientes elásticos obtidos e dimensões das amostras para cada série

Nomenclatura da série	Espécie de madeira	Coeficientes elásticos obtidos	Largura (mm)	Altura (mm)	Comprimento (mm)
P-L	<i>Pinus</i> spp.	E_L	85	171	335
P-R	<i>Pinus</i> spp.	E_R, ν_{RL}	85	171	172
E-L	<i>Eucalyptus grandis</i>	E_L	149	149	288
E-R	<i>Eucalyptus grandis</i>	E_R, ν_{RL}	150	150	150
E-T	<i>Eucalyptus grandis</i>	E_T, ν_{TL}, ν_{TR}	150	150	152

Fonte: o autor

O equipamento empregado para a realização dos ensaios foi a máquina universal de ensaio Instron com capacidade de carga de 1500 kN. Um deslocamento foi aplicado na superfície da seção transversal dos corpos de prova a uma taxa de 1 mm/min. Um transdutor de deslocamento variável linear (LVDT) com precisão de 0,001 mm e curso máximo de 25 mm foi disposto em cada face do material para medir o deslocamento linear entre dois pontos separados por uma distância de 10 cm. Como pode ser visto na Figura 6.24, esse deslocamento linear ocorreu na mesma direção do deslocamento do pistão. Em cada face do corpo de prova, um extensômetro foi instalado na região central com o propósito de registrar a deformação no sentido oposto ao deslocamento do pistão. Os extensômetros adotados foram adquiridos da empresa Kyowa Electronic Instruments CO., LTD, modelo KFG-10-120-C1-11 com fator de sensibilidade de $2,11 \pm 1,0$ % e resistência de $119,8 \pm 0,2 \Omega$. Cada extensômetro tinha uma resistência com 10 mm de comprimento. O equipamento *SYSTEM 5000* foi utilizado para coletar as informações sobre o deslocamento linear, as deformações e o carregamento aplicado durante a realização dos testes. A disposição adotada em todos os ensaios de caracterização está mostrada na Figura 6.24. A média dos deslocamentos obtidos pelos quatro LVDTs foram usados para determinar o módulo de elasticidade longitudinal, transversal e radial por meio das Equações 6.2 a 6.4, respectivamente. No mesmo contexto,

cada coeficiente de Poisson foi determinado mediante a relação entre a média das medições dos extensômetros em faces opostas e a média da deformação obtidas por meio dos LVDTs nas mesmas faces, Equação 6.5 a Equação 6.7.

Figura 6.24 – Ensaio de caracterização de peças estruturais de MLC com a direção do carregamento aplicado na direção longitudinal (a) e radial (b)



(a)

(b)

Fonte: o autor

$$E_L = \frac{\sigma_L}{\epsilon_L} \quad (6.2)$$

$$E_T = \frac{\sigma_T}{\epsilon_T} \quad (6.3)$$

$$E_R = \frac{\sigma_R}{\epsilon_R} \quad (6.4)$$

$$\nu_{RL} = -\frac{\epsilon_L}{\epsilon_R} \quad (6.5)$$

$$U_{TL} = -\frac{\varepsilon_L}{\varepsilon_T} \quad (6.6)$$

$$U_{TR} = -\frac{\varepsilon_R}{\varepsilon_T} \quad (6.7)$$

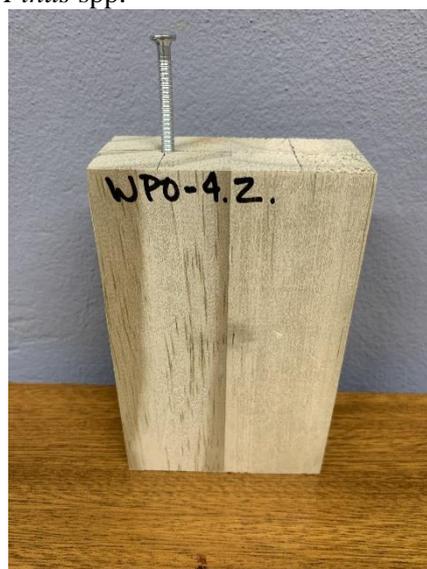
6.8 Ensaio de arrancamento paralelo às fibras

Os ensaios de arrancamento paralelo às fibras foram feitos conforme o procedimento descrito na norma BS prEN 1382 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2014). O prego anelado anker da empresa Rothoblaas® com diâmetro nominal de 4 mm e comprimento 100 mm, seção 6.3.2, foi o conector usado nesses ensaios. Além disso, dois tipos de amostras foram retirados das peças de caracterização de MLC para analisar a influência da linha de cola nessa propriedade mecânica. Um tipo de amostra continha dois pregos, sendo que cada um estava posicionado na região central de uma lamela de MLC, Figura 6.25. O outro tipo de amostra continha dois pregos, sendo que cada um estava inserido em uma linha de cola entre duas lamelas de MLC, Figura 6.26. A profundidade de penetração do prego da parte anelada nas amostras foi de aproximadamente 55 mm (13,75.d). Desse modo, as amostras foram retiradas com as dimensões em função da penetração e do diâmetro do prego de acordo com a BS prEN 1382 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2014). Conforme a BS prEN 1382 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2014), a profundidade de penetração deve estar entre 8.d e 20.d. Os pregos foram inseridos nas amostras com auxílio de um martelo sem pré-furação. Doze corpos de prova, cada um com dois pregos, foram ensaiados para cada tipo de amostra e espécie de madeira usada totalizando 96 ensaios realizados (24 ensaios por amostra). O tamanho da amostragem foi definido pela disponibilidade de material e conectores para a realização de todo o programa experimental. A Tabela 6.9 apresenta os principais dados de cada série considerada no programa experimental.

Figura 6.25 – Corpo de prova com o prego anelado anker inserido no meio da lamela: (a) *Eucalyptus grandis* (b) *Pinus* spp.



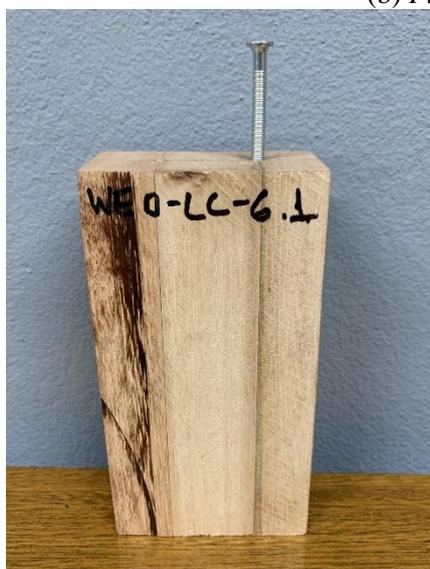
(a)



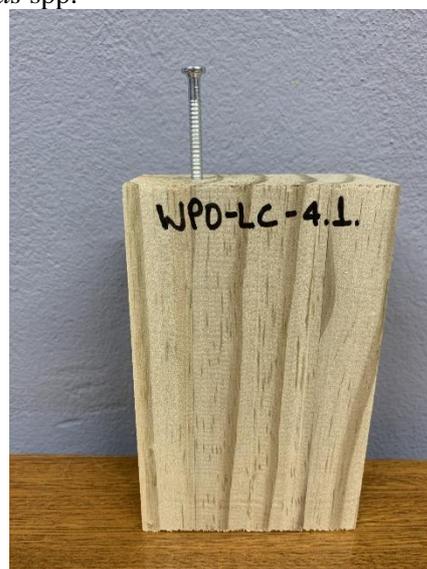
(b)

Fonte: o autor

Figura 6.26 – Corpo de prova com prego anelado anker fixado na linha de cola: (a) *Eucalyptus grandis* (b) *Pinus* spp.



(a)



(b)

Fonte: o autor

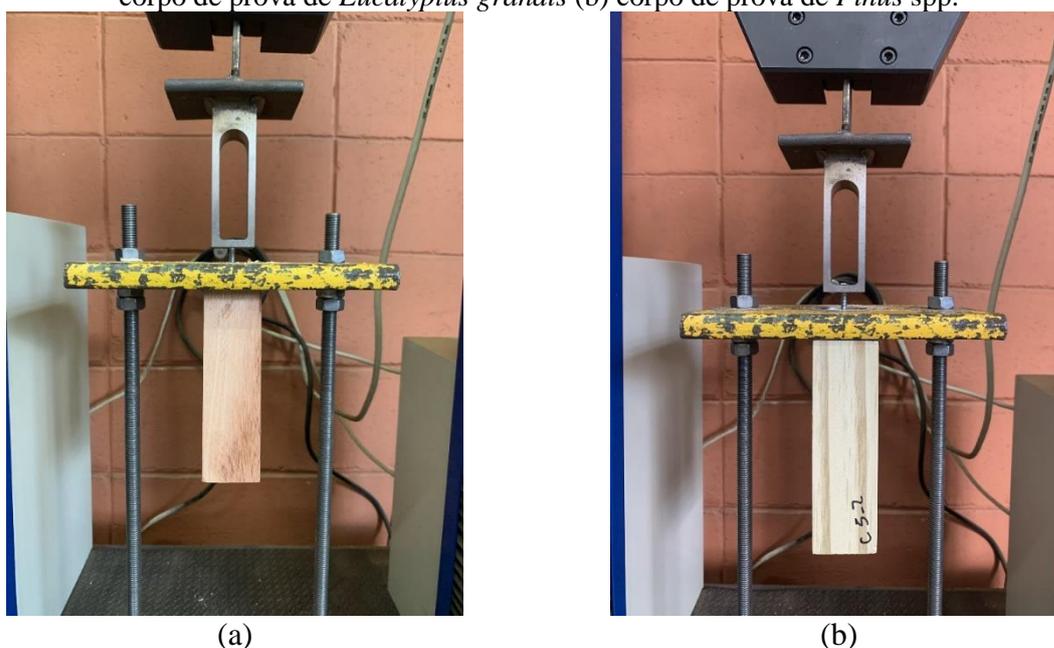
Tabela 6.9 – Características e dimensões nominais das amostras do ensaio de arrancamento paralelo às fibras

Nomenclatura da série	Espécie de madeira	Posição do prego	Espessura (mm)	Largura (mm)	Comprimento (mm)
WE0	<i>Eucalyptus grandis</i>	Lamela	40	70	140
WE0-LC	<i>Eucalyptus grandis</i>	Linha de cola	40	70	140
WP0	<i>Pinus spp.</i>	Lamela	40	86	140
WP0-LC	<i>Pinus spp.</i>	Linha de cola	40	86	140

Fonte: o autor

A máquina universal de ensaio, EMIC modelo DL 3000, com capacidade de carga de 30 kN foi usada para a realização dos ensaios de arrancamento paralelo às fibras. A extração do prego do corpo de prova foi feita a uma taxa de deslocamento de 2 mm/min. Esse deslocamento foi aplicado na região da cabeça do prego por meio de um dispositivo confeccionado para a realização do ensaio. A Figura 6.27 mostra a configuração usada nos ensaios de arrancamento paralelo às fibras.

Figura 6.27 – Configuração do ensaio de arrancamento paralelo às fibras do prego anelado anker: (a) corpo de prova de *Eucalyptus grandis* (b) corpo de prova de *Pinus spp.*



Fonte: o autor

As leituras da força e do deslocamento foram feitas por meio de um programa de aquisição de dados instalado em um computador, que estava conectado à máquina universal de ensaio. Dessa maneira, a força máxima de arrancamento foi determinada, assim como, a curva força x deslocamento. A resistência ao arrancamento paralelo às fibras dos pregos anelados anker foi calculado por meio da Equação 6.8. O modo de falha de cada ensaio foi verificado por meio da visualização do dano causado no prego e na madeira após a realização de cada ensaio. Além disso, os corpos de prova foram colocados em estufa para determinar o teor de umidade da madeira no momento do ensaio conforme o procedimento da BS EN 13183-1 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2002). Desse modo, os corpos de provas foram inseridos em uma estufa com temperatura média de 105 °C.

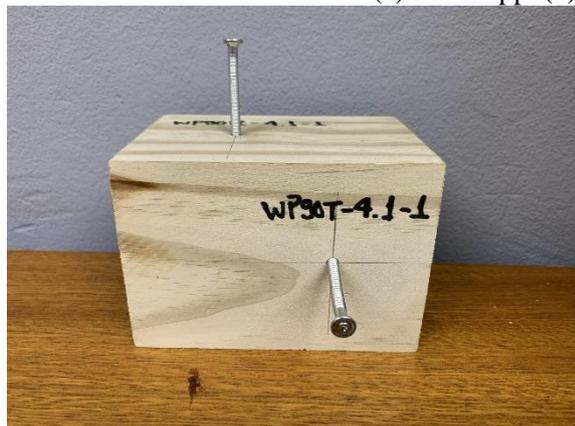
$$f_{ax,0} = \frac{F_{ax,máx}}{d.l_d} \quad (6.8)$$

6.9 Ensaio de arrancamento normal às fibras

Os ensaios de arrancamento normal às fibras foram realizados com o objetivo de simular o comportamento dos pregos fixados nos pilares da estrutura estudada, pois os conectores ao serem solicitados pelo esforço de tração, tendem a serem arrancados dos pilares. Para tal propósito, os ensaios foram realizados de acordo com a metodologia descrita na norma BS prEN 1382 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2014). Os conectores usados nesses ensaios foram os pregos anelados anker da empresa Rothoblass® com diâmetro de 4 mm e comprimento de 100 mm (mais detalhe no item 6.3.2). Duas configurações de corpos de provas foram usadas para analisar a influência da linha de cola e também da superfície da madeira nessa propriedade mecânica. A primeira continha um prego fixado na direção tangencial e outro prego fixado na direção radial, Figura 6.28. O segundo tipo de amostra continha dois pregos fixados na linha de cola na direção tangencial, Figura 6.29. A profundidade de penetração do prego da parte anelada nas amostras foi de aproximadamente 55 mm (13,5.d). As amostras foram extraídas com as dimensões em função da penetração e diâmetro do prego conforme a norma BS prEN 1382 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2014). De acordo com a BS prEN 1382 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2014), a profundidade de penetração deve estar entre 8.d e 20.d. A fixação dos pregos nos corpos de prova foi feita por meio de martelo sem pré-furação. Doze amostras com dois pregos de cada série foram ensaiadas totalizando 144 ensaios realizados (24 ensaios

para cada série). O tamanho da amostragem foi definido pela disponibilidade de material e conectores para a realização de todo o programa experimental. A Tabela 6.10 apresenta os principais dados de cada série considerada no programa experimental.

Figura 6.28 – Corpos de prova para o ensaio de arrancamento normal às fibras do prego anelado anker:
(a) *Pinus* spp. (b) *Eucalyptus grandis*



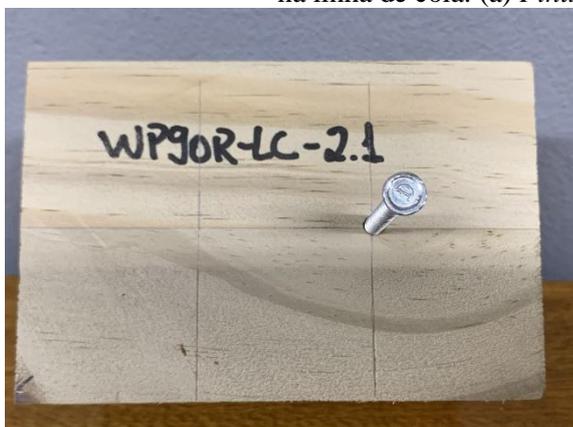
(a)



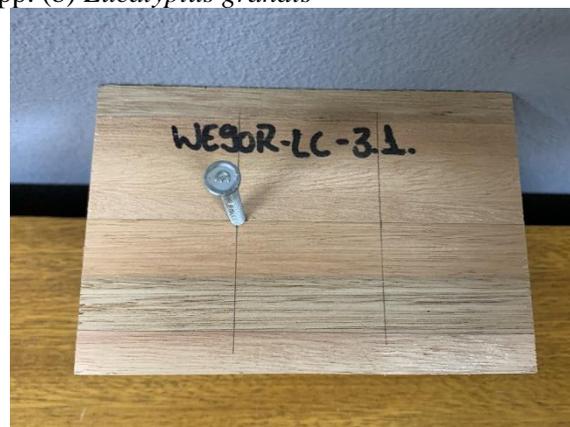
(b)

Fonte: o autor

Figura 6.29 - Corpos de prova para o ensaio de arrancamento normal às fibras do prego anelado anker na linha de cola: (a) *Pinus* spp. (b) *Eucalyptus grandis*



(a)



(b)

Fonte: o autor

Tabela 6.10 - Características e dimensões nominais das amostras do ensaio de arrancamento normal às fibras

Nomenclatura da série	Espécie de madeira	Posição do prego	Espessura (mm)	Largura (mm)	Comprimento (mm)
WE90T	<i>Eucalyptus grandis</i>	Direção tangencial	80	80	120
WE90R	<i>Eucalyptus grandis</i>	Direção radial	80	80	120
WE90T-LC	<i>Eucalyptus grandis</i>	Linha de cola da direção tangencial	80	80	120
WP90T	<i>Pinus</i> spp.	Direção tangencial	80	80	120
WP90R	<i>Pinus</i> spp.	Direção radial	80	80	120
WP90T-LC	<i>Pinus</i> spp.	Linha de cola da direção tangencial	80	80	120

Fonte: o autor

Os ensaios de arrancamento normal às fibras foram realizados em uma máquina universal de ensaio, EMIC modelo DL 3000, com capacidade de carga de 30 kN. O procedimento consistiu na aplicação de um deslocamento de 2 mm/min para extrair o conector do corpo de prova. A força axial gerada pelo deslocamento do pistão foi aplicada diretamente na cabeça do prego. A configuração do ensaio realizado está representada na Figura 6.30. O deslocamento foi aplicado até a extração total do prego ou de sua ruptura. Os dados obtidos do deslocamento e da força aplicada foram armazenados por um computador conectado a máquina universal de ensaio. Dessa maneira, a força máxima de arrancamento foi determinada, assim como, a curva força x deslocamento. A resistência ao arrancamento normal às fibras para cada ensaio foi determinada por meio da Equação 6.9. Na sequência da realização dos ensaios, cada corpo de prova foi verificado visualmente para identificar os principais danos que ocorreram na madeira e no prego, sendo que o teor de umidade de cada corpo de prova foi determinado conforme o procedimento descrito na BS EN 13183-1 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2002). Desse modo, cada corpo de prova foi colocado em uma estufa com uma temperatura média de 105 °C.

Figura 6.30 – Configuração dos ensaios de arrancamento normal às fibras do prego anelado anker: (a) amostra de *Pinus* spp. com prego inserido na direção radial (b) amostra de *Eucalyptus grandis* com prego inserido na linha de cola



(a)

(b)

Fonte: o autor

$$f_{ax,90} = \frac{F_{ax,máx}}{d \cdot l_d} \quad (6.9)$$

6.10 Ensaio de embutimento paralelo às fibras

Os ensaios de embutimento paralelo às fibras foram realizados de acordo com o procedimento descrito no documento normativo BS EN 383 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2007). A norma brasileira ABNT NBR 7190-3 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022c) disponibiliza um método de ensaio baseado na BS EN 383 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2007) para determinar a resistência ao embutimento paralelo às fibras. O conector usado nesses ensaios foi o parafuso auto-perfurante SBD da empresa Rothoblaas® com diâmetro de 7,5 mm e comprimento 115 mm, seção 6.3.3. Dois tipos de amostras foram extraídos das peças de caracterização de MLC para analisar a influência da linha de cola nessa propriedade mecânica. Uma pré-furação de 4 mm foi realizada em cada corpo de prova para auxiliar no alinhamento dos parafusos no

momento da sua inserção. A Figura 6.31 apresenta um corpo de prova com o furo localizado na linha de cola entre duas lamelas de MLC. O outro tipo de corpo de prova com o furo localizado na região central de uma lamela de MLC está mostrado na Figura 6.32. As amostras foram retiradas com as dimensões compatíveis com a BS EN 383 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2007), Tabela 6.11. Os conectores foram inseridos nas amostras com auxílio de uma furadeira e uma broca especial disponibilizada pela empresa Rothoblaas® para realizar o encaixe na cabeça desses conectores. Doze corpos de prova foram ensaiados para cada tipo de série e espécie de madeira usada totalizando 48 ensaios realizados. O tamanho da amostragem foi definido pela disponibilidade de material e conectores para a realização de todo o programa experimental.

Figura 6.31 – Corpo de prova de embutimento paralelo às fibras com furo na linha de cola para inserir o parafuso auto-perfurante SBD: (a) *Eucalyptus grandis* e (b) *Pinus* spp.



(a)



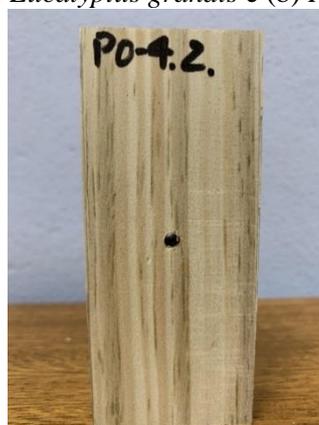
(b)

Fonte: o autor

Figura 6.32 - Corpo de prova de embutimento paralelo às fibras com furo no centro de uma lamela para inserir o parafuso auto-perfurante SBD: (a) *Eucalyptus grandis* e (b) *Pinus* spp.



(a)



(b)

Fonte: o autor

Tabela 6.11 – Características e dimensões nominais das amostras do ensaio de embutimento paralelo às fibras

Nomenclatura da série	Espécie de madeira	Posição do parafuso	Espessura (mm)	Largura (mm)	Comprimento (mm)
E0	<i>Eucalyptus grandis</i>	Centro da lamela	20	45	105
E0-LC	<i>Eucalyptus grandis</i>	Linha de cola	20	45	105
P0	<i>Pinus spp.</i>	Centro da lamela	20	45	105
P0-LC	<i>Pinus spp.</i>	Linha de cola	20	45	105

Fonte: o autor

O equipamento usado para realizar os ensaios foi a máquina universal de ensaio Instron com capacidade de carga de 1500 kN. Um deslocamento foi aplicado na face superior do corpo de prova a uma taxa de 1 mm/min. A leitura do deslocamento relativo entre o parafuso e a face superior do corpo de prova foi realizada com a utilização de dois LVDT's com precisão de 0,001 mm e curso máximo de 25 mm. Na face inferior do corpo de prova uma barra rígida e espessa de aço foi colada para o posicionamento dos dois LVDT's. O equipamento *SYSTEM 5000* foi usado para a aquisição dos dados de deslocamentos. A configuração usada em todos os ensaios de embutimento paralelo às fibras está apresentada na Figura 6.33. Cabe destacar que não foi permitido o atrito entre o corpo de prova e o dispositivo de aço.

Figura 6.33 – Configuração do ensaio de embutimento paralelo às fibras



Fonte: o autor

O procedimento consistiu, inicialmente, de determinar a força máxima de ruptura para cada tipo de corpo de prova e espécie de madeira usada. Com base nessa força máxima, o ciclo de acomodação do corpo de prova proposto pela BS EN 383 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2007) foi feito para todos os ensaios. O ciclo final de carregamento foi finalizado quando o deslocamento atingiu 8 mm ou com a ruptura da amostra. A expressão usada para determinar a resistência ao embutimento paralelo às fibras está apresentada na Equação 6.10.

$$f_{e,0} = \frac{F_{e0,máx}}{t.d} \quad (6.10)$$

Após a realização do ensaio, uma análise da ruptura de falha do material foi realizada visualmente, sendo que o teor de umidade de cada corpo de prova foi determinado conforme o procedimento descrito na BS EN 13183-1 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2002). Para esse propósito, uma parte de cada corpo de prova foi retirado e colocado em uma estufa com temperatura de 105 °C.

6.11 Ensaio de embutimento perpendicular às fibras

Os ensaios de embutimento perpendicular às fibras foram feitos por meio do procedimento descrito no documento normativo BS EN 383 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2007). A norma brasileira ABNT NBR 7190-3 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022c) disponibiliza um método de ensaio baseado na BS EN 383 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2007) para determinar a resistência ao embutimento perpendicular às fibras. A direção radial foi escolhida para a aplicação do carregamento na determinação dessa propriedade mecânica devido à configuração de como o conector foi solicitado pela viga na realização do ensaio do pórtico de MLC. O parafuso empregado nesses ensaios foi o auto-perfurante SBD da empresa Rothoblaas® com diâmetro de 7,5 mm e comprimento 115 mm, seção 6.3.3. Dois tipos de amostras foram retirados das peças de caracterização de MLC para verificar a influência da linha de cola nessa propriedade mecânica. Uma pré-furação de 4 mm foi feita em cada corpo de prova para auxiliar no alinhamento dos conectores no momento da sua inserção. A Figura 6.34 mostra o corpo de prova com o furo localizado na linha de cola entre duas lamelas de MLC. O outro tipo de corpo de prova com o furo localizado na região central de uma lamela

de MLC está apresentado na Figura 6.35. As amostras foram extraídas com as dimensões compatíveis com a BS EN 383 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2007), Tabela 6.12. Os parafusos foram inseridos nas amostras com auxílio de uma furadeira e uma broca especial disponibilizada pela empresa Rothoblaas® para realizar o encaixe na cabeça desses conectores. Doze corpos de prova foram ensaiados para cada tipo de amostra e espécie de madeira usada totalizando 48 ensaios realizados. O tamanho da amostragem foi definido pela disponibilidade de material e conectores para a realização de todo o programa experimental.

Figura 6.34 - Corpo de prova de *Eucalyptus grandis* para o ensaio de embutimento perpendicular às fibras com furo na linha de cola para inserir o parafuso auto-perfurante SBD



Fonte: o autor

Figura 6.35 - Corpo de prova de *Eucalyptus grandis* para o ensaio de embutimento perpendicular às fibras com furo no centro de uma lamela para inserir o parafuso auto-perfurante SBD



Fonte: o autor

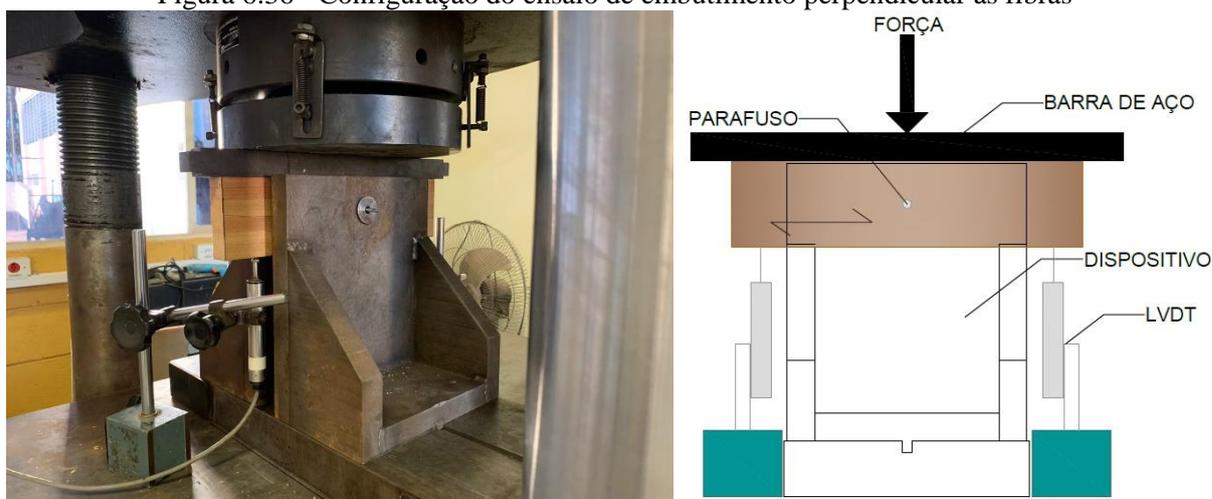
Tabela 6.12 - Características e dimensões nominais das amostras do ensaio de embutimento normal às fibras

Nomenclatura da série	Espécie de madeira	Posição do parafuso	Espessura (mm)	Largura (mm)	Comprimento (mm)
E90	<i>Eucalyptus grandis</i>	Centro da lamela	20	75	300
E90-LC	<i>Eucalyptus grandis</i>	Linha de cola	20	75	300
P90	<i>Pinus spp.</i>	Centro da lamela	20	75	300
P90-LC	<i>Pinus spp.</i>	Linha de cola	15	75	300

Fonte: o autor

O equipamento usado para realizar os testes foi a máquina universal de ensaio Instron com capacidade de carga de 1500 kN. Um deslocamento foi aplicado na face superior do corpo de prova a uma taxa de 1 mm/min. Uma barra de aço foi colocado na superfície superior do corpo de prova para a aplicação do carregamento pois à superfície superior da amostra ficou paralela com a superfície do dispositivo. A leitura do deslocamento relativo entre o parafuso e a face superior do corpo de prova foi realizada com a utilização de dois LVDTs com precisão de 0,001 mm e curso máximo de 25 mm. Os LVDTs foram posicionados na face inferior das amostras para medição do deslocamento. O equipamento *SYSTEM 5000* foi usado para a aquisição dos dados de deslocamentos. A configuração utilizada em todos os ensaios de embutimento perpendicular às fibras está apresentada na Figura 6.36. Vale salientar que nenhum contato entre a amostra e o dispositivo de aço foi permitido.

Figura 6.36 - Configuração do ensaio de embutimento perpendicular às fibras



Fonte: o autor

O procedimento compreendeu, inicialmente, em obter a força máxima de ruptura para cada série. A partir do valor da força máxima, o ciclo de acomodação do corpo de prova apresentado pela BS EN 383 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2007) foi realizado para todos os ensaios. O ciclo final de carregamento foi finalizado quando o deslocamento atingiu 8 mm ou com a ruptura da amostra. A resistência ao embutimento perpendicular às fibras foi determinada pela Equação 6.11.

$$f_{e,90} = \frac{F_{e90,máx}}{t.d} \quad (6.11)$$

O modo de falha de cada corpo de prova foi determinado visualmente depois do término de cada ensaio, sendo que o teor de umidade de cada amostra foi definido de acordo com o procedimento descrito na BS EN 13183-1 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2002). Para isso, uma parte de cada corpo de prova foi extraído e colocado em uma estufa à 105 °C.

6.12 Correções das propriedades físicas e mecânicas

Os valores obtidos dos ensaios de arrancamento e embutimento foram corrigidos para um teor de umidade de 12 %, pois os ensaios não foram realizados na condição de referência, 20 °C de temperatura e 65 % de umidade relativa. Esse ajuste foi realizado por meio da Equação 6.12 presente na norma UNI EN 384 (ENTE ITALIANO DI NORMAZIONE, 2010). Esta equação é utilizada somente para a correção da resistência a compressão paralela às fibras. A escolha dessa equação ocorreu devido à falta de um equacionamento disponível na UNI EN 384 UNI EN 384 (ENTE ITALIANO DI NORMAZIONE, 2010) para realizar a correção da resistência ao arrancamento e embutimento. A densidade de cada corpo de prova dos ensaios de arrancamento e embutimento também foram corrigidos para um teor de umidade de 12 %. Essa correção foi feita por meio da Equação 6.13 disponível também no documento normativo UNI EN 384 (ENTE ITALIANO DI NORMAZIONE, 2010).

$$f_{12\%} = f_{u(\%)} + \left(f_{u(\%)} \cdot 0,03 \cdot (U(\%) - 12) \right) \quad (6.12)$$

$$\rho_{12\%} = \rho_{u(\%)} - \left(\rho_{u(\%)} \cdot 0,005 \cdot (U(\%) - 12) \right) \quad (6.13)$$

6.13 Análise estatística

Os valores da resistência obtidos nos ensaios de arrancamento e embutimento foram comparados com os valores calculados pelas equações empíricas e normativas apresentadas nas seções 4.1 e 5.1 por meio do erro percentual absoluto médio (MAPE), Equação 6.14. Um teste de normalidade, Anderson-Darling, foi feito para cada série dos ensaios de embutimento e arrancamento. Cada teste de normalidade foi realizado no programa computacional Origin

2022b. Com o resultado desse teste foi possível determinar a resistência característica de cada série dependendo da normalidade da amostra.

$$MAPE(\%) = 100 \cdot \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \left\| \frac{Y_{predict_i} - Y_{data_i}}{Y_{data_i}} \right\| \quad (6.14)$$

6.14 Determinação da resistência característica

O cálculo da resistência característica de cada série dos ensaios de embutimento e arrancamento foi baseado no documento normativo BS EN 14358 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2016). No caso das séries cujo conjunto de dados representava uma distribuição normal, a determinação da resistência característica foi calculada a partir da Equação 6.15 até a Equação 6.18.

$$\bar{y} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n m_i \quad (6.15)$$

$$s_y = \max \left\{ \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (m_i - \bar{y})^2}, 0,05\bar{y} \right\} \quad (6.16)$$

$$k_s(n) = \frac{6,5n + 6}{3,7n - 3} \quad (6.17)$$

$$m_k = \bar{y} - k_s(n) \cdot s_y \quad (6.18)$$

Conforme a BS EN 14358 (BRITISH STANDARDS INSTITUTION, 2016), caso o conjunto de dados não represente uma distribuição normal, a determinação da resistência característica deve considerar uma distribuição logarítmica normal. Dessa maneira, as equações usadas para determinar a resistência característica neste caso foram Equação 6.19 a Equação 6.22.

$$\bar{y} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \ln m_i \quad (6.19)$$

$$s_y = \max \left\{ \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\ln m_i - \bar{y})^2}, 0,05 \right\} \quad (6.20)$$

$$k_s(n) = \frac{6,5n+6}{3,7n-3} \quad (6.21)$$

$$m_k = \exp(\bar{y} - k_s(n) \cdot s_y) \quad (6.22)$$

6.15 Ensaios dos pórticos com ligações de alumínio do tipo T

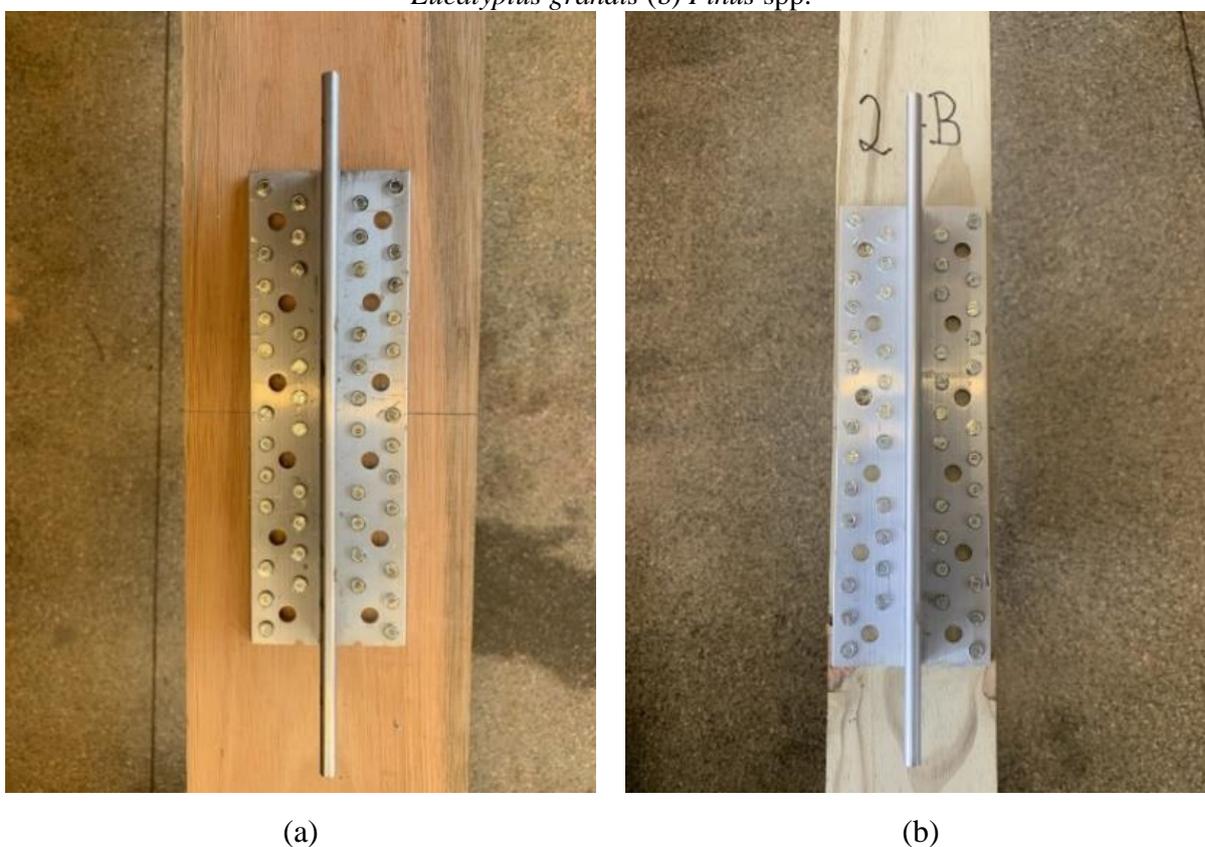
Nessa seção é abordada a montagem dos pórticos de MLC e o procedimento de ensaio usado para analisar o comportamento mecânico da ligação de alumínio do tipo T.

6.15.1 Montagens das estruturas de nó de pórtico de MLC

O ensaio do comportamento mecânico da ligação entre viga-pilar de MLC foi realizado com quatro protótipos de cada espécie estudada. O tamanho da amostragem foi definido pela disponibilidade de material e conectores para a realização de todo o programa experimental. Além disso, o alto custo para produzir os protótipos impactou na quantidade de ensaios realizados. As montagens das estruturas de nó de pórtico de MLC foram realizadas no LaMEM e também no Laboratório de Estruturas (LE) da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC-USP). Primeiramente, houve a fixação dos perfis AluMIDI nos pilares de MLC. A escolha por fazer primeiro a fixação da ligação nos pilares ocorreu devido à facilidade da montagem das estruturas, uma vez que a alma do perfil T da ligação deve ficar inserida na viga. As fixações dos perfis de alumínio nos pilares foram feitas por meio dos pregos anker com diâmetro nominal de 4 mm e comprimento nominal de 100 mm. Para esse fim, algumas marcações nos pilares foram realizadas para centralizar os perfis de alumínio nesses elementos estruturais. Nos pilares feitos de *Eucalyptus grandis*, 46 pré-furações de 3 mm de

diâmetro foram feitas com uma furadeira em cada superfície de fixação dos perfis AluMIDI. Essa pré-furação foi necessária devido ao comprimento dos pregos utilizados para facilitar a penetração do prego na madeira, assim evitou-se que o prego dobrasse durante a cravação com martelo. A EN 1995-1-1:2004+A1 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008) permite somente a pré-furação quando a madeira possui uma densidade característica maior que 500 kg/m^3 . Ainda, segundo esse documento normativo (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008), o diâmetro do furo deve ser menor ou igual a 80 % do diâmetro do prego. A ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a) permite uma pré-furação de 98 % do diâmetro do prego para madeiras folhosas. No total, 46 pregos foram inseridos por meio de um martelo para fixar cada um dos perfis AluMIDI, Figura 6.37. Dessa maneira, utilizou-se 736 pregos anker para produzir todos os protótipos do programa experimental. A Figura 6.38 apresenta a vista dos pilares após a fixação dos perfis AluMIDI. A disposição da fixação do perfil de alumínio nos pilares de ambas as espécies está mostrada no Apêndice B.

Figura 6.37 – Fixação do perfil AluMIDI com 46 pregos anker na superfície de um pilar feito de: (a) *Eucalyptus grandis* (b) *Pinus* spp.



Fonte: o autor

Figura 6.38 – Vista dos pilares com os perfis AluMIDI: (a) *Eucalyptus grandis* e (b) *Pinus* spp.



(a)

(b)

Fonte: o autor

A colocação das vigas em cada protótipo foi realizada após a fixação dos extensômetros no perfil AluMIDI, seção 6.13.2. O pilar foi levantado na posição do ensaio para facilitar a montagem da estrutura. Na sequência, a superfície do pilar que não estava apoiada ao chão foi travada com aplicação de uma força com um cilindro hidráulico com capacidade de carga de 1000 kN. Cada viga foi erguida por uma ponte rolante com capacidade de carga de 60 kN e foi posicionada na altura correta para fixação dos parafusos auto-perfurantes SBD com diâmetro de 7,5 mm e comprimento 115 mm. Dez parafusos foram usados na ligação entre viga e a alma do perfil AluMIDI. Dessa maneira, a quantidade de parafusos usados foi de 160 para montar todos os protótipos do programa experimental. A inserção dos parafusos na madeira e na alma da ligação T foi feita com uma furadeira com a ponta do parafuso sendo usada para fazer as perfurações nos materiais. A vantagem da utilização desse tipo de parafuso é sua ponta auto-perfurante que dispensa uma pré-furação no elemento estrutural. Entretanto, para um melhor alinhamento dos parafusos uma pré-furação foi feita usando uma furadeira com broca de 4 mm. Após a montagem, houve uma folga de 1 mm de espessura entre o contato com a viga e a alma da ligação para os protótipos feitos com *Eucalyptus grandis*. O espaço entre o contato com a viga e a alma da ligação para os protótipos feitos com *Pinus* spp. foi de 0,9 mm. Além disso, uma folga média de 9 mm foi observada no final da montagem para os pórticos de *Eucalyptus grandis*, enquanto que um espaço de 13 mm foi verificada na configuração final das estruturas de *Pinus* spp. A Figura 6.39(a) apresenta o nó de pórtico de MLC de *Pinus* spp. ensaiado nessa pesquisa, enquanto que, a Figura 6.39(b) mostra um nó de pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis* usado no programa experimental.

Figura 6.39 – Detalhe do nó de pórtico de MLC: (a) *Pinus* spp. (b) *Eucalyptus grandis*



Fonte: o autor

O Apêndice C apresenta o detalhe da configuração da ligação do nó de pórtico para ambas espécies.

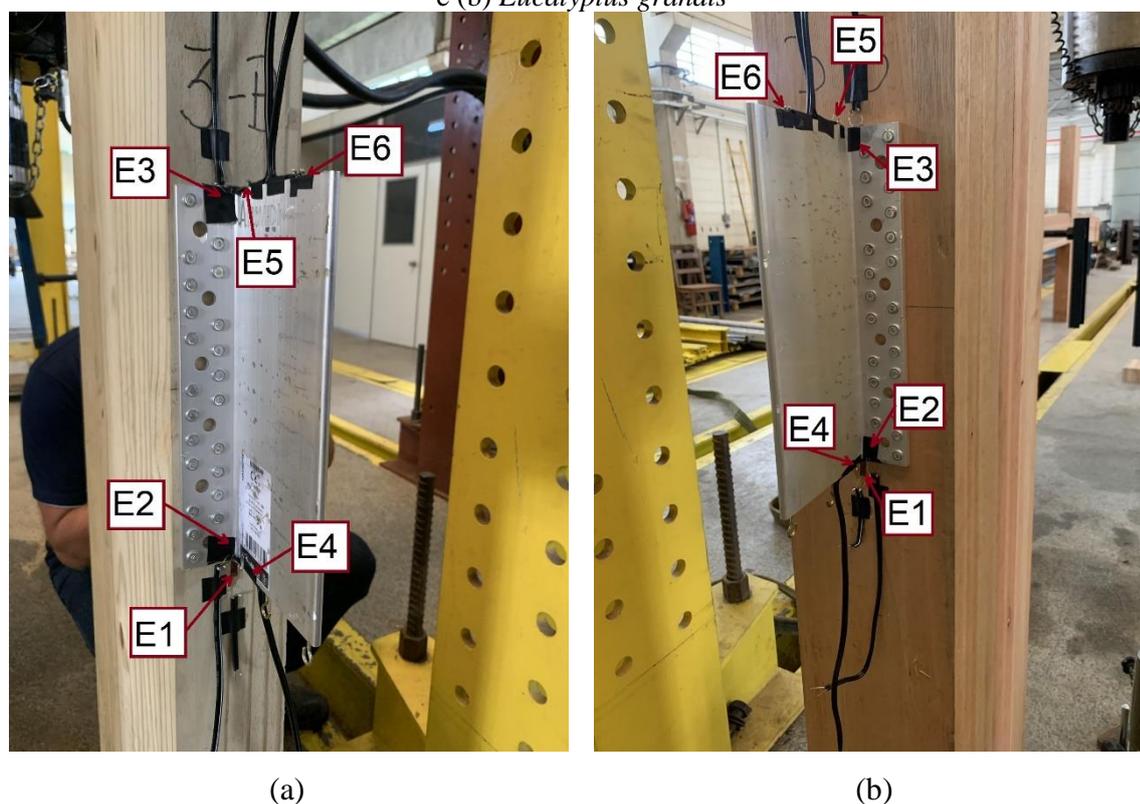
6.15.2 Configuração e procedimento de ensaio

Nos ensaios de determinação da rigidez rotacional da ligação, uma instrumentação foi estabelecida para a obtenção de dados importantes para o estudo experimental e numérico dessa pesquisa, utilizando-se de extensômetro elétricos e LVDT's para realizar a instrumentação necessária para os ensaios. Os extensômetros elétricos usados para medir as deformações em pontos específicos dos perfis de alumínio AluMIDI eram do tipo KFG-5-120-C1-11 produzido pela empresa Kyowa Eletronic Instruments CO., LTD. O comprimento dos extensômetros elétricos era de 5 mm com uma resistência de $119.8 \pm 0.2 \Omega$. Os extensômetros elétricos usados para medir a deformação no pilar eram do tipo KFG-10-120-C1-11 também produzido pela empresa Kyowa Eletronic Instruments CO., LTD. O comprimento dos extensômetros elétricos para esse fim era de 10 mm com uma resistência de $119.8 \pm 0.2 \Omega$. O fator gage de todos os extensômetros elétricos usados nesses ensaios era de $2.11 \pm 1.0 \%$. Como pode ser visto na Figura 6.40, em cada perfil de alumínio foram posicionados cinco extensômetros elétricos em pontos determinados por uma análise numérica prévia do ensaio. Além disso, um extensômetro elétrico foi colado no pilar também definido pela a modelagem numérica. As vistas e o posicionamento dos extensômetros elétricos no perfil de alumínio e no pilar estão apresentadas em mais detalhes no Apêndice D.

A identificação de cada extensômetro apresentados na Figura 6.40 e no Apêndice D está descrito abaixo:

- Extensômetro 1 (E1): colado na base do pilar;
- Extensômetro 2 (E2): colado na mesa do perfil de alumínio na parte inferior;
- Extensômetro 3 (E3): colado na mesa do perfil de alumínio na parte superior;
- Extensômetro 4 (E4): colado na seção transversal inferior do perfil de alumínio;
- Extensômetro 5 (E5): colado na seção transversal superior do perfil de alumínio na divisa entre a mesa e a alma;
- Extensômetro 6 (E6): colado na seção transversal superior do perfil de alumínio na linha dos parafusos auto-perfurantes SBD.

Figura 6.40 – Posicionamento dos extensômetros na região da ligação para o pórtico de (a) *Pinus spp.* e (b) *Eucalyptus grandis*

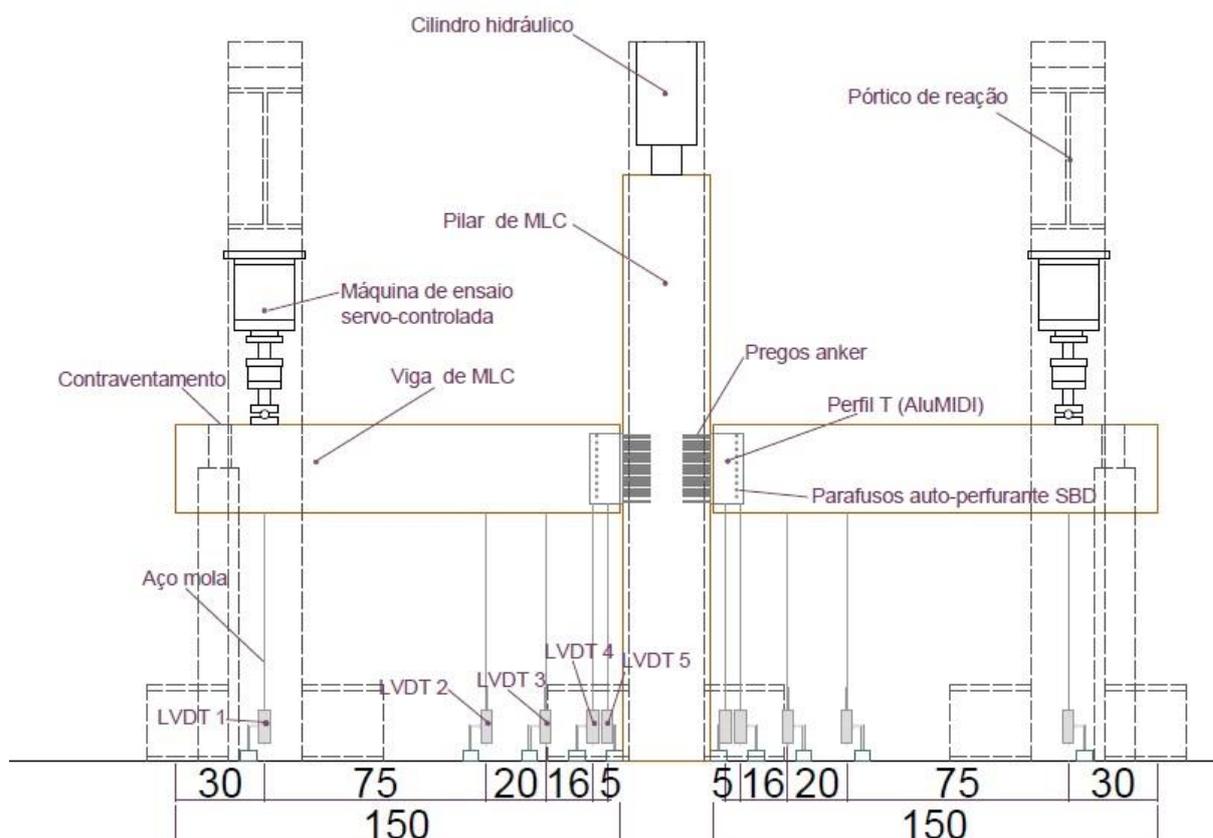


Fonte: o autor

No LE foram realizados os ensaios da ligação de alumínio do tipo T que faz a união entre a viga e o pilar de MLC de *Eucalyptus grandis* e de *Pinus spp.* A Figura 6.41 e a Figura 6.42 apresentam a configuração do ensaio que foi utilizado para determinar a rigidez rotacional da ligação. Dois atuadores servo-hidráulicos com capacidade de carga de 500 kN foram usados para aplicar o carregamento na extremidade de cada viga. Além disso, um

cilindro hidráulico com capacidade de 1000 kN foi usado na restrição da base do pilar, uma vez que uma força estática de 120 kN foi aplicada na extremidade livre desse elemento estrutural feito de *Eucalyptus grandis* antes do início do ensaio e de 100 kN para a extremidade livre do pilar dos pórticos de *Pinus* spp. Transdutores de deslocamento (LVDT's) da empresa Kyowa Eletronic Instruments CO., LTD. foram usados para medir os deslocamentos verticais em pontos específicos da estrutura para determina a rigidez rotacional da ligação. Os LVDT's empregados nos testes tinham um curso máximo de 100 mm e uma precisão de 0,001 mm. Ao todo, dez LVDT's foram distribuídos ao longo da direção longitudinal da viga para o ensaio, Figura 6.41 e Figura 6.42.

Figura 6.41 - Configuração do ensaio de rigidez rotacional da ligação (dimensões em cm)



Fonte: o autor

Figura 6.42 - Configuração do ensaio de rigidez rotacional da ligação de um pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis*

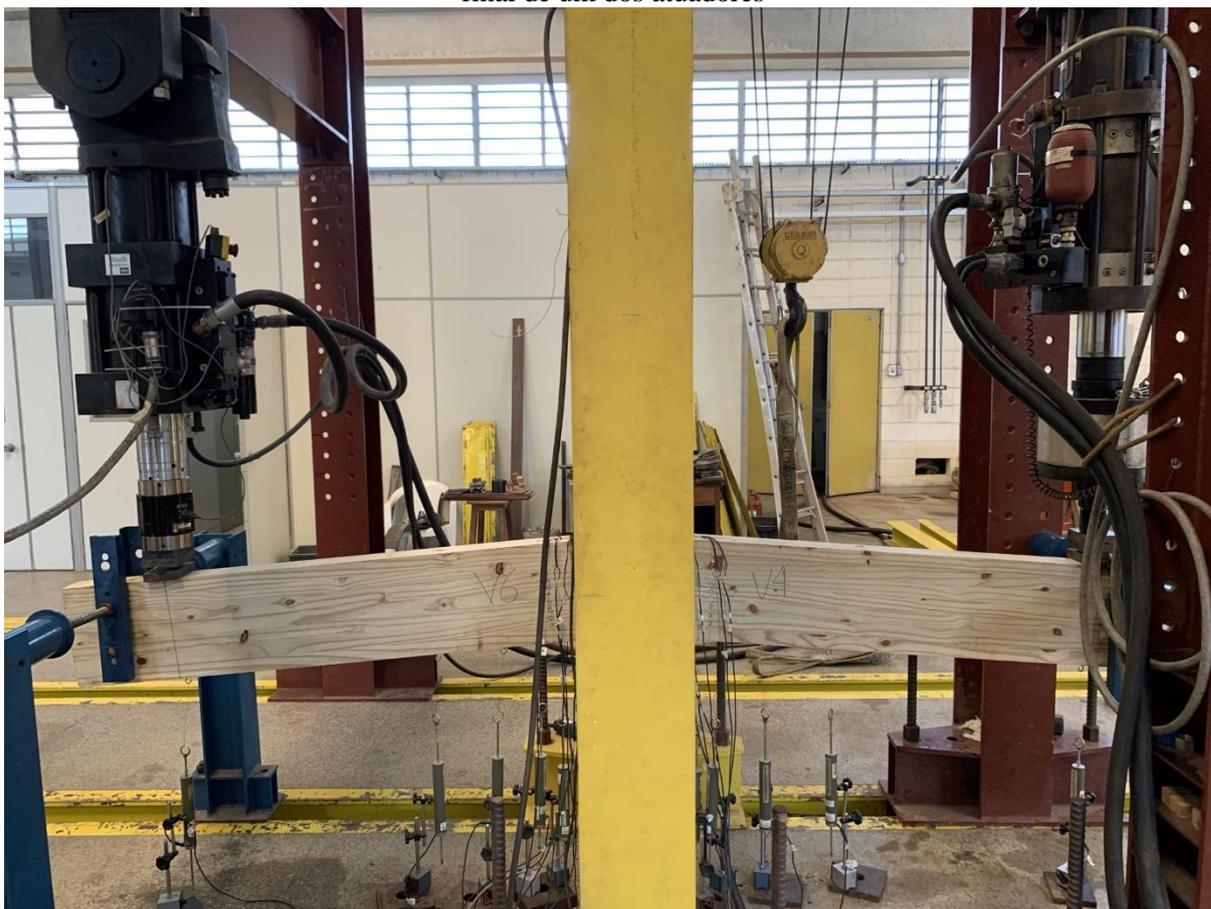


Fonte: o autor

Três ganchos metálicos foram instalados na superfície inferior de cada viga e dois ganchos metálicos foram instalados em cada perfil de alumínio, Figura 6.41. Esses ganchos foram conectados aos LVDT's por meio de um fio de aço com 0,3 mm de diâmetro. O objetivo desses fios era transmitir o deslocamento vertical dos pontos determinados de medição para os LVDT's que estavam fixados no chão. Além disso, esses fios eram rígidos para o propósito a que foram designados, assim nenhuma deformação foi observada nesses itens durante as realizações dos ensaios. O equipamento *SYSTEM 5000* foi utilizado em todos os ensaios das estruturas para captar as leituras dos extensômetro elétricos, LVDTs, atuadores servo-hidráulicos e do cilindro hidráulico. Contraventamentos laterais nas vigas foram colocados para impedir o deslocamento lateral desses elementos estruturais. O ensaio consistiu na aplicação de deslocamento por cada atuador a uma taxa de 0,05 mm/segundo em uma extremidade da viga, Figura 6.42. Essa taxa de deslocamento foi determinada após a realização de um ensaio inicial com uma estrutura de *Eucalyptus grandis*. O deslocamento foi aplicado a uma distância aproximadamente de 0,30 m da extremidade da viga. Os ensaios

foram feitos até a ruptura de algum elemento da estrutura ou até alcançar o curso máximo final de um dos atuadores, Figura 6.43. O modo de falha de cada extremidade foi determinado após o término do ensaio. Além disso, a região da ligação foi cortada para analisar visualmente os danos causados nos parafusos, na ligação de alumínio do tipo T (AluMIDI) e na madeira.

Figura 6.43 – Finalização do ensaio de um nó de pórtico de MLC de *Pinus* spp. após alcançar o curso final de um dos atuadores



Fonte: o autor

A curva momento fletor versus ângulo de rotação dos ensaios experimentais foi determinada utilizando-se a Equação 6.23. Ainda, o momento fletor foi obtido através do produto entre a força aplicada pelos atuadores servo-hidráulicos e a distância entre o ponto de aplicação do carregamento e a extremidade da viga, que estava conectada ao pilar com um perfil de alumínio, Equação 6.24. O ângulo de rotação foi calculado a partir da diferença entre a leitura do deslocamento vertical do LVDT 2 e do LVDT 5, Equação 6.25.

$$M = K_{\theta} \cdot \theta \quad (6.23)$$

$$M = P \cdot a \quad (6.24)$$

$$\theta = \arctg \left(\frac{\delta_{LVDT2} - \delta_{LVDT5}}{410} \right) \quad (6.25)$$

Com a utilização das equações anteriores, a curva média de todas as curvas experimentais foi obtida por meio do programa computacional Origin 2022b. No mesmo programa computacional, uma regressão não linear (Equação 6.26) foi realizada para determinar uma função para descrever a rigidez rotacional da ligação, Equação 6.27. Essa função da rigidez rotacional foi usada no estudo analítico apresentado no Capítulo 7.

$$M = b - c \cdot g^{\theta} \quad (6.26)$$

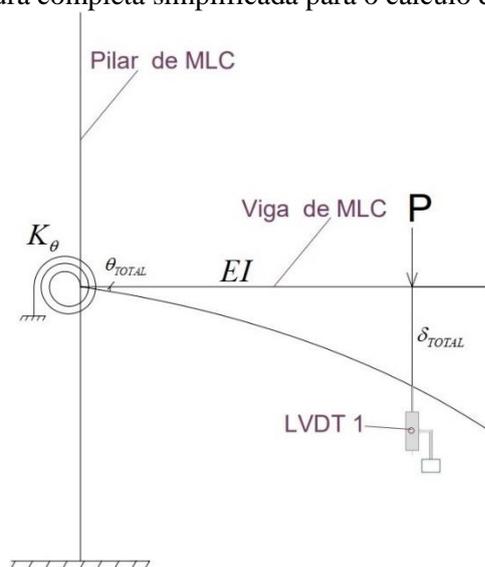
$$K_{\theta} = \frac{Pa}{\log_g \left(\frac{b - M}{c} \right)} \quad (6.27)$$

7 ESTUDO ANALÍTICO DA LIGAÇÃO

Um estudo analítico foi desenvolvido para estimar o deslocamento vertical total do LVDT1, Figura 6.41. Esse parâmetro foi calculado por meio da superposição de dois tipos de deslocamentos: um deslocamento linear e um deslocamento não linear, conforme expresso na Equação 7.1. Dessa maneira, a estrutura estudada (Figura 7.1) foi subdividida em dois pórticos com configurações estáticas distintas para a obtenção do deslocamento total, Figura 7.2. O deslocamento linear foi obtido pela estrutura mostrada na Figura 7.2 (a). Os elementos estruturais foram considerados com certa rigidez para determinar o deslocamento vertical na direção do carregamento. Assim, o deslocamento vertical ocorreu devido a deformação da viga para esse esquema estático, sendo que a rigidez da mola de giro entre o pilar e a viga foi considerada infinita. O trabalho das forças internas desconsiderando a parcela do cisalhamento foi calculado a partir da Equação 7.2 até a Equação 7.4 para a estrutura apresentada na Figura 7.2 (a). O deslocamento não linear foi determinado pela configuração apresentada na Figura 7.2 (b). Nesse pórtico, os elementos estruturais, viga e pilar, foram considerados como elementos rígidos, sendo que uma mola de giro não linear foi inserida entre a viga e o pilar para representar o comportamento semirrígido da ligação estudada. Dessa maneira, o trabalho das forças para essa configuração foi expresso pela Equação 7.5.

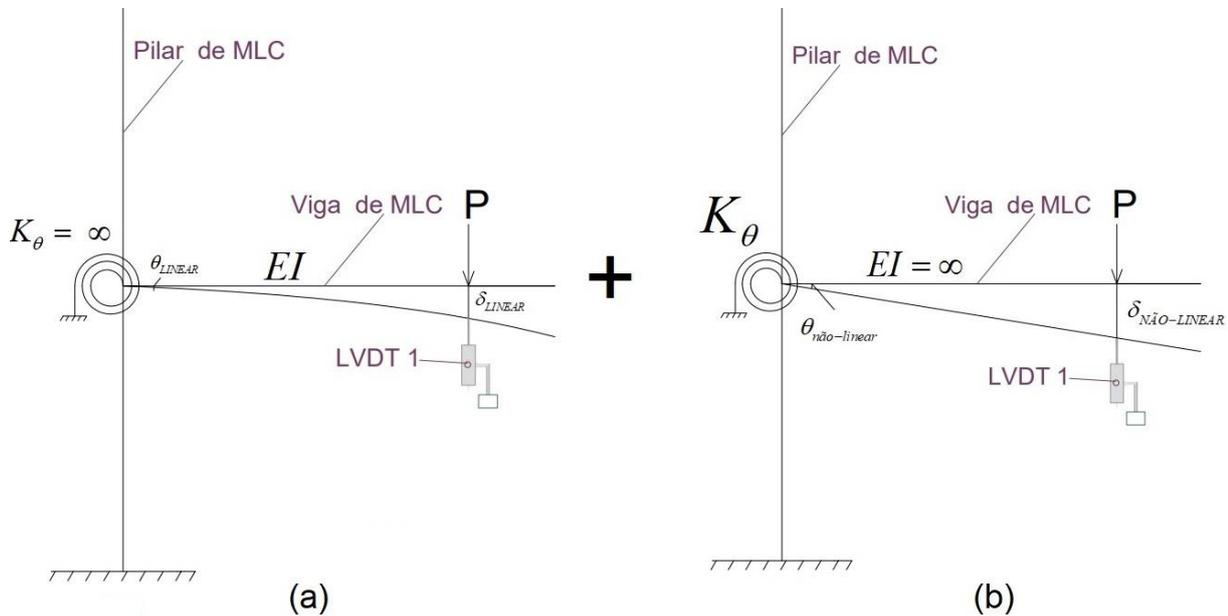
$$\delta_{TOTAL} = \delta_{LINEAR} + \delta_{NÃO-LINEAR} \quad (7.1)$$

Figura 7.1 – Estrutura completa simplificada para o cálculo do deslocamento total



Fonte: o autor

Figura 7.2 – Decomposição da estrutura de nó de pórtico de MLC: (a) estrutura composta por elementos estruturais elásticos e rigidez rotacional da mola infinita (b) estrutura composta por elementos estruturais com rigidez infinita e rigidez rotacional da mola semirrígida



Fonte: o autor

$$W_i = \frac{1}{2} \int_0^a \frac{M^2}{EI} dx \quad (7.2)$$

$$W_i = \frac{1}{2} \int_0^a \frac{(P.x)^2}{EI} dx \quad (7.3)$$

$$W_i = \frac{P^2 a^3}{6EI} \quad (7.4)$$

$$W_i = \frac{K_\theta \cdot \theta^2}{2} \quad (7.5)$$

A energia interna total de deformação da estrutura, Figura 7.1, foi calculada pela superposição das duas energias internas determinadas na Equação 7.4 e Equação 7.5, Equação 7.6.

$$W_i = \frac{P^2 a^3}{6EI} + \frac{K_\theta \cdot \theta^2}{2} \quad (7.6)$$

O deslocamento total foi obtido aplicando o Teorema proposto por Castigliano, Equação 7.7. Dessa maneira, o deslocamento total foi determinado a partir da derivada parcial da energia interna total de deformação da estrutura em relação ao carregamento aplicado na proximidade da extremidade da viga, Equação 7.8. A rigidez rotacional não linear da ligação (K_θ) foi estimado pela a Equação 6.27 obtida a partir de uma regressão não linear da média das curvas experimentais do momento fletor versus ângulo de rotação, seção 9.3.2.

$$\frac{\partial W_i}{\partial P} = \delta_{TOTAL} = \delta_{LINEAR} + \delta_{NÃO-LINEAR} \quad (7.7)$$

$$\frac{\partial W_i}{\partial P} = \delta_{TOTAL} = \delta_{LINEAR} + \delta_{NÃO-LINEAR} = \frac{Pa^3}{3EI} + \frac{Pa^2}{K_\theta} \quad (7.8)$$

O deslocamento linear foi calculado pela Equação 7.9, sendo que a parcela do deslocamento total representado pelo deslocamento não linear foi expressa pela Equação 7.10. Cabe destacar que a substituição da Equação 6.27 na Equação 7.6 não foi realizada, pois uma análise prévia dos resultados indicou que a curva analítica se aproxima mais dos valores da curva da média experimental quando a não linearidade da região da ligação é incorporada na Equação 7.8.

$$\delta_{LINEAR} = \frac{Pa^3}{3EI} \quad (7.9)$$

$$\delta_{NÃO-LINEAR} = a \cdot \log_g \left(\frac{b-M}{c} \right) \quad (7.10)$$

8 ANÁLISE NUMÉRICA

Uma modelagem numérica em 3D foi realizada para analisar o comportamento mecânico do ensaio de arrancamento e da ligação do pórtico de MLC. Essa modelagem foi desenvolvida por meio do programa computacional de elementos finitos ABAQUS®. Além disso, um estudo paramétrico foi executado para verificar a influência de alguns parâmetros na rigidez rotacional da ligação. Nas seções subsequentes, a metodologia usada na modelagem numérica é detalhada com o intuito de apresentar uma descrição do comportamento dos materiais, condições de contorno, discretização da malha de elementos finitos, elementos de contato e análise paramétrica.

8.1 Modelo constitutivo da madeira

O modelo constitutivo elástico usado para definir o comportamento da madeira na análise numérica foi o ortotrópico. Como mostrado na seção 6.5, alguns coeficientes elásticos foram obtidos experimentalmente para compor o tensor constitutivo elástico desse material. O módulo de elasticidade transversal para cada um dos três planos foi determinado por relações análogas às empregadas na análise numérica nos estudos conduzidos por Dias (2005) e Fernandes, Dias e Neto (2023), Equações 8.1 a 8.3. Esses equacionamentos tiveram como base o documento normativo prEN 338 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2012). O módulo de elasticidade na direção tangencial do MLC de *Pinus* spp. foi determinado a partir da Equação 8.4 disponível na prEN 338 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2012) para a madeira de coníferas. Dessa maneira, os coeficientes elásticos usados para compor o tensor constitutivo elástico ortotrópico de cada espécie de madeira está apresentado na Tabela 8.1.

$$G_{RT} = \frac{E_R + E_T}{32} \quad (8.1)$$

$$G_{LT} = \frac{E_L + E_T}{32} \quad (8.2)$$

$$G_{LR} = \frac{E_L + E_R}{32} \quad (8.3)$$

$$E_T = \frac{E_L}{30} \quad (8.4)$$

Tabela 8.1 – Coeficientes elásticos usados na modelagem para cada espécie de madeira

Espécie	E_L (MPa)	E_T (MPa)	E_R (MPa)	G_{RT} (MPa)	G_{LT} (MPa)	G_{LR} (MPa)	ν_{TR}	ν_{TL}	ν_{RL}
<i>Pinus spp.</i>	4954	165,13	335	15,63	161,35	165,28	0,28	0,008	0,04
<i>Eucalyptus grandis</i>	15122	529	1133	51,94	489,09	507,97	0,22	0,03	0,02

Fonte: o autor

O critério de resistência de Hill foi o critério adotado para representar o início da falha da madeira. Esse critério de resistência foi desenvolvido a partir do critério da máxima energia de distorção (Critério de von Mises) para propor um critério de falha para metais anisotrópicos (HILL, 1950). O critério de Hill (HILL, 1950) considera que a tensão de escoamento é a mesma tanto para a tração quanto para a compressão. Além disso, para um material ortotrópico, as tensões de escoamento nas três direções de ortotropia também podem ser diferentes, assim como as tensões de escoamento ao cisalhamento, ao usar esse critério de resistência (HILL, 1950). Esse critério, por levar em consideração diferentes tensões de escoamento e resistência devido a anisotropia do material, tem sido usado para modelar o início da falha da madeira em diversas modelagens numéricas desenvolvidas em programas de elementos finitos (DIAS, 2005; MOLINA, 2008; CEPELKA; MALO, 2018; FERNANDES, 2018; SHU *et al.*, 2019; WANG *et al.*, 2019; FENANDES; DIAS; NETO, 2023). Esse critério de resistência usando as tensões de plastificação na compressão não é o mais ideal para representar a falha da madeira na tração. O critério de resistência mais adequado para representar o início da falha da madeira seria o Tsai-Wu (NICOLAS, 2006). No programa computacional ABAQUS®, o comportamento plástico usando o critério de Hill é definido a partir de uma tensão de referência. Dessa maneira, a tensão na direção longitudinal (σ_L) foi adotada como sendo a tensão de referência. As relações consideradas entre a tensão de referência da madeira com relação a tensão na direção radial (σ_R) e

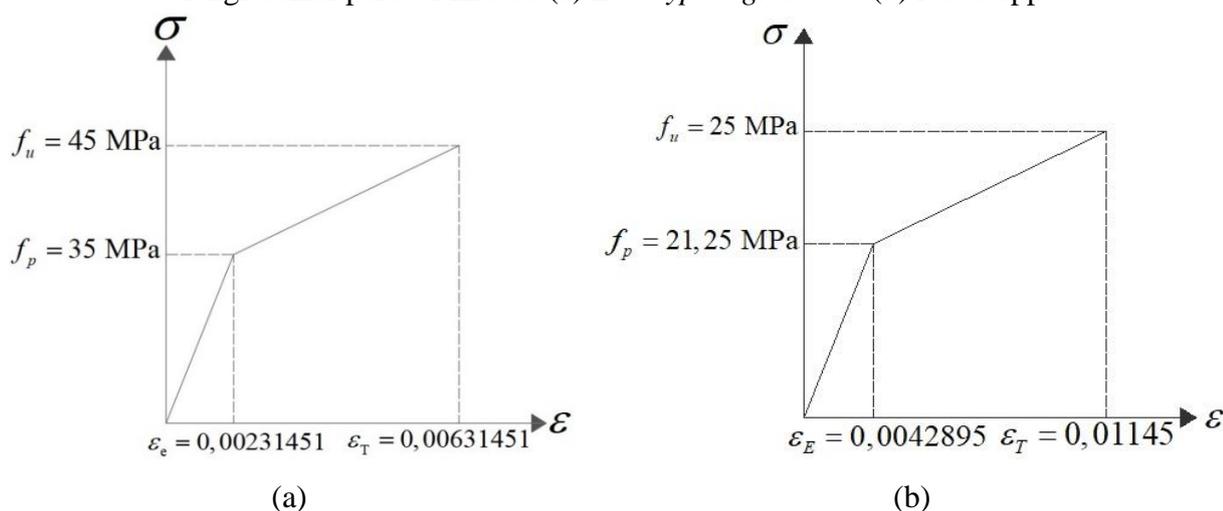
tangencial (σ_T) estão apresentadas na Tabela 8.2. Além disso, a Tabela 8.2 também apresenta as relações entre as tensões cisalhantes (τ_{RT} , τ_{LT} e τ_{LR}) e a tensão de referência para cada espécie de madeira. Essas relações foram previamente calibradas numericamente na modelagem dos ensaios de determinação das constantes elásticas e dos ensaios de arrancamento do prego anelado anker. Após o início da plastificação, um encruamento linear foi assumido até atingir a resistência a compressão paralela às fibras (f_{c0}) e uma deformação plástica (ϵ_p) para a direção longitudinal. O modelo bi-linear de referência supracitado para representar o comportamento de cada espécie de madeira está mostrado na curva tensão versus deformação da Figura 8.1.

Tabela 8.2 – Relações entre as tensões e a tensão de referência

Espécie	σ_R/σ_L	σ_T/σ_L	$\sqrt{3}.\tau_{RT}/\sigma_L$	$\sqrt{3}.\tau_{LT}/\sigma_L$	$\sqrt{3}.\tau_{LR}/\sigma_L$
<i>Pinus</i> spp.	0,18	0,18	0,18	0,18	0,35
<i>Eucalyptus grandis</i>	0,18	0,18	0,15	0,15	0,35

Fonte: o autor

Figura 8.1 - Modelo bi-linear da tensão versus deformação na compressão na direção longitudinal para a MLC de (a) *Eucalyptus grandis* e (b) *Pinus* spp.



Fonte: o autor

8.2 Modelo constitutivo dos metais

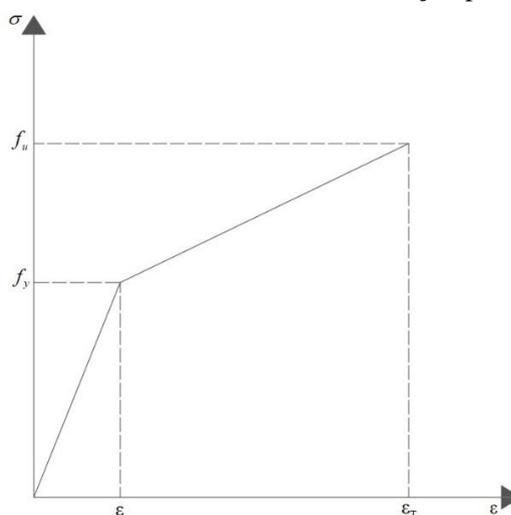
Os elementos metálicos usados na composição da ligação foram simulados como sendo um material isotrópico tanto na fase elástica quanto na fase plástica. Os coeficientes elásticos usados para compor o tensor constitutivo elástico isotrópico de cada um desses materiais estão mostrados na Tabela 8.3. O critério de resistência empregado para iniciar a fase de plastificação foi o critério da máxima energia de distorção (Critério de von Mises). A resistência de escoamento (f_y) usada para o início dessa fase nas modelagens também está apresentada na Tabela 8.3 para cada tipo de material. Após o início da plastificação, um encruamento linear foi assumido até atingir a resistência de ruptura (f_u) e uma deformação plástica (ϵ_p). O modelo bi-linear supracitado para representar o comportamento de cada material está mostrado na curva tensão versus deformação da Figura 8.2.

Tabela 8.3 – Parâmetros dos materiais metálicos usados na simulação numérica

Elemento metálico	Material	Módulo de elasticidade (MPa)	Coeficiente de Poisson	f_y (MPa)	f_u (MPa)	ϵ_p
Prego anelado	Aço I	200000	0,3	490	635	0,06
Parafuso auto-perfurante SBD	Aço II	210000	0,3	640	900	0,05
AluMIDI	Alumínio	70000	0,33	215	255	0,06

Fonte: o autor

Figura 8.2 – Modelo bi-linear da tensão versus deformação para o material metálico

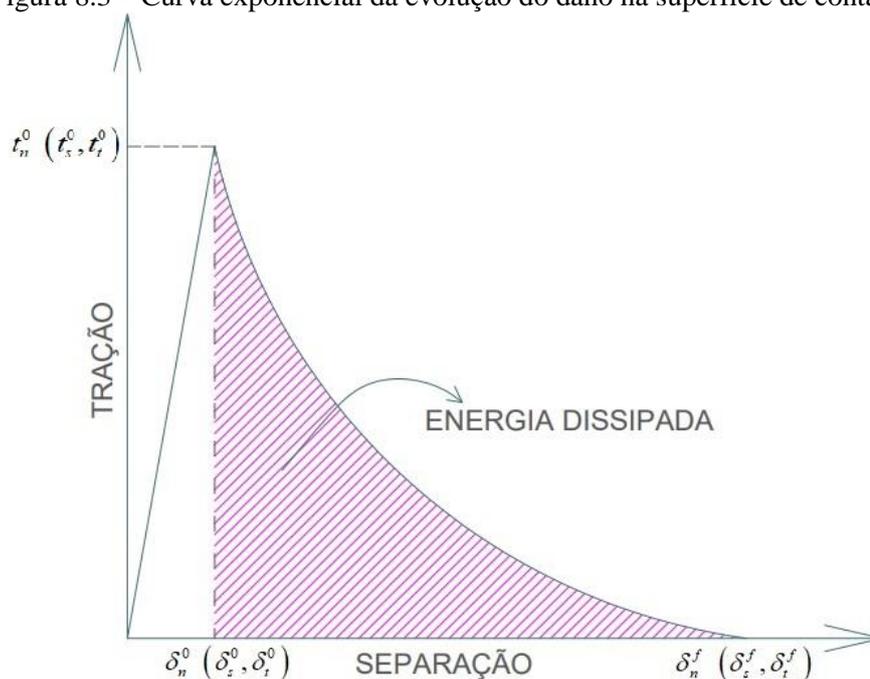


Fonte: o autor

8.3 Modelo coesivo para a interface de contato entre o prego anelado anker e a madeira

A interface de contato existente entre o prego anelado anker e a madeira foi considerada com um comportamento coesivo na análise numérica realizada no programa ABAQUS®. Esse comportamento é caracterizado por uma interação entre a tração-separação das duas superfícies de contato para cada uma das três direções principais. Como mostrado na Figura 8.3, uma parte dessa curva foi representada por uma lei de tração-separação elástico linear e a outra parte foi caracterizado por uma lei coesiva exponencial. Além disso, a área abaixo da curva representa a energia dissipada após o início da degradação da superfície. A reta linear representa o comportamento da interface antes da iniciação do dano nessa região. No comportamento elástico da interface, as tensões atuantes na zona coesiva são correlacionadas com as separações nas direções principais por meio de uma matriz constitutiva elástica, Equação 8.5. O vetor nominal das tensões de tração (t) é composto por uma parcela da tração normal, t_n , e por duas parcelas que representam as trações tangenciais na superfície de contato, t_s e t_t . O vetor de separação (δ) é composto pela separação das superfícies em cada direção correspondente. A matriz constitutiva elástica pode ser inserida de duas maneiras no programa ABAQUS®: somente com as constantes de rigidez da diagonal principal ou com todas as constantes.

Figura 8.3 – Curva exponencial da evolução do dano na superfície de contato



Fonte: o autor

$$\mathbf{t} = \begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \\ t_t \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{nn} & \mathbf{K}_{ns} & \mathbf{K}_{nt} \\ \mathbf{K}_{ns} & \mathbf{K}_{ss} & \mathbf{K}_{st} \\ \mathbf{K}_{nt} & \mathbf{K}_{st} & \mathbf{K}_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_n \\ \delta_s \\ \delta_t \end{Bmatrix} = \mathbf{K}\delta \quad (8.5)$$

O dano na interface de contato começa quando a máxima tensão de coesão (t^0) em uma das direções é atingida como pode ser visto na Figura 8.3. Além disso, uma separação inicial entre as superfícies ocorre antes da iniciação do dano. O critério usado para determinar o início do dano na interface de contato foi o da máxima tensão em uma das três direções, Equação 8.6.

$$\text{máx} \left\{ \frac{\langle t_n \rangle}{t_n^0}, \frac{t_s}{t_s^0}, \frac{t_t}{t_t^0} \right\} = 1 \quad (8.6)$$

A taxa de degradação da rigidez coesiva na região de contato entre os materiais é caracterizada por uma lei de evolução do dano na forma de amolecimento (*softening*) no momento que o pico de tensão de tração é superado. Essa lei pode ser expressa pelas as Equações 8.7 a 8.9. Nessas equações, todo o dano que ocorrerá no ponto de contato é representado pela variável de dano escalar D. O valor de D no início da degradação da superfície de contato equivale a 0. Entretanto, esse valor vai aumentando até ocorrer o dano total da superfície de contato, ou seja, $D = 1$. A lei de evolução do dano foi baseada na separação efetiva das superfícies de contato na análise numérica. Essa lei de evolução do dano foi representada por uma função exponencial expressa pela Equação 8.10.

$$t_n = \begin{cases} (1-D)\bar{t}_n, & \bar{t}_n \geq 0 \\ \bar{t}_n, & \text{caso contrário} \end{cases} \quad (8.7)$$

$$t_s = (1-D)\bar{t}_s \quad (8.8)$$

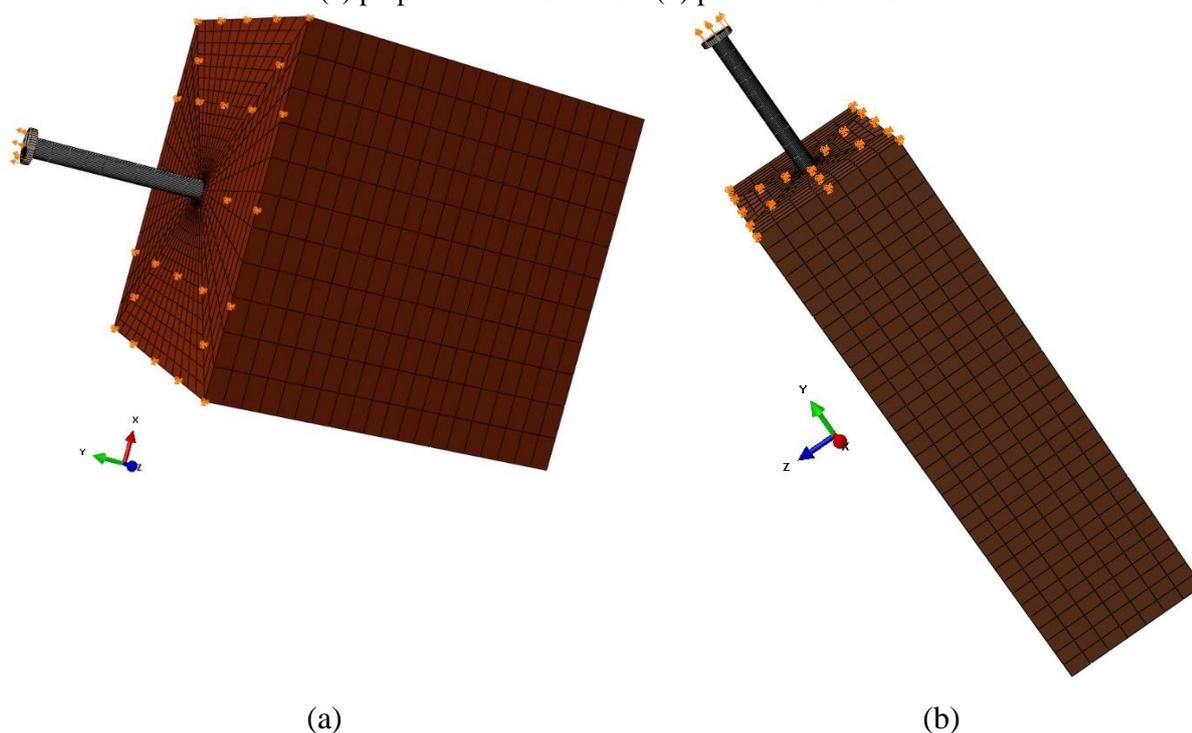
$$t_t = (1-D)\bar{t}_t \quad (8.9)$$

$$D = 1 - \left\{ \frac{\delta_m^0}{\delta_m^{\max}} \right\} \left\{ 1 - \frac{1 - \exp\left(-\alpha \left(\frac{\delta_m^{\max} - \delta_m^0}{\delta_m^f - \delta_m^0} \right)\right)}{1 - \exp(-\alpha)} \right\} \quad (8.10)$$

8.4 Modelagem do ensaio de arrancamento do prego anelado anker

A simulação numérica descrita nessa seção foi desenvolvida com o objetivo de modelar os ensaios de arrancamento realizados nessa pesquisa. Dois modelos foram feitos para considerar as direções de retirada do fixador em relação às fibras (normal e paralelo). O bloco de madeira foi representado por um cubo com arestas de 80 mm para a modelagem na direção perpendicular às fibras. Por outro lado, o bloco de madeira foi representado por um prisma retangular com dimensões de 40 mm x 70 mm x 140 mm para a simulação na outra direção. Uma simplificação foi adotada no formato do prego anelado, pois a sua haste foi considerada sendo lisa e com um diâmetro de 4,4 mm. Esse diâmetro corresponde ao diâmetro externo pertencentes as cristas dos anéis do fixador. A Figura 8.4 mostra as duas configurações de modelos feitas no programa ABAQUS®.

Figura 8.4 – Configuração dos modelos usados para simulação do ensaio de arrancamento na direção (a) perpendicular às fibras e (b) paralelo às fibras



Fonte: o autor

O elemento sólido do tipo C3D8R foi o adotado na discretização da malha do conector e do bloco de madeira. Esse tipo de elemento finito possui interpolação linear e integração reduzida, ainda, em cada um de seus oito vértices, possui um nó. O tamanho global do elemento sólido usado na discretização foi de 4 mm. Dessa maneira, para a modelagem da

extração perpendicular às fibras, o conector conteve ao total 2244 elementos, enquanto que o bloco de madeira foi composto por 14424 elementos. No modelo do arrancamento na outra direção, o prego anelado também foi discretizado com um total de 2244 elementos, enquanto que o bloco de madeira foi composto por 9394 elementos. O modelo constitutivo adotado para o prego está apresentado na seção 8.1.2. O modelo constitutivo usado para a simulação da madeira está descrito na seção 8.1.1.

O tipo de contato entre o conector e a madeira foi adotado como “*surface-to-surface*” com a formulação do deslizamento sendo “*small sliding*”. A propriedade de interação entre as duas superfícies de contato foi descrita por um comportamento coesivo com dano, seção 8.2. Para isso, a média de todas as curvas experimentais foram usadas na calibração do comportamento coesivo para cada espécie de madeira e direção de extração do conector. A fratura por deslizamento na região de contato entre as superfícies foi o principal fenômeno observado no programa experimental. Dessa maneira, somente as constantes de rigidez coesiva da diagonal principal foram consideradas, Tabela 8.4. Os coeficientes de rigidez coesiva tangencial (K_{ss} e K_{tt}) foram considerados semelhantes para evitar algum problema de convergência no programa computacional. O coeficiente de rigidez coesivo normal (K_{nn}) foi considerado com um valor muito superior do que os tangenciais para evitar que ocorresse a separação da interface de contato nessa direção. Adoções semelhantes foram utilizadas pelos pesquisadores Kildashti *et al.* (2021) para simular o arrancamento de parafusos auto atarraxantes em corpos de prova de *Pinus radiata*. Os outros parâmetros obtidos por meio das curvas experimentais e da calibragem do modelo, como a máxima tensão de coesão ($t_s^0 = t_t^0$), o deslocamento total na falha completa do material (δ_n^f) e a taxa de evolução do dano (\mathbb{D}) estão apresentados na Tabela 8.4.

Como pode ser visto na Figura 8.4, um deslocamento vertical foi aplicado na cabeça do conector para realizar a extração do prego. Na simulação do arrancamento das amostras de *Eucalyptus grandis*, o valor desse deslocamento foi de 55 mm para a direção paralela e de 53,07 mm para a direção perpendicular. Na simulação do arrancamento das amostras de *Pinus spp.*, o valor desse deslocamento foi de 55 mm para a direção paralela e de 48,82 mm para a direção perpendicular. Além disso, houve a restrição do deslocamento em todas as direções dos nós pertencentes a uma parte da superfície que continha o furo do conector.

Tabela 8.4 – Parâmetros das propriedades de contato coesiva usados na modelagem numérica dos ensaios de arrancamento

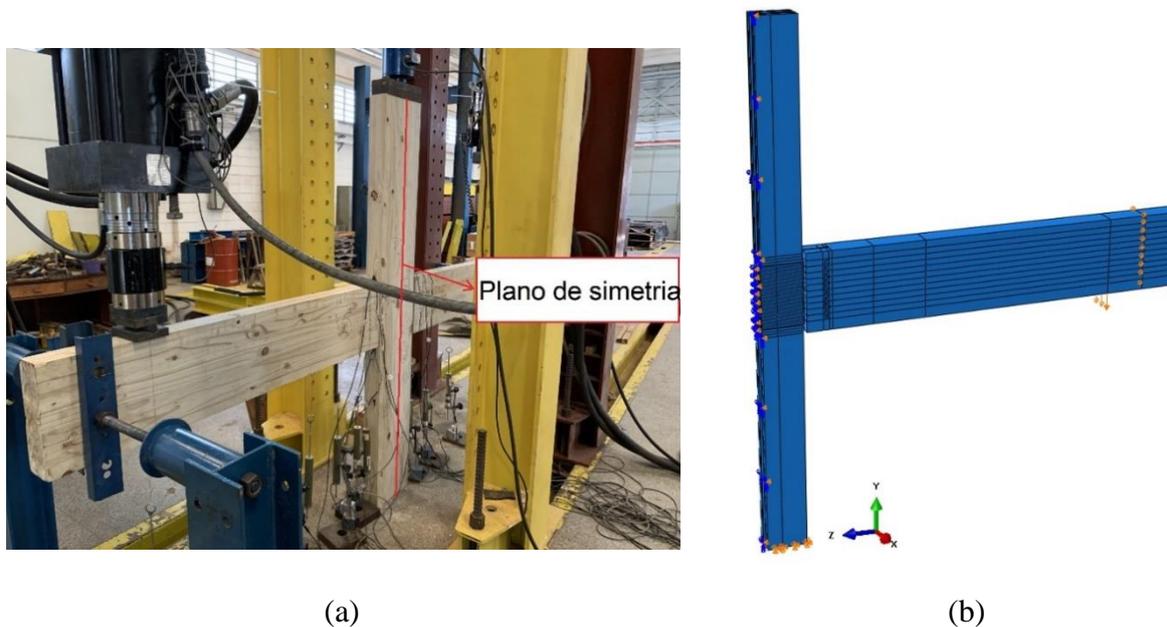
Espécie de madeira	Direção da extração	K_{nn} (N/mm ³)	K_{ss} (N/mm ³)	K_{tt} (N/mm ³)	t_s^0 (MPa)	δ_m^f (mm)	α
<i>Eucalyptus grandis</i>	Paralelo	50	2,9940	2,9940	2,66	55,00	1,0
<i>Eucalyptus grandis</i>	Perpendicular	50	2,5766	2,5766	6,34	53,07	4,5
<i>Pinus</i> spp.	Paralelo	50	1,5000	1,5000	1,28	55,00	3,5
<i>Pinus</i> spp.	Perpendicular	50	3,0000	3,0000	2,57	48,82	6,0

Fonte: o autor

8.5 Modelagem do ensaio dos pórticos com ligações de alumínio do tipo T

A modelagem exposta nessa seção foi elaborada com a finalidade de simular os ensaios experimentais dos pórticos de MLC com as ligações de alumínio do tipo T. Para isso, dois modelos distintos foram idealizados para representar as duas configurações de pórticos estudados experimentalmente. O sistema de coordenadas global, x, y e z, foi adotado na base do pilar para o desenvolvimento do modelo. O eixo y representava a direção do comprimento do pilar. O eixo x estava associado com a direção da largura do pilar, enquanto que o eixo z representava a direção da altura do pilar. Com relação a geometria dos pórticos, o protótipo de MLC de *Pinus* spp. possuía dois planos de simetria, um no plano yz e outro no plano xy. Por outro lado, o pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis* apenas apresentava um plano de simetria, plano xy. Dessa maneira, os protótipos das estruturas foram considerados na simulação numérica com apenas uma simetria. Como pode ser visto na Figura 8.5, somente metade do pórtico foi modelado com simetria no plano xy.

Figura 8.5 – Plano de simetria dos pórticos de MLC: (a) vista do plano de simetria no ensaio experimental de um protótipo de *Pinus* spp. (b) simetria no plano xy adotado na modelagem numérica



Fonte: o autor

A viga de MLC de *Pinus* spp. simulada foi representada por um prisma retangular com dimensões de 85 mm x 300 mm x 1500 mm. O pilar de MLC de *Pinus* spp. modelado também foi reproduzido por um prisma retangular com dimensões de 85 mm x 150 mm x 2000 mm. Com relação a simulação do pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis*, a viga e o pilar foram retratados por um prisma retangular com dimensões de 150 mm x 300 mm x 1500 mm e 150 mm x 150 mm x 2000 mm, respectivamente. Além disso, nos pilares foram feitos 46 furos de 4,4 mm de diâmetro com uma profundidade de 94 mm para o posicionamento dos pregos anelados anker, Figura 8.6.

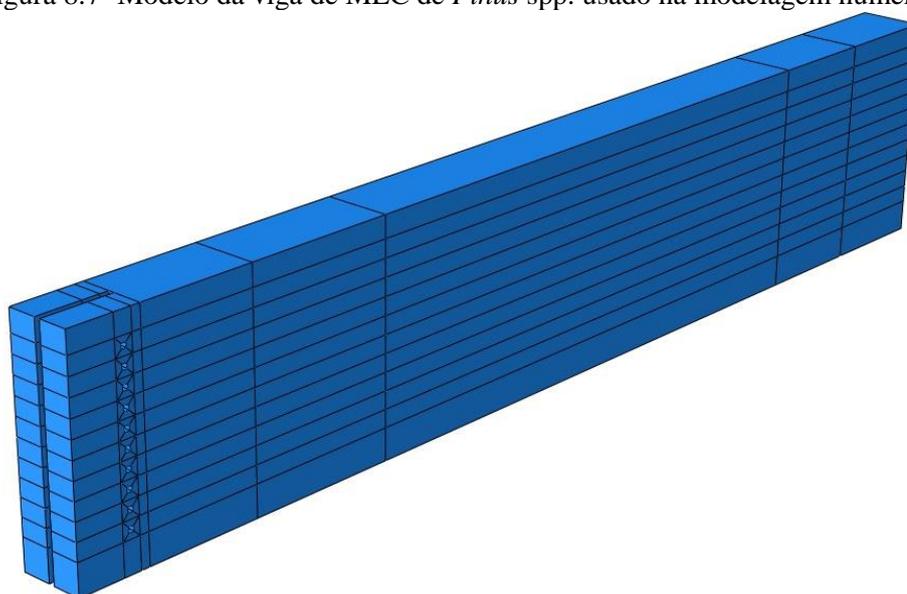
Figura 8.6 - Modelo do pilar de MLC de *Pinus* spp. usado na modelagem numérica



Fonte: o autor

Os cortes executados nas vigas para a inserção do perfil T e os 10 furos destinados ao posicionamento dos parafusos auto-perfurantes SBD também foram incorporados na concepção deste elemento estrutural, Figura 8.7. Com relação ao corte para a inserção do perfil de alumínio, a abertura foi feita com 8 mm de espessura, 300 mm de altura e 100 mm de profundidade. Uma folga de 1 mm entre a superfície da viga e a superfície da alma do perfil de alumínio foi considerada na modelagem numérica. Os furos para a alocação dos parafusos tinham um diâmetro de 7,5 mm e uma profundidade de 115 mm para o modelo de *Eucalyptus grandis* e 85 mm para o modelo de *Pinus spp.*

Figura 8.7- Modelo da viga de MLC de *Pinus spp.* usado na modelagem numérica

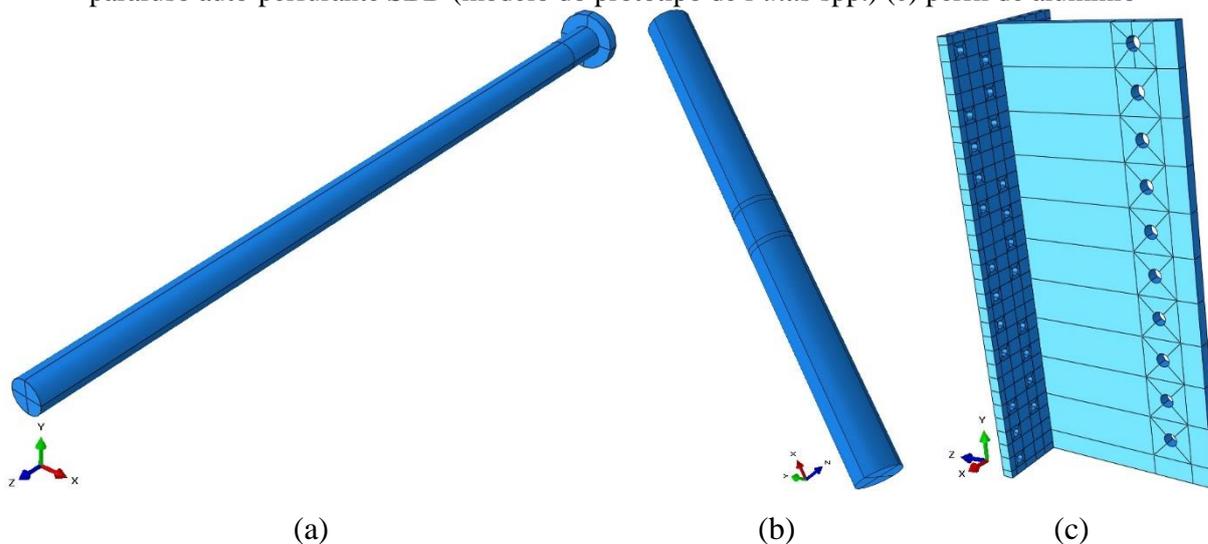


Fonte: o autor

Na concepção dos pregos anelados anker, uma simplificação na geometria de sua haste foi adotada. A haste desses fixadores foi considerada lisa com um diâmetro de 4,4 mm e um comprimento de 100 mm, Figura 8.8 (a). Esse diâmetro corresponde ao diâmetro externo pertencentes as cristas dos anéis do fixador. Além disso, a cabeça do prego anelado anker tinha uma espessura de 1,4 mm e um diâmetro de 8 mm. Os parafusos auto-perfurantes SBD também tiveram uma simplificação em sua modelagem. Esses conectores foram considerados como sendo um pino liso com diâmetro de 7,5 mm e com comprimento de 115 mm para o modelo de *Eucalyptus grandis* e 85 mm para o modelo de *Pinus spp.*, Figura 8.8 (b). Essas simplificações na geometria dos dois tipos de conectores foram utilizadas para facilitar a modelagem numérica de toda a estrutura. O perfil de alumínio usado na ligação entre a viga e o pilar foi modelado com geometria parecida ao apresentado na seção 6.3.1 e no Apêndice A,

Figura 8.8 (c). Uma simplificação foi implementada na geometria do perfil de alumínio visando aprimorar o processo de análise. Essa simplificação foi feita na mesa do perfil com a retirada dos furos com diâmetro de 9 mm (Apêndice A) que não receberam os pregos anelados anker para a fixação dessa região no pilar. Também, os furos na mesa para inserção dos pregos anelados anker tinham um diâmetro de 4,4 mm.

Figura 8.8 – Modelo de cada peça que constituiu a ligação do pórtico: (a) prego anelado anker (b) parafuso auto-perfurante SBD (modelo do protótipo de *Pinus spp.*) (c) perfil de alumínio

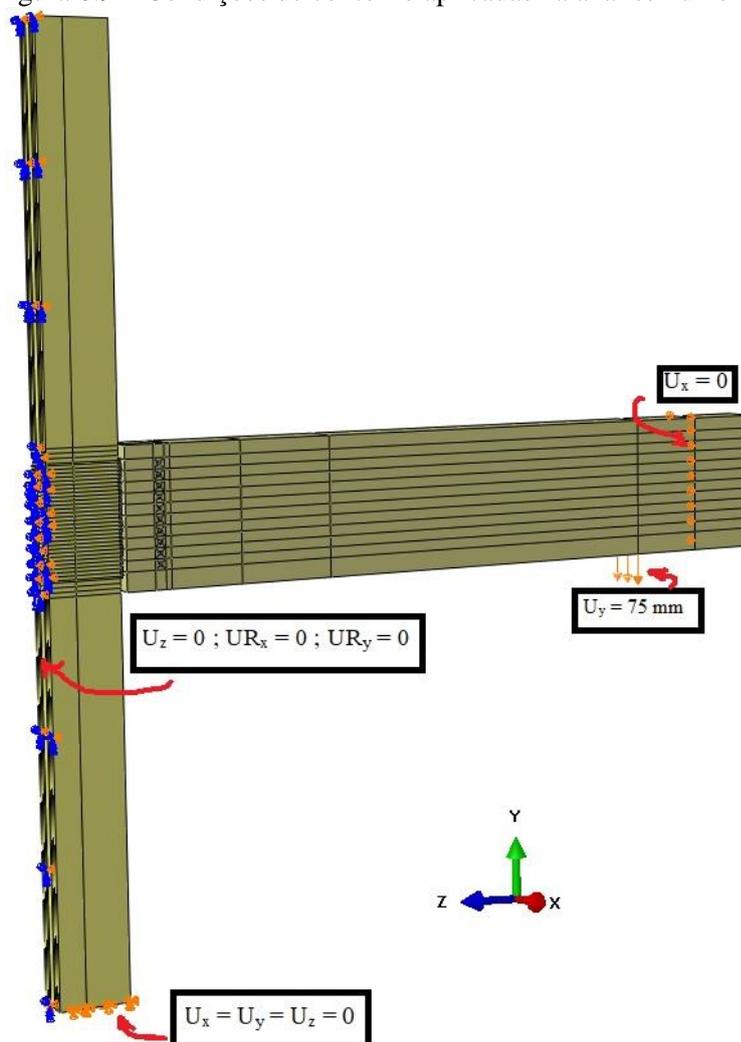


Fonte: o autor

As condições de contorno usadas na modelagem numérica representavam as restrições observadas nos ensaios experimentais, simetria do pórtico e o deslocamento da superfície inferior da viga medido pelo LVDT 1 posicionado abaixo dos atuadores. Com relação as condições de contorno dos ensaios, a carga concentrada no topo do pilar permitiu considerar a superfície da base desse elemento estrutural como sendo engastada. Dessa maneira, os nós dos elementos finitos pertencentes a essa região tiveram seus deslocamentos restringidos em todas as direções, ou seja, $U_x = U_y = U_z = 0$, Figura 8.9. Um contraventamento foi posicionado a uma distância de 15 cm em cada extremidade livre das vigas para evitar a instabilidade lateral desses elementos estruturais. Essa condição de contorno, imposta experimentalmente, foi incorporada à análise numérica por meio das restrições nos deslocamentos na direção x , $U_x = 0$, dos nós situados a 15 cm das extremidades das vigas, Figura 8.9. A representação da simetria da estrutura ensaiada foi feita impondo três condições de contorno em toda a face do pilar cortado como pode ser visto na Figura 8.9. Essa condição de contorno incluía uma restrição de deslocamento, $U_z = 0$, e duas restrições de rotação, $UR_x = 0$ e $UR_y = 0$. Na

simulação numérica, um deslocamento de 75 mm foi imposto na face inferior da viga a uma distância de 30 cm de sua extremidade livre.

Figura 8.9 – Condições de contorno aplicadas na análise numérica



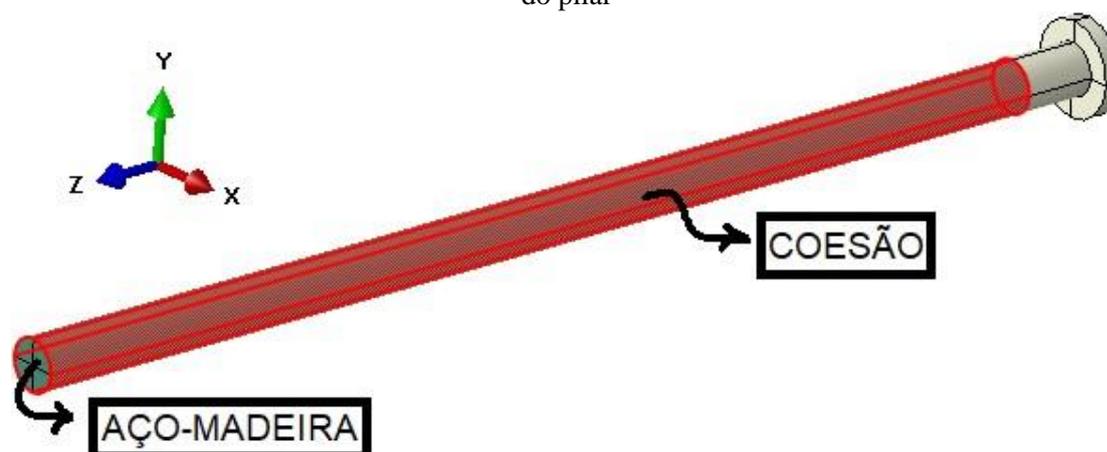
Fonte: o autor

Elementos de contato foram usados para representar as interações entre as partes. Essas interações foram definidas com pares de superfícies de contato de “*master*” e “*slave*”. O tipo de contato considerado para todas as interações do modelo numérico foi o “*surface-to-surface*”. Três propriedades de contato foram criadas para representar todas as interações presentes na simulação: aço-madeira, aço-aço e coesão. As propriedades de contato definidas como aço-madeira e aço-aço eram compostas por um comportamento normal e um comportamento tangencial. O comportamento normal permitia a separação das superfícies após o contato e era considerada como “*hard contact*”. O comportamento tangencial usava o modelo de atrito isotrópico de Coulomb. O coeficiente de atrito para esse comportamento foi

de 0,2 para a propriedade aço-madeira e 0,6 para a propriedade aço-aço. Nas análises numéricas realizadas por diversos pesquisadores, o coeficiente de atrito usado no contato entre o aço e madeira variou de 0,2 a 0,85 (STAMATOPOULOS; MALO, 2016; KARAGIANNIS; MÁLAGA-CHUQUITAYPE; ELGHAZOULI; 2017; CEPELKA; MALO, 2018; WANG *et al.*, 2019; HE *et al.*, 2020; NOURI; VALIPOUR, 2020; IRAOLA *et al.*, 2021; FERNANDES; DIAS; NETO, 2023). Além disso, o coeficiente de atrito usado no contato entre o aço e aço variou de 0,2 a 0,7 (PAVKOVIĆ; RAJČIĆ; HAIMAN, 2014; GHARIB *et al.*, 2017; HASSANIEH *et al.*, 2017; HE *et al.*, 2020; NOURI; VALIPOUR, 2020). A formulação do deslizamento foi considerada como “*finite sliding*” para as superfícies de contato que usavam essas propriedades de interações. A propriedade aço-aço foi empregada na modelagem para representar o contato existente entre a mesa do perfil de alumínio e os pregos anelados anker. Essa mesma propriedade descreveu o contato entre o parafuso auto-perfurante SBD e a alma do perfil de alumínio. As localidades onde ocorreram interações entre o perfil de alumínio e os elementos estruturais de madeira foram tratadas com a propriedade de contato aço-madeira. Propriedade de contato semelhante foi usada nas áreas de contato entre os conectores metálicos e a viga de madeira.

O contato existente entre a haste do prego anelado anker e o pilar de MLC foi representado por duas propriedades de contato: aço-madeira e coesão, Figura 8.10. A propriedade definida como coesão era composta por um comportamento coesivo com dano como descrito na seção 8.2. Além disso, outro comportamento implementado para essa propriedade foi o normal considerado como “*hard contact*” e permitia a separação das superfícies. A formulação do deslizamento foi considerada como “*small sliding*” para as regiões de contato que usavam essa propriedade de interação. O comportamento coesivo com dano somente considerou as constantes de rigidez coesiva da diagonal principal, Tabela 8.5. Os coeficientes de rigidez coesiva tangencial (K_{ss} e K_{tt}) foram admitidos iguais com o intuito de evitar algum problema de convergência na análise numérica. Ainda, o coeficiente de rigidez coesivo normal (K_{nn}) foi inserido com um valor muito superior do que os tangenciais para impedir que ocorresse a separação da interface de contato nessa direção. Considerações semelhantes foram utilizadas pelos pesquisadores Kildashti *et al.* (2021) para simular o arrancamento de parafusos auto atarraxantes em corpos de prova de *Pinus radiata*. Os outros parâmetros adotados estão apresentados na Tabela 8.5 para cada tipo de modelagem de pórtico.

Figura 8.10 – Propriedades de contato usadas na interação entre as superfícies dos pregos anelados e do pilar



Fonte: o autor

Tabela 8.5 - Parâmetros das propriedades de contato coesiva usados na modelagem numérica dos ensaios dos pórticos com ligações de alumínio do tipo T

Modelagem do Pórtico	K_{nn} (N/mm ³)	K_{ss} (N/mm ³)	K_{tt} (N/mm ³)	t_s^0 (MPa)	δ_m^f (mm)	α
<i>Eucalyptus grandis</i>	50	2,5766	2,5766	4,5	85,47	4,5
<i>Pinus spp.</i>	50	3,0000	3,0000	1,4	85,47	2

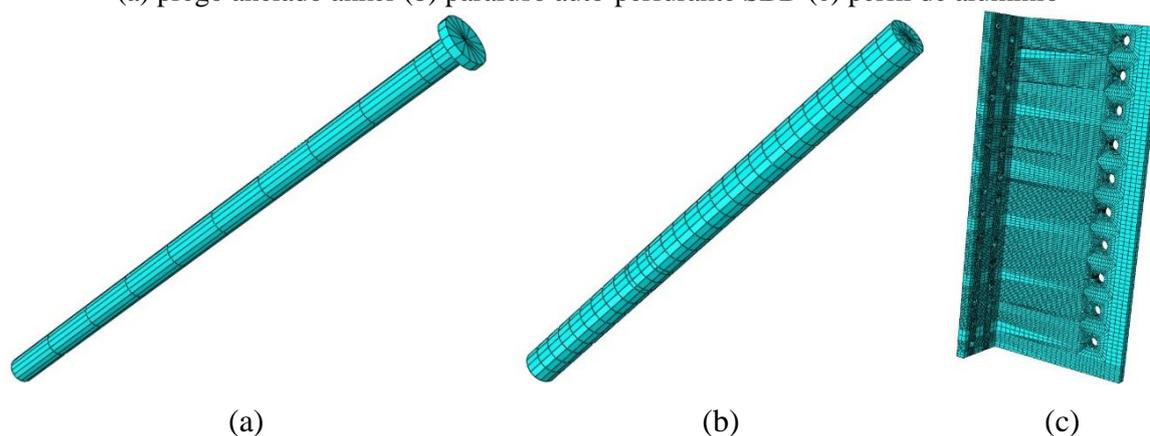
Fonte: o autor

Um estudo de refinamento de malha foi realizado com a finalidade de reduzir o custo computacional na calibração do modelo numérico e uma melhor otimização do tamanho do elemento finito. Na discretização da malha de todas as peças (pilares, vigas, perfis de alumínio, pregos anelados anker e parafusos auto-perfurantes SBD), optou-se pela adoção do elemento sólido C3D8R. Uma malha menos densa foi usada na discretização da região distante do furo para a malha do pilar e da viga, ao passo que, na região na proximidade do furo, uma malha mais densa foi empregada. O tamanho do elemento finito sólido adotado na discretização variou de 4 mm a 150 mm. A Tabela 8.6 apresenta a quantidade de elementos finitos usados para cada calibração de ensaio. A Figura 8.11 e Figura 8.12 mostram a malha de elemento finito adotada para cada peça na análise numérica do pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis*.

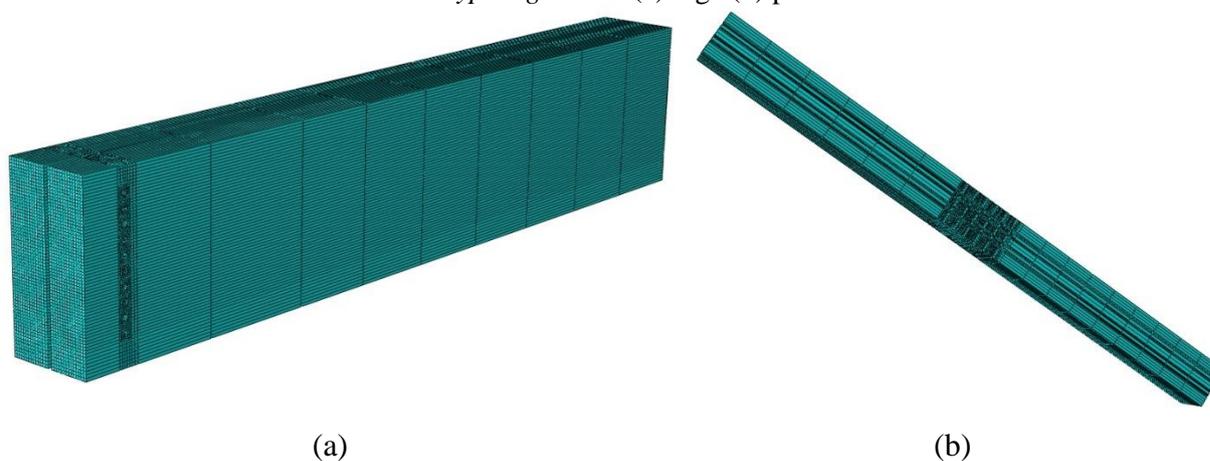
Tabela 8.6 – Quantidade de elementos finitos usados em cada peça e em cada modelagem

Peças	Modelagem do Pórtico de MLC <i>Pinus spp.</i>	Modelagem do Pórtico de MLC de <i>Eucalyptus grandis</i>
Viga	24160	43978
Pilar	46244	61776
Parafuso auto-perfurante SBD	960	992
Prego anelado anker	928	928
Perfil de alumínio	30862	30862

Fonte: o autor

Figura 8.11 – Malha das peças que constituíram a ligação do pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis*: (a) prego anelado anker (b) parafuso auto-perfurante SBD (c) perfil de alumínio

Fonte: o autor

Figura 8.12 - Malha dos elementos estruturais que constituíram a ligação do pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis*: (a) viga (b) pilar

Fonte: o autor

8.6 Análise paramétrica da rigidez rotacional da ligação de alumínio do tipo T

Uma análise paramétrica foi desenvolvida para verificar o comportamento da rigidez rotacional da ligação com a variação da espessura e altura do perfil de alumínio (AluMIDI) usado no programa experimental. Um total de 18 modelos no programa ABAQUS® foi simulado para abranger as hipóteses adotadas. A Tabela 8.7 apresenta as informações dos modelos usados na análise paramétrica para os pórticos de MLC de *Pinus* spp. e *Eucalyptus grandis*.

Tabela 8.7 – Informações dos modelos usados na análise paramétrica para os pórticos das duas espécies

Modelo	Espessura do perfil de alumínio (mm)	Altura do perfil de alumínio (mm)	Quantidade de pregos anelados anker	Quantidade		δ_m^f (mm)
				de parafuso auto-perfurante SBD	Profundidade do furo no pilar (mm)	
6t240h	6	240	46	10	94	85,47
8t240h	8	240	46	10	92	83,47
10t240h	10	240	46	10	90	81,47
12t240h	12	240	46	10	88	79,47
14t240h	14	240	46	10	86	77,47
16t240h	16	240	46	10	84	75,47
6t100h	6	100	20	4	94	85,47
6t150h	6	150	28	6	94	85,47
6t200h	6	200	38	8	94	85,47

Fonte: o autor

Essa análise paramétrica foi desenvolvida com base nos dados da calibração do modelo numérico apresentado na seção 8.1 e seção 8.4 deste trabalho. Entretanto, algumas alterações foram feitas para a padronização dos pórticos das duas espécies de madeira analisada e também na propriedade de coesão devido à alteração da penetração da haste anelada do prego anelado anker no pilar, à medida que a espessura do perfil aumentava. O pilar de MLC foi representado por um prisma retangular com as dimensões de 150 mm x 150 mm x 2000 mm. A viga modelada também foi reproduzida por um prisma retangular com

dimensões de 150 mm x 150 mm x 1500 mm. Furos com 150 mm de comprimento foram feitos neste elemento estrutural para posicionar os parafusos auto-perfurantes SBD. A espessura do corte para inserir o perfil na viga flutuou de 8 mm a 18 mm em razão da espessura do perfil. O comprimento do parafuso auto-perfurante SBD foi considerado 150 mm para todas as análises.

9 RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados os principais resultados obtidos dos ensaios experimentais e da análise numérica desenvolvida.

9.1 Resistência ao arrancamento do prego anelado anker

A resistência ao arrancamento do prego anelado anker foi determinada para cada corpo de prova de cada série. A resistência característica ao arrancamento de cada grupo está apresentada na Tabela 9.1. Além disso, a média, o valor mínimo, o valor máximo, o coeficiente de variação e razão entre a resistência e a densidade são mostrados na Tabela 9.1 para cada conjunto.

Tabela 9.1 – Valores estatísticos da resistência ao arrancamento

Série	Média (MPa)	Miníma Resistência (MPa)	Máxima Resistência (MPa)	Coeficiente de variação (%)	$f_{ax,k}$ (MPa)	f_{ax}/ρ (MPa.m ³ /kg)	Densidade aparente (kg/m ³)
WE90R	18,6	12,3	26,6	23,23	10,4	0,031	604,1
WE90T	20,1	12,1	30,2	25,84	10,2	0,033	604,1
WE90T-LC	22,4	12,9	27,3	17,86	14,9	0,037	613,9
WP90R	9,5	7,4	11,8	13,32	7,1	0,022	426,0
WP90T	10,2	6,8	18,7	31,00	5,8	0,024	426,0
WP90T-LC	9,6	6,6	12,1	14,54	6,9	0,022	433,7
WE0	7,9	4,4	12,0	29,28	3,5	0,013	618,7
WE0-LC	8,7	3,9	15,2	31,77	3,5	0,014	614,6
WP0	4,4	2,8	9,4	35,23	2,4	0,010	427,7
WP0-LC	4,6	2,6	7,5	28,96	2,1	0,011	423,9

Fonte: o autor

A resistência característica ao arrancamento perpendicular às fibras apresentou um valor de 14,9 MPa para a série WE90T-LC, Tabela 9.1. Esse resultado foi o maior para essa propriedade mecânica para todas às séries estudadas. A resistência característica da série WE90T-LC foi 43,27 % e 46,08 % maior do que as das séries WE90R e WE90T, respectivamente. Essa diferença pode ser explicada pela diferença de propriedades mecânicas das lamelas adjacentes a linha de cola. Dessa maneira, uma lamela de contato poderia ter uma resistência ao arrancamento maior do que a outra. A diferença da resistência característica ao arrancamento normal às fibras entre as séries WE90T e WE90R foi de 1,96 %. Portanto, o

valor dessa propriedade mecânica foi semelhante para as direções radial e tangencial das amostras de MLC de *Eucalyptus grandis*. O prego anelado anker estava inserido em duas lamelas nos corpos de prova da série WE90R, sendo que a resistência característica ao arrancamento perpendicular às fibras foi semelhante a série WE90T que tinha o prego inserido em somente uma camada. Desse modo, não houve nenhuma influência da quantidade de camada de penetração do prego anelado anker na resistência característica ao arrancamento perpendicular às fibras.

A pior resistência característica ao arrancamento perpendicular às fibras foi observado para a série WP90T, 5,8 MPa. Essa série apresentou um coeficiente de variação muito elevado (31,00 %) quando comparado com as séries WP90R e WP90T-LC que também foram feitas de MLC de *Pinus* spp. A diferença entre a resistência característica das séries WP90R e WP90T-LC foi de apenas 2,90 %. Em vista disso, houve uma semelhança entre as resistências características da direção radial e na linha de cola da direção tangencial das amostras de *Pinus* spp.

Como pode ser verificado na Tabela 9.1, o valor da média da resistência ao arrancamento para ambas as espécies na direção radial, séries WE90R e WP90R, foi inferior a direção tangencial, séries WE90T e WP90T. Em contraste, Aytekin (2008) constatou que o melhor desempenho da força máxima de arrancamento foi para a direção radial ao invés da tangencial para os pregos de haste lisa inseridos em amostras das espécies de *Quercus robur* L., *Pinus pinea* L., *Pinus nigra* Arnold e *Abies nordmanniana*.

O coeficiente de variação apresentou uma variação entre 13,32 %-31,00 % para as séries dos ensaios de arrancamento perpendicular às fibras. Variação do coeficiente de variação quase semelhante foi obtido por Rammer, Winistorfer e Bender (2001) para pregos anelados inseridos em amostras de *Spruce-Pine-Fir* e *Douglas fir*, 17-32 %. Rammer e Mendez (2008) apresentaram um coeficiente de variação de 18-29 % para pregos anelados galvanizados inseridos na madeira das espécies *Spruce-Pine-Fir*, *Douglas fir* e *Southern Pine*.

Como pode ser observado na Tabela 9.1, a série WE0 e WE0-LC apresentaram o mesmo valor de resistência característica ao arrancamento na direção longitudinal, 3,5 MPa. Esse valor foi o maior entre todas as séries analisadas na direção paralelo às fibras. Desse modo, não houve diferença nessa propriedade mecânica para amostras de MLC de *Eucalyptus grandis* com os conectores inseridos na linha de cola (WE0-LC) ou no meio da lamela (WE0). A pior resistência característica ao arrancamento paralelo às fibras foi verificado para a série WP0-LC, 2,1 MPa. Essa propriedade mecânica para a série de MLC de *Pinus* spp. com prego anelado anker fixado no meio da lamela foi 14,29 % maior do que a observada para a série

WP0-LC. Além disso, o coeficiente de variação apresentou uma variação muito alta para as séries dos ensaios de arrancamento paralelo às fibras, 28,96 %-35,23 %. A linha de cola não teve nenhuma influência na resistência característica do arrancamento na direção longitudinal.

A resistência característica perpendicular às fibras pertencentes as séries de *Eucalyptus grandis* ficou 40 % acima quando comparado com as séries de *Pinus* spp. Como pode ser visto na Tabela 9.1, a resistência ao arrancamento perpendicular às fibras normalizada (f_{ax}/ρ) mostrou que a espécie de *Eucalyptus grandis* possui uma maior relação de resistência por densidade do que a espécie de *Pinus* spp. Portanto, a espécie de madeira influencia nessa propriedade mecânica. Noguchi e Sugihara (1961) comentaram que a resistência ao arrancamento variou com a espécie de madeira usada em sua pesquisa. A influência da espécie de madeira na resistência ao arrancamento também foi observada no estudo realizado para os pregos de haste lisa por Aytekin (2008). Consoante com Aytekin (2008), as amostras feitas com a folhosa *Quercus robur* L. apresentaram resultados da média da força de arrancamento superiores as amostras produzidas com madeiras de coníferas.

Uma diferença também foi constatada na resistência característica ao arrancamento paralelo às fibras entre as séries de *Eucalyptus grandis* e *Pinus* spp. As séries de *Eucalyptus grandis* atingiram uma resistência característica 45 % maior do que as séries de *Pinus* spp. Além disso, a diferença da resistência ao arrancamento paralelo às fibras normalizado das séries *Eucalyptus grandis* foi acima de 16,27 % quando comparado com o *Pinus* spp.

A resistência característica perpendicular às fibras foi muito maior do que a resistência característica paralela às fibras nas séries dessa pesquisa. Quando se comparam as séries de *Eucalyptus grandis*, a direção perpendicular às fibras apresentou uma resistência característica de no mínimo 191,43 % acima da direção longitudinal. As séries de *Pinus* spp. na direção normal às fibras atingiram uma resistência característica de no mínimo 101,63 % acima da direção paralelo às fibras. De Paula, Rocha e Nascimento (1988) concluíram que os pregos de haste lisa colocados na direção paralela às fibras tiveram resistência ao arrancamento menor do que os pregos inseridos nas direções tangencial e radial para dez espécies de madeira da floresta Amazônica. Consoante com De Paula, Rocha e Nascimento (1988), essa diminuição da propriedade mecânica pode ser explicada pela a facilidade de colocação e extração dos pregos nessa direção devido às fibras da madeira estarem no mesmo sentido das hastes dos conectores (DE PAULA; ROCHA; DO NASCIMENTO, 1988). Essa superioridade da resistência ao arrancamento nas direções radial e tangencial também foi verificada no trabalho realizado por Aytekin (2008) para pregos de haste lisa colocados em madeiras das espécies de *Quercus robur* L., *Pinus pinea* L., *Pinus nigra* Arnold e *Abies nordmanniana*.

9.1.1 Determinação da resistência ao arrancamento perpendicular às fibras por meio de equacionamento empíricos

A resistência ao arrancamento também foi determinado por meio dos equacionamentos empíricos apresentados na seção 4.1 para as séries experimentais com os pregos anelados anker inseridos na posição perpendicular às fibras, Tabela 9.2.

Tabela 9.2 – Comparação da resistência ao arrancamento das equações empíricas com os valores experimentais

Série	Média (MPa)	Werner e Siebert (1991) (MPa)	Rammer e Mendez (2008) Equação		Rammer e Mendez (2008) Equação		Sandhass e Görlacher (2018) (MPa)	Rammer (2021) (MPa)
			Rammer, Winistorfer e Bender (2001) (MPa)	e	e			
WE90R	18,6	35,4 (98,94%)	21,3 (19,82%)	13,9 (21,96%)	10,9 (38,76%)	24,8 (39,12%)	28,31 (58,96%)	
WE90T	20,1	35,4 (84,98%)	21,3 (11,83%)	13,9 (27,38%)	10,9 (42,87%)	24,8 (29,84%)	28,31 (47,86%)	
WE90T-LC	22,4	36,6 (68,74%)	21,8 (0,50%)	14,3 (33,94%)	11,2 (48,56%)	25,3 (16,68%)	29,23 (34,67%)	
WP90R	9,5	17,2 (86,10%)	13,2 (42,11%)	7,1 (23,65%)	6,5 (29,58%)	15,3 (65,00%)	14,08 (52,32%)	
WP90T	10,2	17,2 (80,41%)	13,2 (38,26%)	7,1 (25,94%)	6,5 (31,52%)	15,3 (60,53%)	14,08 (47,71%)	
WP90T-LC	9,6	17,8 (94,16%)	13,5 (45,43%)	7,3 (20,65%)	6,7 (27,76%)	15,7 (68,86%)	14,59 (58,59%)	

Fonte: o autor

A diferença entre os resultados obtidos com o uso das equações empíricas com os resultados obtidos em cada série determinada por meio do MAPE está apresentada na Tabela 9.2 em parênteses. A Equação 4.10 proposta por Rammer, Winistorfer e Bender (2001) foi a que melhor previu os valores da resistência ao arrancamento das amostras de MLC de

Eucalyptus grandis. A Equação 4.11 concebida por Rammer e Mendez (2008) para pregos anelados sem galvanização foi a que mais se aproximou dos valores da resistência ao arrancamento das séries de *Pinus* spp. Porém, um MAPE de 25,94 % foi obtido para a série WP90T. Cinco das seis equações empíricas apresentaram pelo menos um MAPE de 40 % para duas séries de uma mesma espécie de madeira. Essa diferença entre as equações empíricas e os valores observados nos ensaios pode ser explicada pela a diferença da região de desenvolvimento das espécies utilizadas nessa pesquisa.

A resistência característica ao arrancamento também foi calculado usando os equacionamentos empíricos mostrado na seção 4.1 para as séries experimentais com os pregos anelados anker inseridos na posição perpendicular às fibras, Tabela 9.3. A Tabela 9.3 apresenta, em parênteses, uma comparação realizada por meio do MAPE dos valores determinados com a utilização das equações empíricas com os valores observados em cada série.

Tabela 9.3 - Comparação da resistência característica ao arrancamento das equações empíricas com os valores experimentais

Série	$f_{ax,k}$ (MPa)	Ehlbeck e Siebert (1988) (MPa)	EN 1995-1- 1:2004+A1 (2008) (MPa)	ETA-04/0013 (2019) (MPa)
WE90R	10,4	9,9 (4,81%)	5,5 (47,12%)	10,2 (1,92%)
WE90T	10,2	9,8 (3,92%)	5,4 (47,06%)	10,1 (0,98%)
WE90T-LC	14,9	10,1 (32,21%)	5,6 (62,42%)	10,3 (30,87%)
WP90R	7,1	4,9 (30,99%)	2,7 (61,97%)	6,8 (4,23%)
WP90T	5,8	4,9 (15,52%)	2,7 (53,45%)	6,8 (17,24%)
WP90T-LC	6,9	4,5 (34,78%)	2,5 (63,77%)	6,1 (11,59%)

Fonte: o autor

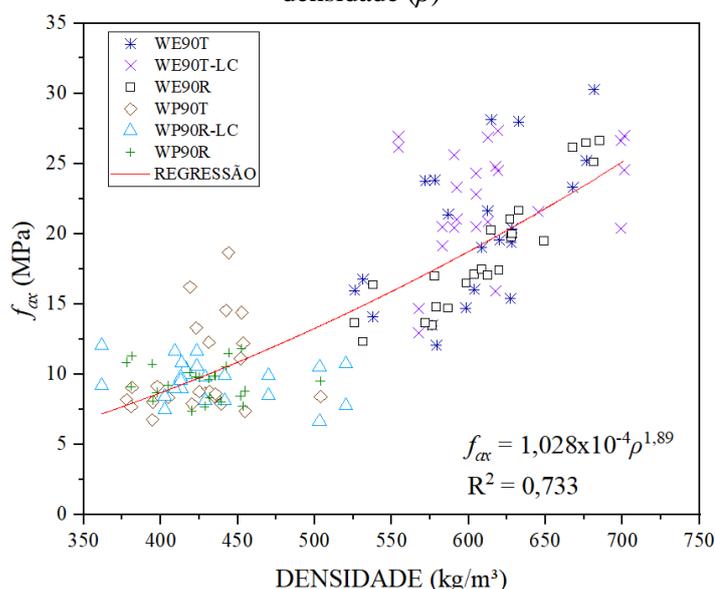
A determinação da resistência característica ao arrancamento usando a formulação da ETA-04/0013 (EUROPEAN TECHNICAL ASSESSMENT, 2019) apresentou um MAPE de apenas 1,92 % e 0,98 % para as séries WE90R e WE90T de *Eucalyptus grandis*, respectivamente. Essa formulação foi a melhor que previu o valor para as séries de *Eucalyptus grandis*. Entretanto, um MAPE de 30,87 % foi obtido para a série WE90R-LC com o prego anelado anker inserido na linha de cola. A formulação empírica da ETA-04/0013 (EUROPEAN TECHNICAL ASSESSMENT, 2019) apresentou os menores MAPE para a

séries WP90R E WP90T-LC feitas de MLC de *Pinus* spp., sendo que a formulação desenvolvida por Ehlbeck e Siebert (1988) apresentou o menor MAPE para a série WP90T de *Pinus* spp., 15,52 %. Como pode ser verificado na Tabela 9.3, a expressão exposta no EN 1995-1-1:2004+A1 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008) apresentou um MAPE acima de 45 % para todas as séries ensaiadas. Essa diferença é fruto do equacionamento ser utilizado para determinar a resistência ao arrancamento característica de pregos lisos. A contribuição da madeira solta na resistência ao arrancamento entre as cristas dos pregos anelados e a ancoragem das cristas nas fibras da madeira após a inserção dos pregos não ocorre para os pregos lisos, por isso o maior MAPE foi verificado para o equacionamento da EN 1995-1-1:2004+A1 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008).

9.1.2 Regressão não linear entre a resistência ao arrancamento e a densidade

O uso das equações empíricas da seção 4.1 para estimar a resistência ao arrancamento apresentaram diferença com os valores obtidos nos ensaios experimentais, seção 9.1.1. Dessa maneira, uma regressão não linear foi desenvolvida para obter uma formulação empírica para estimar a resistência ao arrancamento perpendicular às fibras em MLC. A Figura 9.1 apresenta os resultados do modelo de regressão não linear da resistência ao arrancamento perpendicular às fibras do prego anelado anker em função da densidade da madeira.

Figura 9.1 – Regressão não linear entre a resistência ao arrancamento perpendicular às fibras (f_{ax}) e a densidade (ρ)



Fonte: o autor

Como pode ser visto na Figura 9.1, essa equação empírica pode ser utilizada na determinação da resistência ao arrancamento perpendicular às fibras do prego anelado anker devido ao alto coeficiente de determinação ajustado, $R^2 = 0,733$.

9.1.3 Análise do modo de falha dos corpos de prova

O principal modo de falha dos corpos de prova sujeitos ao arrancamento perpendicular às fibras foi a combinação de cisalhamento por rolamento (*rolling shear*) e cisalhamento da madeira em volta do prego para as séries de *Eucalyptus grandis* (WE90R, WE90T e WE90T-LC), Figura 9.2 (a) e Figura 9.2 (b).

Figura 9.2 - Modo de falha ocorrido pela a combinação de cisalhamento por rolamento e cisalhamento em volta do prego em uma amostra da série: (a) WE90T-LC e (b) WE90T



Fonte: o autor

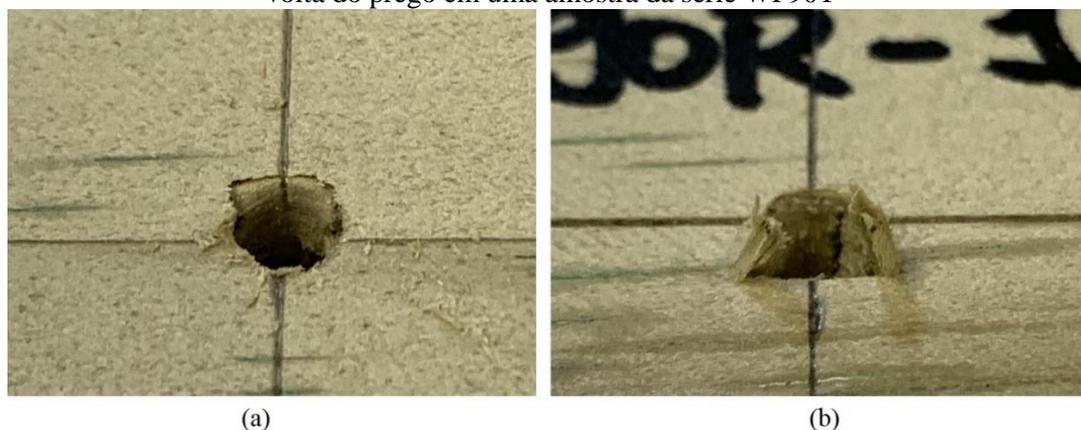
Houve somente ruptura por cisalhamento da madeira em volta do prego em algumas amostras das séries de *Eucalyptus grandis*, Figura 9.3, sendo que o modo de ruptura predominante nas amostras das séries de *Pinus* spp. (WP90R, WP90T e WP90T-LC) foi o cisalhamento da madeira em volta do prego, Figura 9.4 (a). Poucos corpos de prova das séries de *Pinus* spp. tiveram ruptura devido à combinação de cisalhamento por rolamento (*rolling shear*) e cisalhamento da madeira em volta do prego, Figura 9.4 (b).

Figura 9.3 – Visualização do cisalhamento em volta de um prego anelado anker inserido em uma amostra da série WE90T



Fonte: o autor

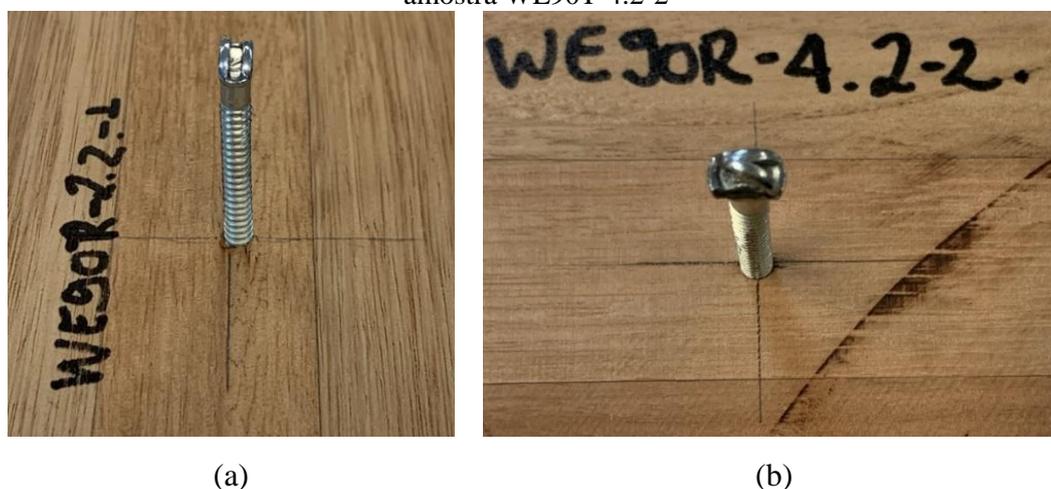
Figura 9.4 – (a) ruptura por cisalhamento em volta do prego anelado anker de uma amostra da série WP90T-LC (b) ruptura ocorrida pela combinação de cisalhamento por rolamento e cisalhamento em volta do prego em uma amostra da série WP90T



Fonte: o autor

A ruptura e a deformação da cabeça do prego anelado anker aconteceu em três corpos de prova da série WE90T e em um corpo de prova da série WE90R. Como pode ser visto na Figura 9.5, essa falha aconteceu por cisalhamento na cabeça do conector. A força máxima atingida antes da ruptura da cabeça do prego foi de 7133 N, 7127 N e 7223 N para as amostras WE90T-2.2-1, WE90T-4.4-1 e WE90T-4.2-2, respectivamente. A força máxima atingida antes da ruptura da cabeça do prego foi de 6719 N para a amostra WE90R-4.2-2. Em oito corpos de prova, houve a extração do parafuso com uma força máxima maior do que 6700 N. A deformação da cabeça do prego anelado galvanizado também foi presenciada por Ceylan e Girgin (2020) em amostras de MLCC de *Picea abies*. Não houve nenhuma falha por cisalhamento da cabeça do fixador para as séries de *Pinus* spp.

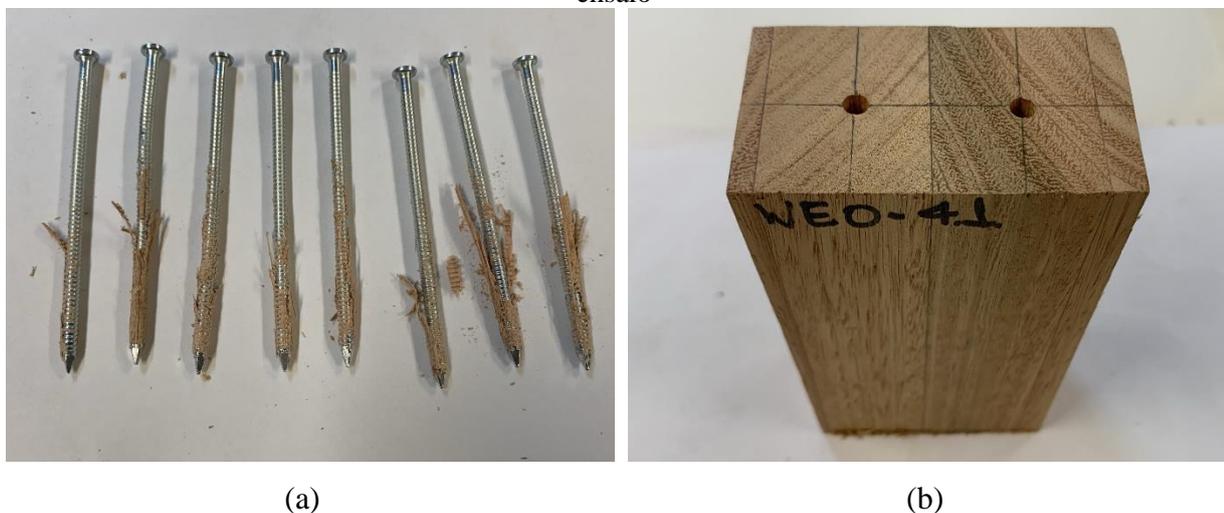
Figura 9.5 – Ruptura por cisalhamento na cabeça do prego anker: (a) amostra WE90T-2.2-1 (b) amostra WE90T-4.2-2



Fonte: o autor

O principal modo de ruptura dos corpos de prova com os conectores inseridos paralelo às fibras foi o cisalhamento longitudinal das fibras da madeira ao redor do prego anelado anker, Figura 9.6 (a). Esse tipo de ruptura foi observado para todas as séries cuja a inserção do prego estava na direção longitudinal (WE0, WE0-LC, WP0 e WP0-LC). O modo de ruptura para as amostras feitas de MLC de *Eucalyptus grandis* e de *Pinus* spp. foi semelhante, sendo que a superfície aonde estava alojado o conector não sofreu nenhum dano após a realização dos ensaios de arrancamento paralelo às fibras para todas as séries, Figura 9.6 (b).

Figura 9.6 – (a) cisalhamento longitudinal das fibras da madeira ao redor do prego anelado anker para corpos de prova de *Eucalyptus grandis* (b) Corpo de prova de *Eucalyptus grandis* após a realização do ensaio

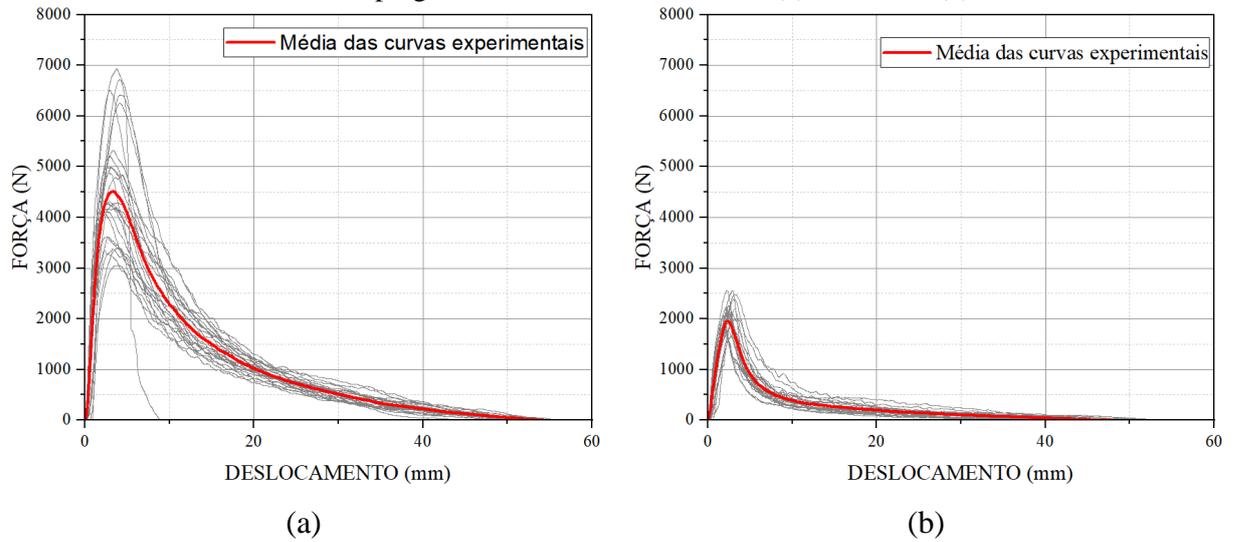


Fonte: o autor

9.1.4 Comportamento das curvas experimentais do ensaio de arrancamento do prego anelado anker

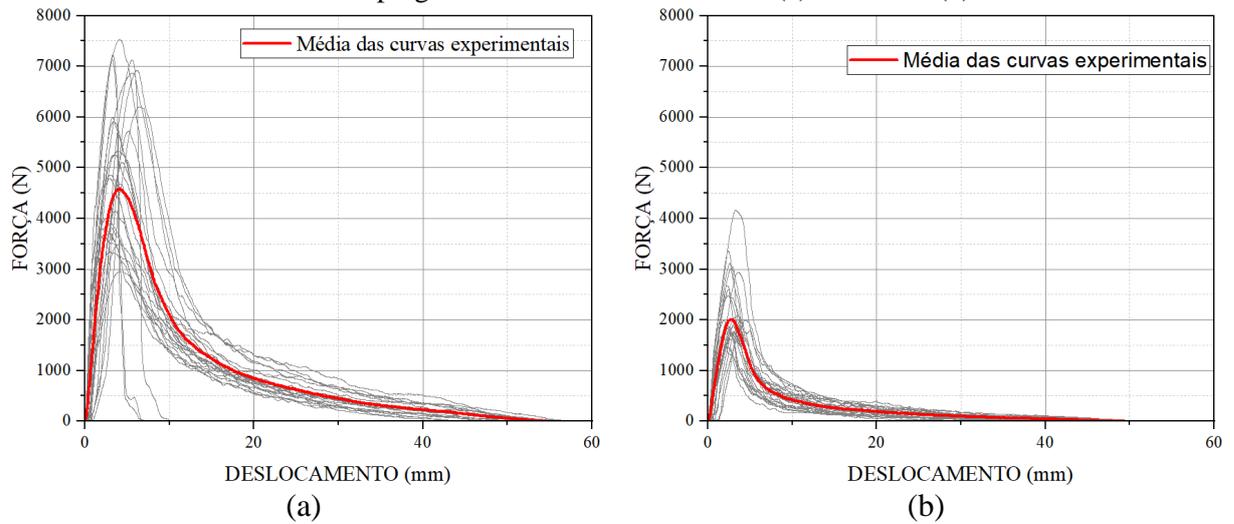
As curvas de força de arrancamento perpendicular às fibras versus deslocamento dos pregos anelados anker inseridos nas direções radial, tangencial e na linha de cola das séries de *Pinus* spp. e *Eucalyptus grandis* estão apresentados na Figura 9.7, Figura 9.8 e Figura 9.9, respectivamente.

Figura 9.7 – Curva de força ao arrancamento perpendicular às fibras na direção radial versus deslocamento dos pregos anelados anker das séries: (a) WE90R e (b) WP90R



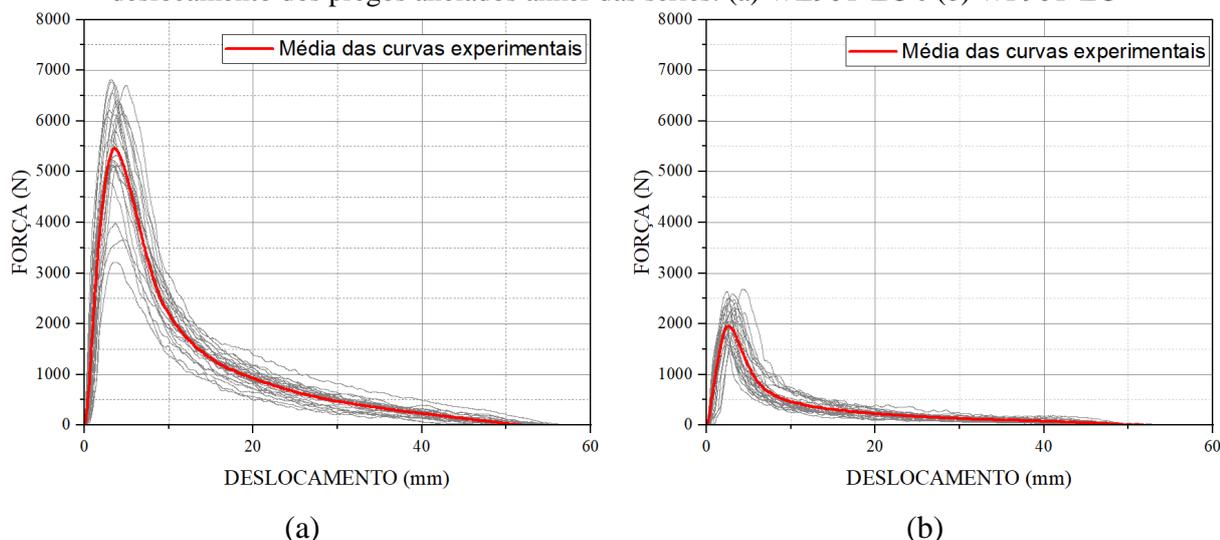
Fonte: o autor

Figura 9.8 – Curva de força ao arrancamento perpendicular às fibras na direção tangencial versus deslocamento dos pregos anelados anker das séries: (a) WE90T e (b) WP90T



Fonte: o autor

Figura 9.9 – Curva de força ao arrancamento perpendicular às fibras na linha de cola versus deslocamento dos pregos anelados anker das séries: (a) WE90T-LC e (b) WP90T-LC



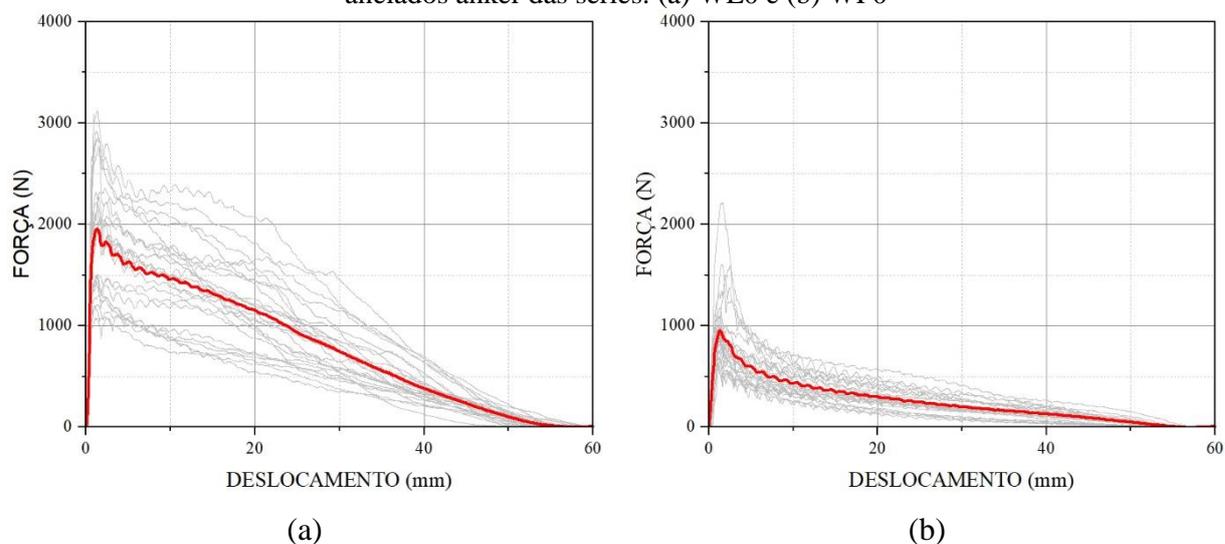
Fonte: o autor

Como pode ser visto nas Figuras 9.7 a 9.9, as curvas de todos os ensaios de arrancamento normal às fibras possuem o mesmo comportamento. O comportamento das curvas de força versus deslocamento observado nos ensaios pode ser definido por meio de três fases bem definidas. A primeira fase é representada por um comportamento linear no gráfico, a segunda fase consiste de um trecho não linear ao se aproximar do pico máximo de força. Nesse trecho a máxima força de atrito entre os dois materiais é atingida. A terceira fase é definida pelo amolecimento “*softening*” exponencial devido à degradação da madeira e, conseqüentemente, da força de atrito na interface de contato entre os dois materiais. Essa última fase termina com a extração completa do prego anelado anker do corpo de prova de MLC. Além disso, a força diminui repentinamente após atingir o seu pico. Essas três fases também foram observadas na pesquisa desenvolvida por Ceylan e Girgin (2020) para três tipos de pregos anelados (galvanizados, revestido com fosfato e galvanizado revestido com resina) inseridos, manualmente e por pistolas, em amostras de MLCC de *Picea abies*. A diminuição repentinamente da força pós-pico também foi relatada pelos pesquisadores Luszczki *et al.* (2013) para pregos anelados de diâmetro de 3,34 mm inseridos em corpos de prova de *Spruce-pine-fir*. Segundo esses autores, esse comportamento ocorre devido ao corte na madeira provocado pelos anéis dos pregos anelados (LUSZCZKI *et al.*, 2013). Após essa queda, a diminuição da força foi aproximadamente linear devido a força de atrito gerada pelo preenchimento de madeira nos vazios oriundos dos cortes (LUSZCZKI *et al.*, 2013). Rammer, Winistorfer e Bender (2001) também observaram uma curva inicialmente linear bem definida

que aos poucos possuía um comportamento não linear ao se aproximar do pico máximo de força para pregos anelados inseridos em peças de *Spruce-pine-fir*. Após o pico de força, os autores verificaram uma queda da força até o término do ensaio (RAMMER; WINISTORFER; BENDER, 2001).

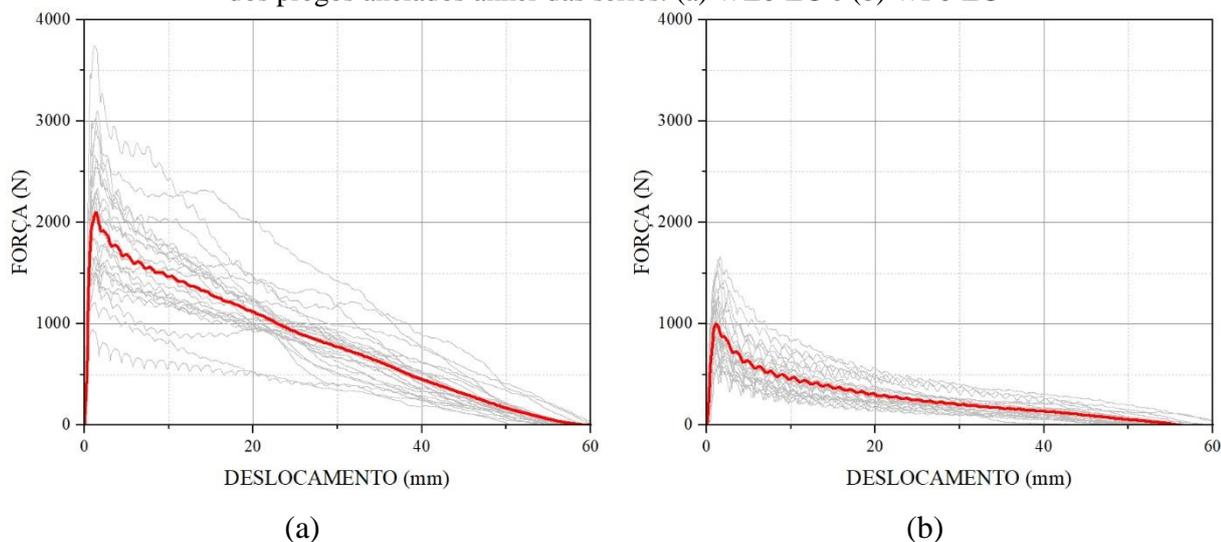
As curvas de força de arrancamento paralelo às fibras versus deslocamento dos pregos anelados anker inseridos na direção longitudinal e na linha de cola das séries de *Pinus* spp. e *Eucalyptus grandis* estão apresentados na Figura 9.10 e Figura 9.11. Como pode ser observado, as curvas de todos os ensaios de arrancamento paralelo às fibras possuem comportamento semelhante. O comportamento das curvas de força versus deslocamento dos ensaios pode ser definido por meio de três fases, sendo a primeira fase representada por um comportamento linear no gráfico, a segunda fase consiste de um trecho não linear ao se aproximar do pico máximo de força, sendo que neste trecho a máxima força de atrito entre os dois materiais é alcançada. A terceira fase é definida pelo amolecimento “softening” exponencial devido ao dano da madeira e, conseqüentemente, da força de atrito na interface de contato entre os dois materiais. A degradação da superfície de contato foi praticamente linear para as curvas médias dos ensaios experimentais da MLC de *Eucalyptus grandis*, Figura 9.10 (a) e Figura 9.11 (a). Além disso, nessa fase, percebe-se que existem picos de força conforme o deslizamento aumenta. Uma hipótese para esse acréscimo seria o contato gerado entre os anéis do prego e a madeira solta. Essa última fase termina com a extração completa do prego anelado anker do corpo de prova de MLC.

Figura 9.10 – Curva de força ao arrancamento paralelo às fibras versus deslocamento dos pregos anelados anker das séries: (a) WE0 e (b) WP0



Fonte: O autor

Figura 9.11 – Curva de força ao arrancamento paralelo às fibras na linha de cola versus deslocamento dos pregos anelados anker das séries: (a) WE0-LC e (b) WP0-LC

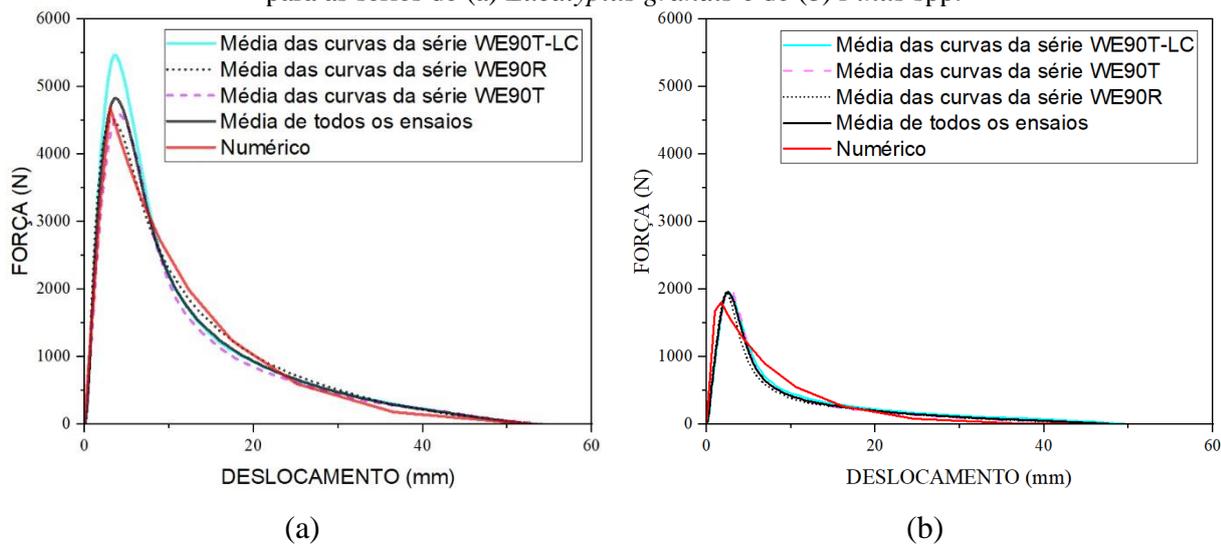


Fonte: O autor

9.1.5 Análise numérica do ensaio de arrancamento do prego anelado

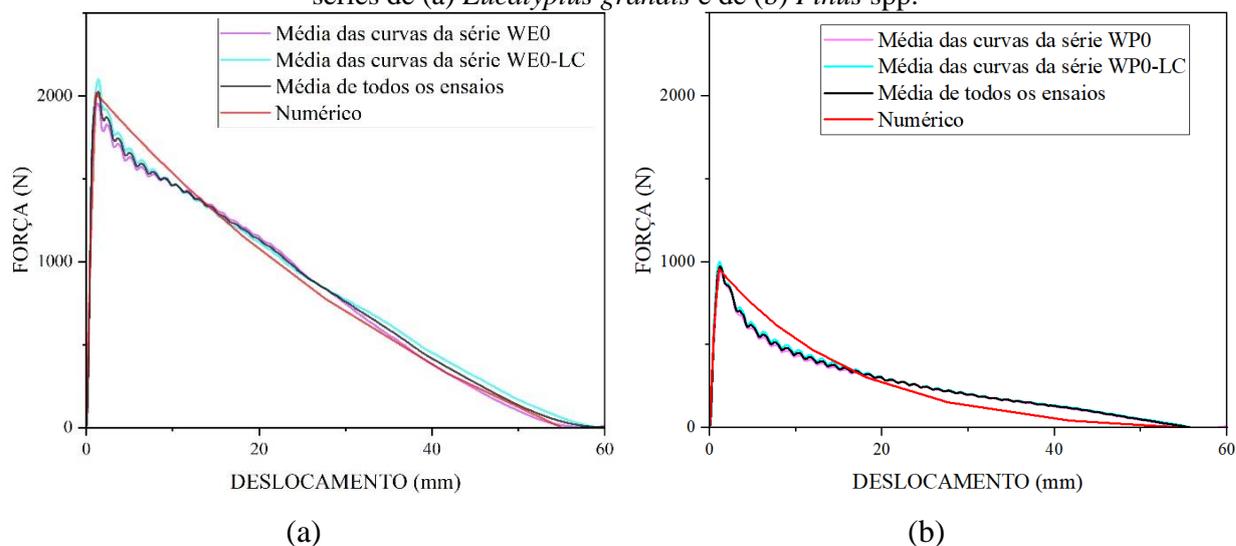
A Figura 9.12 e a Figura 9.13 apresentam as curvas de força versus deslocamento da cabeça do prego anelado anker obtidas dos ensaios experimentais e das análises numéricas nas direções perpendicular e paralelo às fibras, respectivamente.

Figura 9.12 – Curvas experimentais e numéricas dos ensaios de arrancamento perpendicular às fibras para as séries de (a) *Eucalyptus grandis* e de (b) *Pinus spp.*



Fonte: O autor

Figura 9.13 - Curvas experimentais e numéricas dos ensaios de arrancamento paralelo às fibras para as séries de (a) *Eucalyptus grandis* e de (b) *Pinus* spp.



Fonte: O autor

Como pode ser observado na Figura 9.12 e Figura 9.13, houve uma semelhança no comportamento da curva experimental e da curva numérica para as duas espécies de madeira estudadas. Essa semelhança ficou mais evidente antes do pico da força de coesão ser atingido. Após o pico, uma diferença pode ser observada entre a curva experimental e numérica na fase de degradação da superfície de contato entre o conector e a madeira.

O pico da força de coesão antes de iniciar a degradação da região de contato foi de 4820 N para a curva representada pela média de todos os ensaios experimentais da MLC de *Eucalyptus grandis* na direção normal às fibras, Figura 9.12 (a). A modelagem numérica da extração do conector perpendicular às fibras atingiu uma força de pico de 4680 N no eucalipto. Portanto, a diferença entre esses dois valores foi de apenas 2,99 %. A curva média para todos os ensaios experimentais da MLC de *Pinus* spp. na direção normal às fibras alcançou um valor máximo de 1956 N, Figura 9.12 (b). O pico da força de coesão foi de 1810 N para a curva numérica da extração do conector perpendicular às fibras inseridos na MLC de *Pinus* spp. A diferença entre o pico da força coesiva foi de apenas 8,07 % para essas curvas de *Pinus* spp.

O início do dano na superfície de contato aconteceu após um deslocamento de 3,69 mm para a média dos ensaios experimentais perpendicular às fibras da MLC de *Eucalyptus grandis*, enquanto que o deslocamento entre as superfícies de contato para a modelagem numérica foi 3,05 mm, Figura 9.12 (a). Dessa maneira, houve uma diferença de 20,98 % entre o valor do deslocamento experimental e o numérico antes de ocorrer o dano nas superfícies de

contato do prego com a MLC de eucalipto. A degradação da superfície de contato teve seu início após um deslocamento de 2,56 mm para a curva que representa a média de todos os ensaios experimentais perpendicular às fibras para a MLC de *Pinus* spp, Figura 9.12 (b). Na modelagem numérica, o dano das superfícies de contato do prego com a MLC de *Pinus* spp. começou após um deslocamento inicial de 1,71 mm. Portanto, houve uma discrepância de 49,70 % entre o deslocamento da curva numérica e da curva representada por todos os ensaios experimentais da MLC de *Pinus* spp.

Como pode ser visto na Figura 9.13 (a), o pico da força de coesão antes de iniciar a degradação da região de contato foi de 2024 N para a curva representada pela a média de todos os ensaios experimentais da MLC de *Eucalyptus grandis*. A modelagem numérica da extração do conector paralelo às fibras atingiu uma força de pico de 2016 N no eucalipto. Assim, houve uma diferença de apenas 0,39 % entre esses dois valores. A curva média para todos os ensaios experimentais da MLC de *Pinus* spp. alcançou um valor máximo de 974 N, Figura 9.13 (b). O pico da força de coesão foi de 962 N para a curva numérica da extração do prego paralela às fibras inseridos na MLC de *Pinus* spp. A diferença entre o pico da força coesiva foi de apenas 1,25 % para essas curvas.

O início do dano na superfície de contato aconteceu após um deslocamento de 1,38 mm para a média dos ensaios experimentais paralelo às fibras da MLC de *Eucalyptus grandis*, enquanto que o deslocamento entre as superfícies de contato para a modelagem numérica foi 1,10 mm, Figura 9.13 (a). Em vista disso, houve uma diferença de 25,45 % entre o valor do deslocamento experimental e numérico antes de ocorrer o dano nas superfícies de contato do prego com a MLC de eucalipto. A degradação da superfície de contato teve seu início após um deslocamento de 1,28 mm para a curva que representa a média de todos os ensaios experimentais paralelo às fibras da MLC de *Pinus* spp, Figura 9.13 (b). Na modelagem numérica, o dano das superfícies de contato do prego com a madeira *Pinus* spp. começou após um deslocamento inicial de 1,10 mm. Portanto, houve uma diferença de 16,36 % entre o deslocamento da curva numérica e da curva representada por todos os ensaios experimentais da MLC de *Pinus* spp.

9.2 Resistência ao embutimento do parafuso auto-perfurante SBD

A resistência ao embutimento do parafuso auto-perfurante SBD foi determinada para cada corpo de prova de cada série. A resistência característica ao embutimento de cada grupo está apresentada na Tabela 9.4. Além disso, a média, o valor mínimo, o valor máximo, o

coeficiente de variação e a razão entre a resistência e a densidade são mostrados na Tabela 9.4 para cada conjunto.

Tabela 9.4 – Valores estatísticos da resistência ao embutimento

Série	Média (MPa)	Mínima Resistência (MPa)	Máxima Resistência (MPa)	Coeficiente de variação (%)	$f_{e,k}$ (MPa)	f/ρ (MPa.m ³ /kg)
E0	38,7	31,2	43,7	9,56	31,2	0,064
E0-LC	34,1	25,9	42,3	16,11	22,9	0,057
P0	20,3	14,8	28,1	22,18	11,2	0,046
P0-LC	22,7	18,1	34,9	19,35	15,9	0,053
E90	39,8	32,6	44,1	10,50	31,3	0,066
E90-LC	33,7	18,6	44,5	24,47	17,0	0,056
P90	25,8	14,3	46,4	44,25	10,2	0,060
P90-LC	21,1	10,6	37,9	41,50	3,3	0,048

Fonte: o autor

A diferença entre os valores da resistência característica ao embutimento paralelo às fibras das amostras de MLC de *Eucalyptus grandis* (E0 e E0-LC) foi de 36,24 %. A série E0 com o parafuso inserido no centro da lamela resultou no maior valor de resistência característica ao embutimento paralelo às fibras, 31,2 MPa. A resistência característica ao embutimento paralelo às fibras foi de 22,9 MPa para a série E0-LC com o parafuso inserido na linha de cola entre duas lamelas. Essa diferença pode ser explicada pela absorção da força de embutimento ser feita por duas lamelas com diferentes propriedades mecânicas nos corpos de prova da série E0-LC. Além disso, somente uma dessas lamelas é semelhante a lamela que recebeu o carregamento na série E0. Essa lamela diferente pode ter uma resistência menor que afetou o valor da resistência característica na amostra com os parafusos inseridos na linha de cola, série E0-LC. A maior resistência característica ao embutimento paralelo às fibras para as séries feitas com MLC de *Pinus* spp. foi observada para a série P0-LC, 15,9 MPa. A diferença da resistência característica entre a série P0-LC e P0 foi de 41,96 %. A série P0 apresentou uma resistência característica de 11,2 MPa para essa propriedade mecânica. A diferença observada pode ter ocorrido devido à diferença das propriedades mecânicas das lamelas dos corpos de prova da série P0-LC. Entretanto, a lamela diferente da lamela da série P0 pode ter uma resistência maior impactando assim a resistência característica ao embutimento da amostra com os parafusos inseridos na linha de cola, série P0-LC.

Como pode ser observado na Tabela 9.4, a resistência característica ao embutimento perpendicular às fibras foi 84,11 % maior para os corpos de prova da série E90 quando

comparado com a série E90-LC. Entretanto, a diferença entre as médias das séries E90 e E90-LC foi de apenas 18,10 %. A série de MLC de *Eucalyptus grandis* com os parafusos inseridos no meio da lamela (E90) apresentou uma resistência característica de 31,3 MPa, sendo que a série de MLC de *Eucalyptus grandis* com os parafusos inseridos na linha de cola (E90-LC) apresentou uma resistência característica de 17,0 MPa. Uma hipótese para essa diminuição da resistência característica na série E90-LC seria a baixa resistência da lamela que recebeu o carregamento, pois o parafuso ficava entre as duas lamelas na região da linha de cola e a escolha da lamela que receberia o seu carregamento ocorreu de forma aleatória. A resistência característica ao embutimento perpendicular às fibras foi 209,09 % maior para os corpos de prova da série P90 quando comparado com a série P90-LC, sendo que a diferença entre as médias das séries P90 e P90-LC foi de apenas 22,27 %. A série de MLC de *Pinus* spp. com os parafusos inseridos no meio da lamela (P90) apresentou uma resistência característica de 10,2 MPa. Por outro lado, a série de MLC de *Pinus* spp. com os parafusos inseridos na linha de cola (P90-LC) apresentou uma resistência característica de 3,3 MPa. Essa diminuição da resistência característica na série P90-LC pode ser explicada pela a menor resistência da lamela que recebeu o carregamento, pois os parafusos ficavam entre duas lamelas na região da linha de cola e a escolha da lamela que receberia o seu carregamento ocorreu de forma aleatória. O coeficiente de variação alcançou um valor muito expressivo para os ensaios de embutimento perpendicular às fibras das séries de MLC de *Pinus* spp. A série P90 teve um coeficiente de variação de 44,25 %, enquanto que a série P90-LC obteve um coeficiente de variação de 41,50 %. Dessa maneira, a resistência característica dessas séries foi afetada por esse alto valor do coeficiente de variação.

A resistência característica ao embutimento paralelo às fibras para a série E0 feita de MLC de *Eucalyptus grandis* (31,2 MPa) foi igual a resistência característica ao embutimento normal às fibras para a série E90 feita de MLC de *Eucalyptus grandis* (31,3 MPa). Além disso, a média dos valores da resistência ao embutimento foi maior para a direção normal às fibras (Série E90) quando comparada com a direção paralela às fibras (E0). A resistência maior na direção normal também foi observada na pesquisa de Molina, Ribas Junior e Christoforo (2020) para amostras de *Eucalyptus saligna*, utilizando um procedimento de ensaio semelhante ao usado nesta pesquisa.

Uma superioridade da resistência ao embutimento foi verificada para a direção paralela às fibras ao comparar a resistência nas duas direções para as séries de *Pinus* spp., (P0 e P90). A diferença entre essas duas séries foi de 9,80 % para essa propriedade mecânica. Entretanto, a média dos valores da resistência ao embutimento foi maior para a direção

normal às fibras (Série P90) quando comparada com a direção paralela às fibras (P0). Essa superioridade na direção perpendicular às fibras, não comum para espécie de *Pinus* spp., pode ser explicada pelo alto coeficiente de variação obtido na série P90 em comparação com a série P0. Além disso, a heterogeneidade da madeira pode ter causado essa discrepância de resultados. Molina, Ribas Junior e Christoforo (2020) verificaram que a resistência média ao embutimento paralelo às fibras da amostra de *Pinus elliotti* foi maior do que na direção normal.

Os resultados mostraram que as amostras feitas de MLC de *Eucalyptus grandis* tiveram melhor média de resistência ao embutimento quando comparado com as amostras feitas de MLC de *Pinus* spp. Como pode ser visto na Tabela 9.4, a série de MLC de *Eucalyptus grandis* (E0) apresentou uma maior relação entre a resistência e a densidade (f_{e0}/ρ) do que a série de MLC de *Pinus* spp. (P0). Superioridade semelhante da relação entre a resistência e a densidade também foi verificada para a série de MLC de *Eucalyptus grandis* (E90) na direção perpendicular às fibras quando comparado com a série de MLC de *Pinus* spp. (P90). Em vista disso, a espécie de madeira foi um parâmetro que influenciou na resistência ao embutimento paralelo e perpendicular às fibras. Essa tendência deve ser confirmada com mais espécies de madeira, aumento de corpos de prova e variação do diâmetro do parafuso devido a quantidade limitada de amostras usadas no desenvolvimento dessa pesquisa. Glišović, Stevanović e Kočetov-Mišulić (2012) concluíram que a resistência ao embutimento paralelo às fibras para a madeira de folhosa usada em sua pesquisa foi superior ao valor apresentado pelas amostras feitas de coníferas. Segundo os pesquisadores, essa diferença estava relacionada com a maior densidade da espécie de folhosa usada no programa experimental e também com a estrutura anatômica das madeiras (GLIŠOVIĆ; STEVANOVIĆ; KOČETOV-MIŠULIĆ, 2012). Cabrera, Moltini e Baño (2022) concluíram que a madeira de *Fagus sylvatica* apresentou melhores resultados de resistência ao embutimento nas duas direções para parafusos de 12 mm e *screws* de 5 mm quando comparado com a madeira de *Populus x euramericana*.

9.2.1 Determinação da resistência ao embutimento por meio de equacionamento empíricos

A resistência ao embutimento paralelo às fibras foi também determinada por meio dos equacionamentos empíricos apresentados na seção 5.1 para as séries experimentais, Tabela 9.5. Essa apresenta, em parênteses, uma comparação feita por meio do MAPE dos valores determinados com a aplicação das equações empíricas com os resultados obtidos em cada série. A Equação 5.21 proposta por Zitto, Köhler e Piter (2012) foi a que melhor se aproximou

dos valores da resistência ao embutimento das amostras de *Eucalyptus grandis* e *Pinus* spp. Porém, um MAPE de 31,71 % foi observado na série P0. Cabe destacar que Zitto, Köhler e Piter (2012) obteve essa formulação a partir de ensaios feitos somente com a espécie de *Eucalyptus grandis* da Argentina. Como pode ser observado na Tabela 9.5, todas as equações empíricas usadas apresentaram pelo menos uma MAPE de 30 % para alguma série de uma mesma espécie de madeira. Uma hipótese para essa diferença entre as equações empíricas e os valores obtidos nos ensaios seria a região de desenvolvimento das espécies utilizadas. Outra hipótese seria a influência do modo de ruptura de cada corpo de prova na resistência ao embutimento e, conseqüentemente, nas relações desenvolvidas por esses pesquisadores. Além disso, o diâmetro dos conectores usados para o desenvolvimento das formulações empíricas foi acima de 8 mm com exceção da NDS (NATIONAL DESIGN SPECIFICATION, 2017).

Tabela 9.5 - Comparação da resistência ao embutimento paralelo às fibras das equações empíricas com os valores experimentais

Série	E0	E0-LC	P0	P0-LC
Média experimental (MPa)	38,7	34,1	20,3	22,7
Whale e Smith (1986) (MPa)	46,1 (19,84)	45,5 (35,14%)	33,2 (67,36%)	32,8 (46,26%)
Sawata e Yasumura (2002) (MPa)	53,2 (38,36%)	52,6 (56,02%)	38,3 (93,22%)	37,8 (68,86%)
Leijten, Köhler e Jorissen (2004) (MPa)	56,9 (47,92%)	56,2 (66,52%)	38,1 (91,90%)	37,6 (67,59%)
Hettiarachchi e Nawagamuwa (2005) (MPa)	47,0 (22,21%)	46,4 (37,81%)	33,8 (70,67%)	33,4 (49,15%)
Glišović, Stevanović e Kočetov-Mišulić (2012) (MPa)	48,5 (25,84%)	47,7 (41,35%)	32,5 (62,97%)	32,0 (42,29%)
Zitto, Köhler e Piter (2012) (MPa)	39,4 (2,33%)	38,8 (14,90%)	26,2 (31,71%)	25,9 (14,98%)
Sandhass <i>et al.</i> (2013) (MPa)	49,9 (29,56%)	49,2 (46,10%)	35,8 (80,93%)	35,4 (58,11%)
NDS (2018) (MPa)	46,9 (22,01%)	46,3 (37,58%)	33,8 (70,38%)	33,4 (48,90%)

Fonte: o autor

A resistência ao embutimento perpendicular às fibras foi também estimado por meio das formulações empíricas mostradas na seção 5.1 para cada série experimental, Tabela 9.6. Essa também apresenta, em parênteses, uma comparação realizada por meio do MAPE dos resultados calculados com a aplicação das equações empíricas com os resultados

determinados experimentalmente em cada série. A Equação 5.25 proposta pela NDS (NATIONAL DESIGN SPECIFICATION, 2017) foi a que melhor se aproximou dos valores da resistência ao embutimento das séries E90 e P90. A Equação 5.22 apresentada no trabalho de Zitto, Köhler e Piter (2012) foi a que mostrou melhor correspondência com os resultados obtidos nos ensaios da série E90-LC e P90-LC. A formulação empírica de Zitto, Köhler e Piter (2012) foi feita com os resultados dos ensaios com peças de *Eucalyptus grandis* da Argentina. Como pode ser verificado na Tabela 9.6, todas as equações empíricas apresentaram pelo menos uma MAPE de 25 % para uma série. Uma hipótese para essa diferença entre as equações empíricas e os valores obtidos nos ensaios seria a região de desenvolvimento das espécies utilizadas. Outra hipótese seria a influência do modo de ruptura de cada corpo de prova na resistência ao embutimento e, conseqüentemente, nas relações desenvolvidas por esses pesquisadores. Além disso, o diâmetro dos conectores usados para o desenvolvimento das formulações empíricas foi acima de 8 mm com exceção da NDS (NATIONAL DESIGN SPECIFICATION, 2017).

Tabela 9.6 - Comparação da resistência ao embutimento perpendicular às fibras das equações empíricas com os valores experimentais

Série	E90	E90-LC	P90	P90-LC
Média experimental (MPa)	39,8	33,7	25,8	21,1
Whale e Smith (1986) (MPa)	22,4 (43,35%)	22,4 (30,08%)	14,9 (33,83%)	15,2 (16,37%)
Sawata e Yasumura (2002) (MPa)	36,8 (6,69%)	36,9 (15,15%)	26,4 (16,98%)	26,9 (47,84%)
Leijten, Köhler e Jorissen (2004) (MPa)	58,3 (47,65%)	58,4 (81,98%)	25,6 (13,14%)	26,2 (43,42%)
Hettiarachchi e Nawagamuwa (2005) (MPa)	52,6 (33,18%)	52,7 (64,36%)	37,6 (66,97%)	38,4 (111,02%)
Zitto, Köhler e Piter (2012) (MPa)	28,6 (27,71%)	28,6 (11,25%)	16,0 (30,30%)	16,7 (9,82%)
NDS (2018) (MPa)	37,5 (5,16%)	37,6 (16,49%)	23,1 (1,53%)	23,8 (29,94%)

Fonte: o autor

A resistência ao embutimento característico também foi calculado por meio dos equacionamentos empíricos mostrado na seção 5.1 para as séries experimentais com os parafusos auto-perfurantes inseridos na posição paralelo e perpendicular às fibras, Tabela 9.7. Essa apresenta, em parênteses, uma comparação realizada entre os valores determinados com a utilização das equações empíricas com os valores observados em cada série. A determinação da resistência ao embutimento característico usando a formulação proposta por Whale e Smith

(1986) apresentou os melhores valores de MAPE para sete das oito séries. A formulação apresentada Ehlbeck e Werner (1992) mostrou melhor correspondência com os resultados obtidos nos ensaios da série E90. Essa expressão é a usada no Eurocódigo 5 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2008) e também na ABNT 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a) para determinar a capacidade de carga das ligações. Estudos devem ser realizados com espécies nativas e de reflorestamento brasileiras para propor um melhor equacionamento a ser usado no dimensionamento das ligações, devido à diferença apresentada entre a utilização da equação proposta por Ehlbeck e Werner (1992) e os valores observados em cada série.

Tabela 9.7 - Comparação da resistência ao embutimento característico das equações empíricas com os valores experimentais

Série	Densidade característica (kg/m ³)	$f_{e,k}$ (MPa)	Whale e Smith (1986) (MPa)	Ehlbeck e Werner (1992) (MPa)	Hettiarachchi e Nawagamuwa (2005) (MPa)
E0	543,17	31,2	40,2 (28,85%)	41,2 (32,05%)	42,0 (34,62%)
E0-LC	483,78	22,9	35,8 (56,33%)	36,7 (60,26%)	37,4 (63,32%)
P0	304,77	11,2	22,6 (101,79%)	23,1 (106,25%)	23,6 (110,71%)
P0-LC	341,54	15,9	25,3 (59,12%)	25,9 (62,89%)	26,4 (66,04%)
E90	501,54	31,3	16,1 (48,56%)	37,6 (20,13%)	43,5 (38,98%)
E90-LC	510,87	17,0	16,4 (3,53%)	38,3 (125,29%)	44,3 (160,59%)
P90	354,43	10,2	11,4 (11,76%)	18,4 (80,39%)	30,8 (201,96%)
P90-LC	335,66	3,3	10,8 (227,27%)	17,4 (427,27%)	29,1 (781,81%)

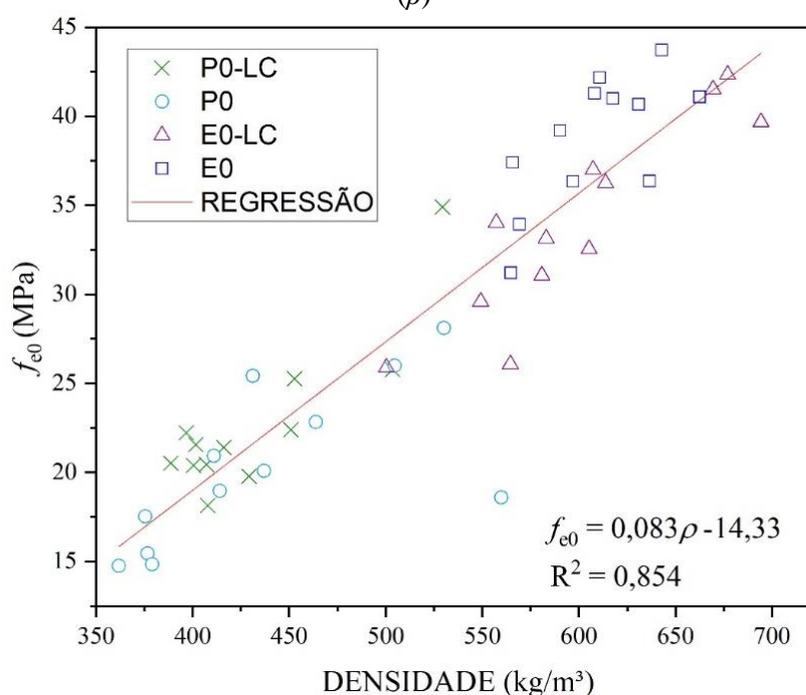
Fonte: o autor

9.2.2 Regressão linear entre a resistência ao embutimento e a densidade

O uso das equações empíricas mostradas na seção 5.1 para estimar a resistência ao embutimento apresentaram diferença com os valores obtidos nos ensaios experimentais, seção 9.2.1. Dessa maneira, regressões lineares foram feitas para obter uma formulação empírica para cada direção do carregamento para estimar a resistência ao embutimento. A Figura 9.14 apresenta os resultados do modelo de regressão linear da resistência ao embutimento paralelo às fibras do parafuso auto-perfurante SBD em função da densidade da madeira. O valor do

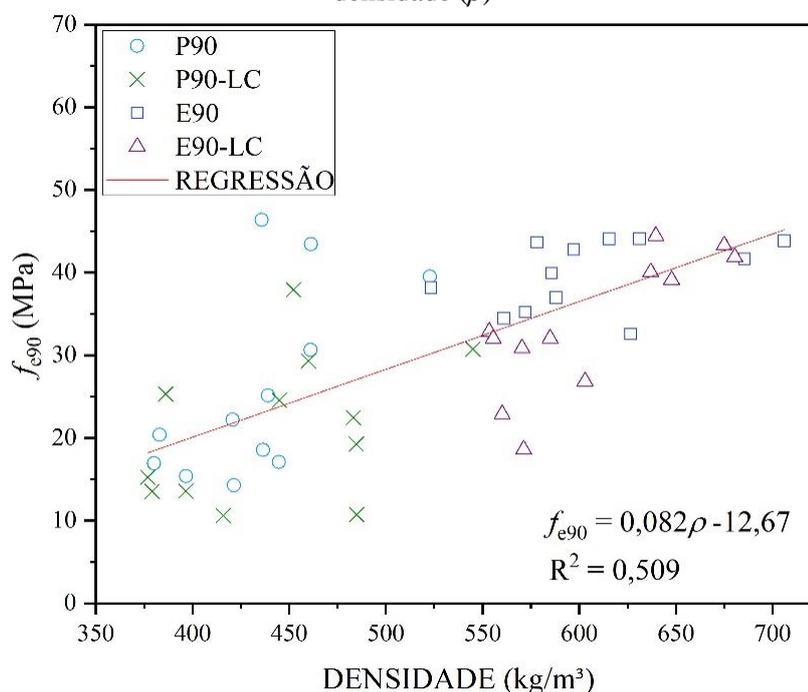
coeficiente de determinação ajustado obtido para essa aproximação foi $R^2 = 0,854$. Essa equação empírica pode ser utilizada na determinação da resistência ao embutimento paralelo às fibras do parafuso auto-perfurante SBD fixados em elementos estruturais de MLC de *Eucalyptus grandis* e *Pinus* spp. devido ao alto coeficiente de determinação. Uma formulação empírica para a determinação da resistência ao embutimento perpendicular às fibras também foi realizada por meio de uma regressão linear, Figura 9.15. Essa função correlaciona a resistência ao embutimento perpendicular às fibras das amostras de MLC de *Eucalyptus grandis* e *Pinus* spp. Como observado na Figura 9.15, o valor do coeficiente de determinação ajustado atingido para essa aproximação foi $R^2 = 0,509$. A possibilidade de estimação da resistência de embutimento perpendicular às fibras do parafuso auto-perfurante SBD fixados em elementos estruturais de MLC por meio dessa equação empírica é pouco viável devido ao baixo coeficiente de determinação ajustado. Em vista disso, uma quantidade maior de ensaios devem ser realizados com várias espécies para propor um equacionamento para estimar empiricamente a resistência ao embutimento normal às fibras para às espécies desenvolvidas no Brasil.

Figura 9.14 - Regressão linear entre a resistência ao embutimento paralelo às fibras (f_{e0}) e a densidade (ρ)



Fonte: o autor

Figura 9.15 - Regressão linear entre a resistência ao embutimento perpendicular às fibras (f_{e90}) e a densidade (ρ)



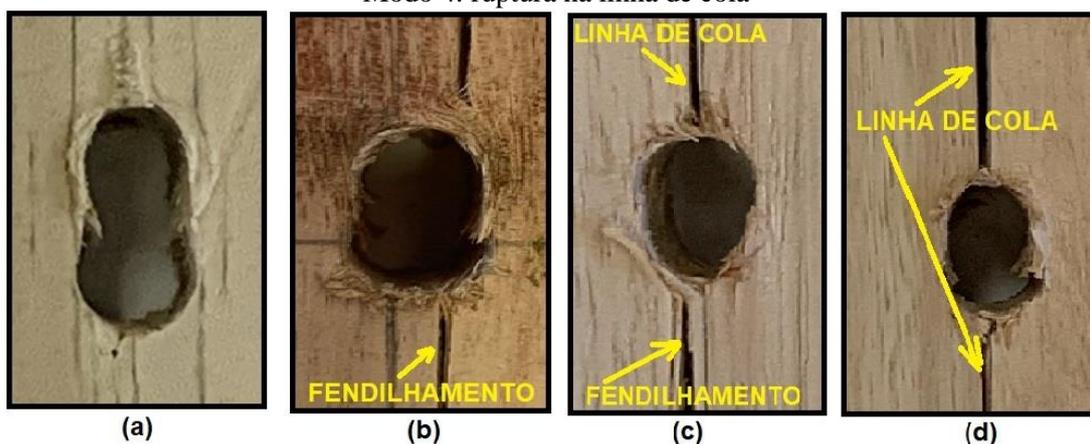
Fonte: o autor

9.2.3 Análise do modo de falha dos corpos de prova

Uma análise do modo de falha de cada corpo de prova foi feita no final de cada ensaio de embutimento. Para isso, o ensaio foi encerrado somente quando o deslocamento vertical do parafuso auto-perfurante SBD atingiu 8 mm. O esmagamento local das fibras foi verificado após a realização de cada ensaio de embutimento paralelo às fibras. Além disso, outros três modos de falhas combinados com o esmagamento foi identificado nas séries pesquisadas, Figura 9.16. A porcentagem de cada modo de falha para cada série ensaiada na direção paralela às fibras pode ser vista na Figura 9.17. O embutimento devido ao esmagamento das fibras da madeira (modo 1) foi o modo de ruptura predominante em todas as séries estudadas. O modo 2 foi observado em 8,33 %, 25 % e 8,33 % dos corpos de prova das séries E0, E0-LC e P0-LC, respectivamente. Como pode ser visto na Figura 9.17, a série E0-LC apresentou o modo 3 de ruptura em 25 % dos corpos de prova e somente 8,33 % romperam na linha de cola para esse conjunto, modo 4. A série P0-LC apresentou o modo 3 de ruptura em 16,66 % dos corpos de prova. Essas falhas parcialmente na linha de cola ou inteiramente nessa região é bastante crítica, uma vez que a ruptura é do tipo frágil. Dessa maneira, a colocação de conectores metálicos na linha de cola de elementos estruturais de MLC de *Eucalyptus grandis* ou *Pinus* spp., se possível, deve ser evitado. Nenhum corpo de prova das séries E0 e P0 rompeu na

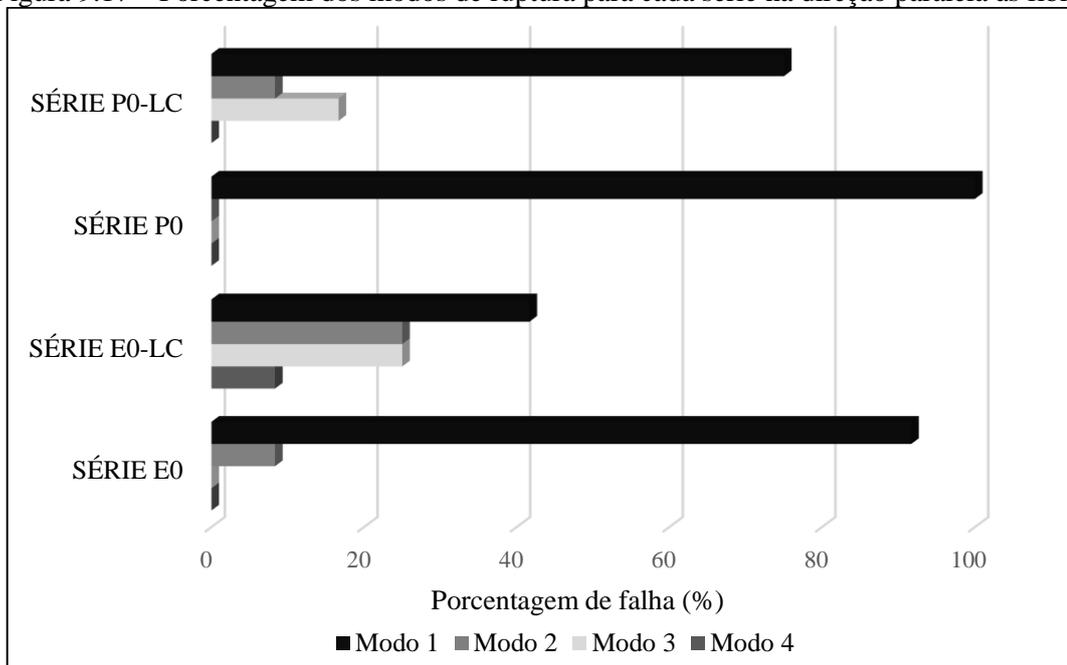
linha de cola. Também, não houve rompimento da linha de cola para os corpos de prova de MLC de *Spruce* com configuração semelhante aos corpos de prova da série E0 e P0 na pesquisa desenvolvida por Glišović, Stevanović e Kočetov-Mišulić (2012).

Figura 9.16 - Modos de falhas do embutimento na direção das fibras: (a) Modo 1: esmagamento puro (b) Modo 2: fendilhamento (c) Modo 3: ruptura na linha de cola combinado com fendilhamento (d) Modo 4: ruptura na linha de cola



Fonte: o autor

Figura 9.17 – Porcentagem dos modos de ruptura para cada série na direção paralela às fibras

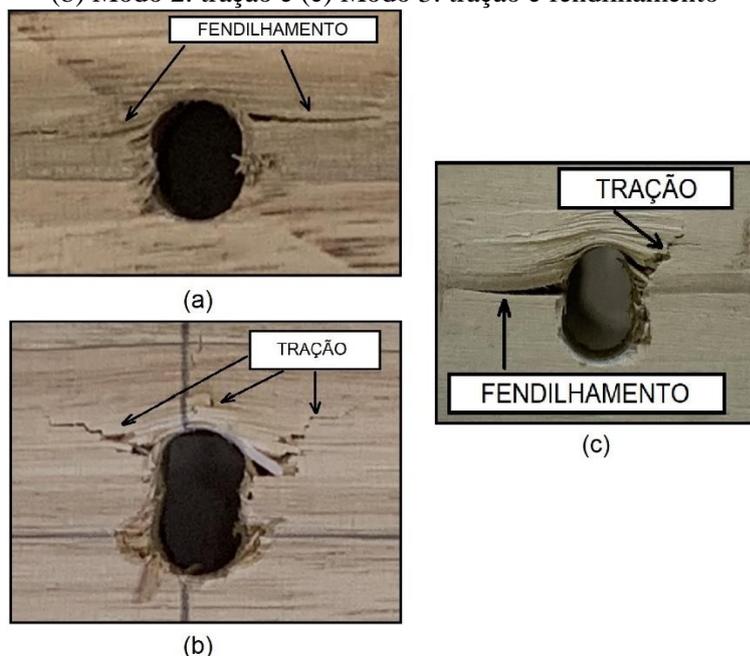


Fonte: o autor

O esmagamento das fibras foi verificado após a realização de cada ensaio de embutimento perpendicular às fibras. Outros três modos de falhas combinados com o esmagamento foram identificados nas séries pesquisadas, Figura 9.18. Van Blokland *et al.* (2021) também observaram

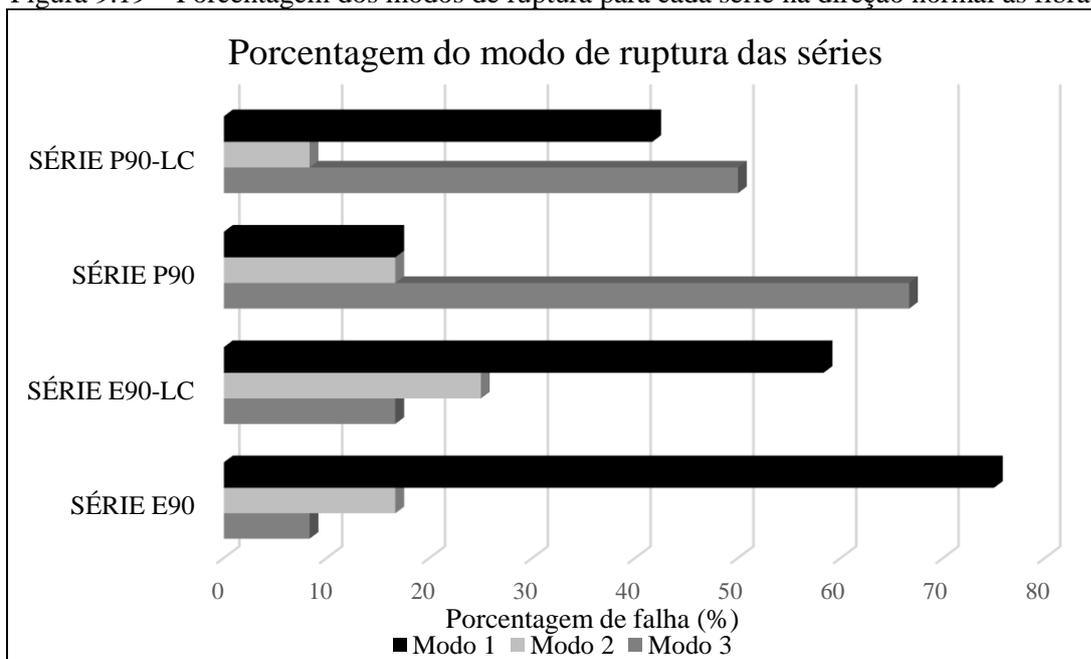
esses modos de falhas para as amostras de *Spruce* sem e com modificação térmica. A porcentagem de cada modo de falha para cada série ensaiada na direção normal às fibras pode ser vista na Figura 9.19.

Figura 9.18 – Modos de falhas combinados com esmagamento das fibras: (a) Modo 1: fendilhamento (b) Modo 2: tração e (c) Modo 3: tração e fendilhamento



Fonte: o autor

Figura 9.19 – Porcentagem dos modos de ruptura para cada série na direção normal às fibras



Fonte: o autor

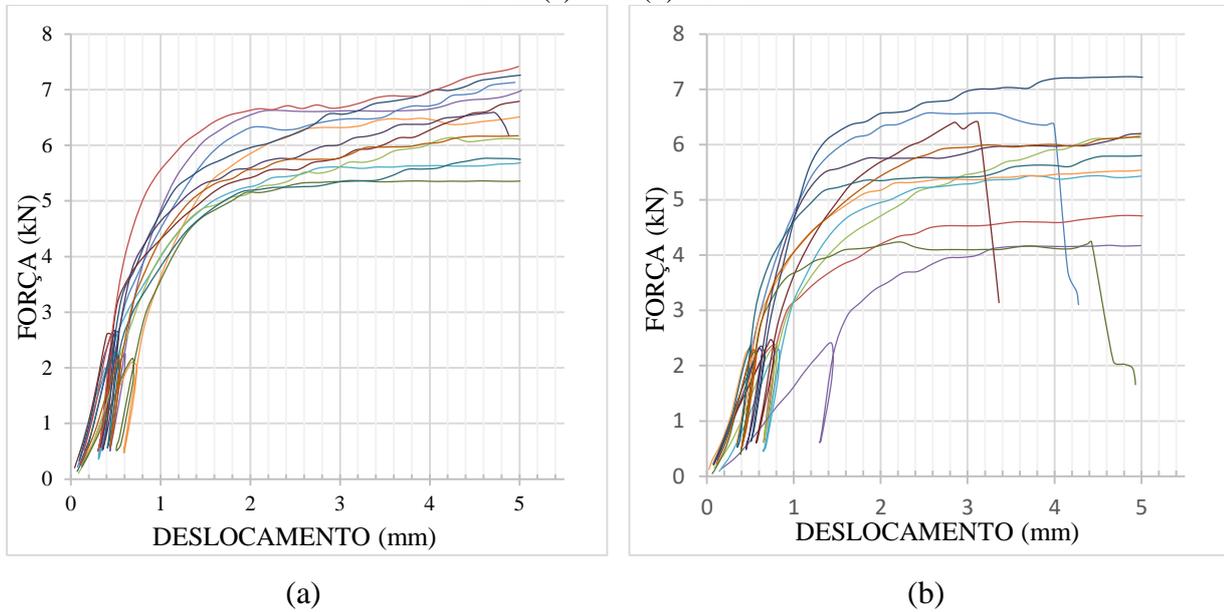
Uma predominância da falha por fendilhamento ocorreu para às séries feitas de MLC de *Eucalyptus grandis*, E90 e E90-LC, e para a série P90-LC de MLC de *Pinus* spp. Essa predominância de falha por fendilhamento também foi verificada no trabalho desenvolvido por van Blokland *et al.* (2021) para amostras de *Spruce*. Essa falha por fendilhamento foi denominado como cisalhamento no estudo de van Blokland *et al.* (2021). Cabrera, Moltini e Baño (2022) verificaram que esse tipo de falha também foi o predominante nas amostras de *Populus x euramericana* e *Fagus sylvatica* com conectores do tipo parafuso e *screw*. A porcentagem de falha por tração ou fendilhamento foi igual para a série P90 feita de MLC de *Pinus* spp. Nenhum corpo de prova de todas as séries estudadas rompeu na linha de cola.

9.2.4 Comportamento das curvas experimentais do ensaio de embutimento do parafuso auto-perfurante SBD

Nas Figuras 9.20 e 9.21 são apresentados as curvas de força versus deslocamento dos parafusos auto-perfurantes SBD na direção paralela às fibras das séries de MLC de *Eucalyptus grandis* e de *Pinus* spp, respectivamente. Como pode ser visto, a maioria das curvas dos ensaios de embutimento paralelo às fibras tiveram o mesmo comportamento. O comportamento para as séries com o parafuso inserido na linha de cola foi semelhante ao comportamento das séries com o parafuso inserido na região central da lamela. O comportamento das curvas de força versus deslocamento observado nesses ensaios pode ser definido por meio de três fases bem definidas. A primeira fase consiste de uma fase elástica logo após o ciclo de acomodação do corpo de prova, a segunda fase é representada por um trecho não linear caracterizado pelo início da plastificação da madeira na região de contato com o parafuso auto-perfurante SBD e a terceira fase definida por uma reta praticamente constante com a força constante, sendo que houve um grande aumento da deformação da madeira. Esse comportamento plástico quase perfeito ocorreu dentro do intervalo de 2 mm a 5 mm de deslocamento do parafuso. Nesse trecho a máxima força é atingida para a determinação da resistência ao embutimento. Comportamento semelhante foi verificado no estudo de Glišović, Stevanović e Kočetov-Mišulić (2012) para a madeira de carvalho e pinheiro, e também para a MLC produzida com *Spruce*. O conector usado pelos pesquisadores foi um pino de aço com um diâmetro de 12 mm (GLIŠOVIĆ; STEVANOVIĆ; KOČETOV-MIŠULIĆ, 2012). Karagiannis, Málaga-Chuquitaype e Elghazouli (2016) presenciaram comportamento análogo para amostras de MLC de *Picea abies* com pinos. Cabrera, Moltini e Baño (2022) também observaram que o comportamento da curva força versus deslocamento

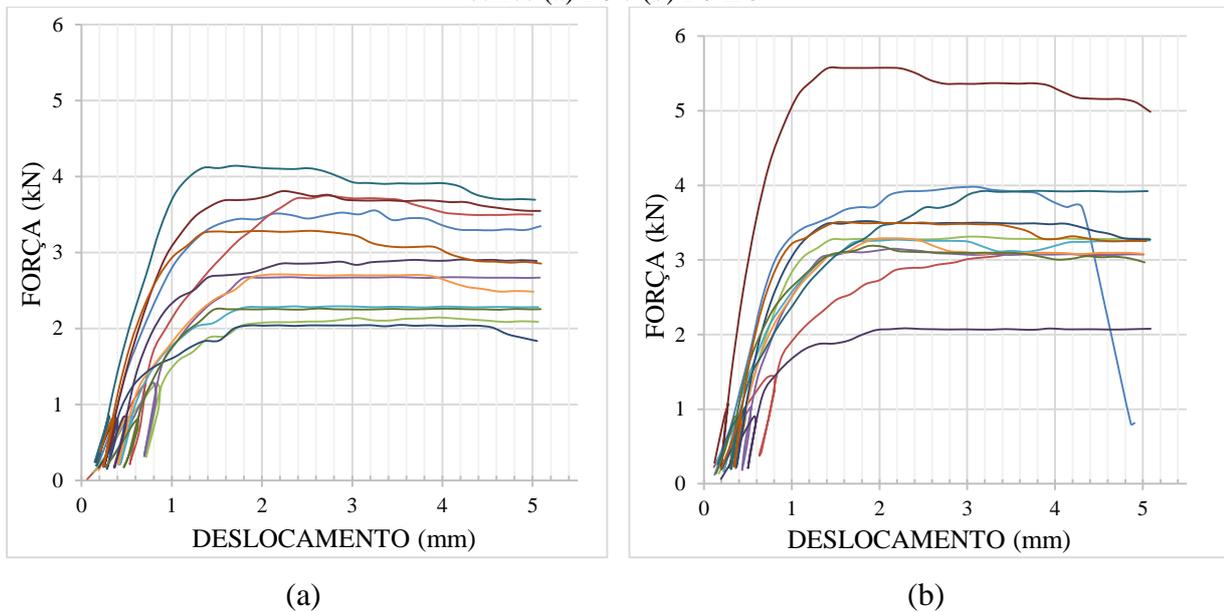
atingiu um platô após o início da plastificação da madeira para as amostras de *Populus x euramericana* e *Fagus sylvatica* com conectores do tipo parafuso e *screw*.

Figura 9.20 – Curvas de força versus deslocamento dos ensaios de embutimento paralelo às fibras das séries (a) E0 e (b) E0-LC



Fonte: o autor

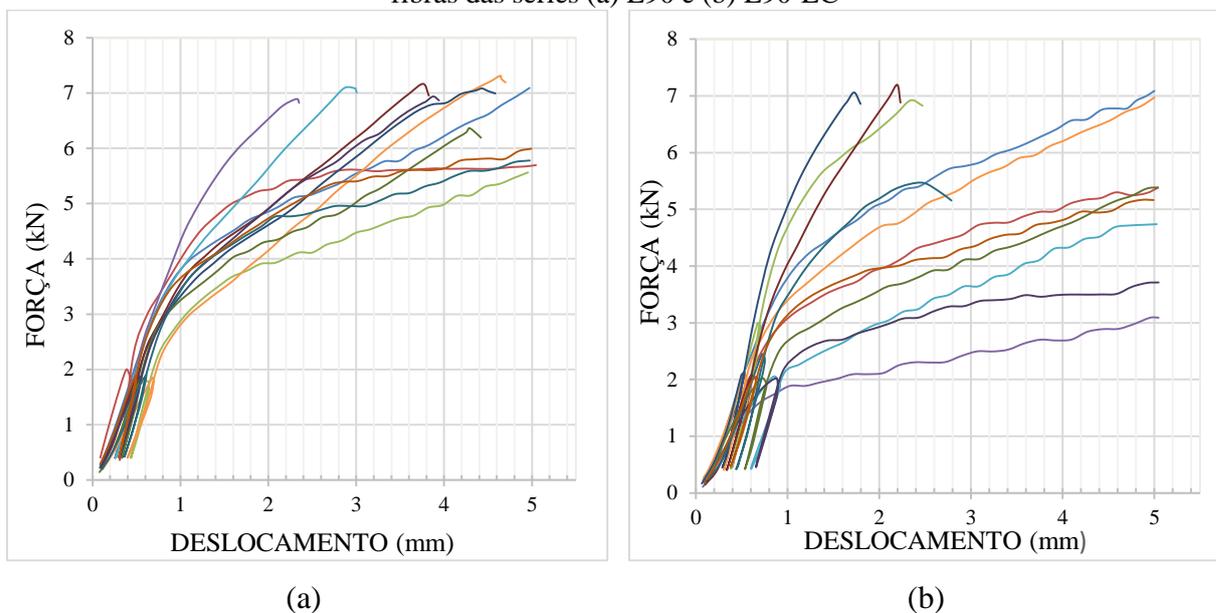
Figura 9.21 - Curvas de força versus deslocamento dos ensaios de embutimento paralelo às fibras das séries (a) P0 e (b) P0-LC



Fonte: o autor

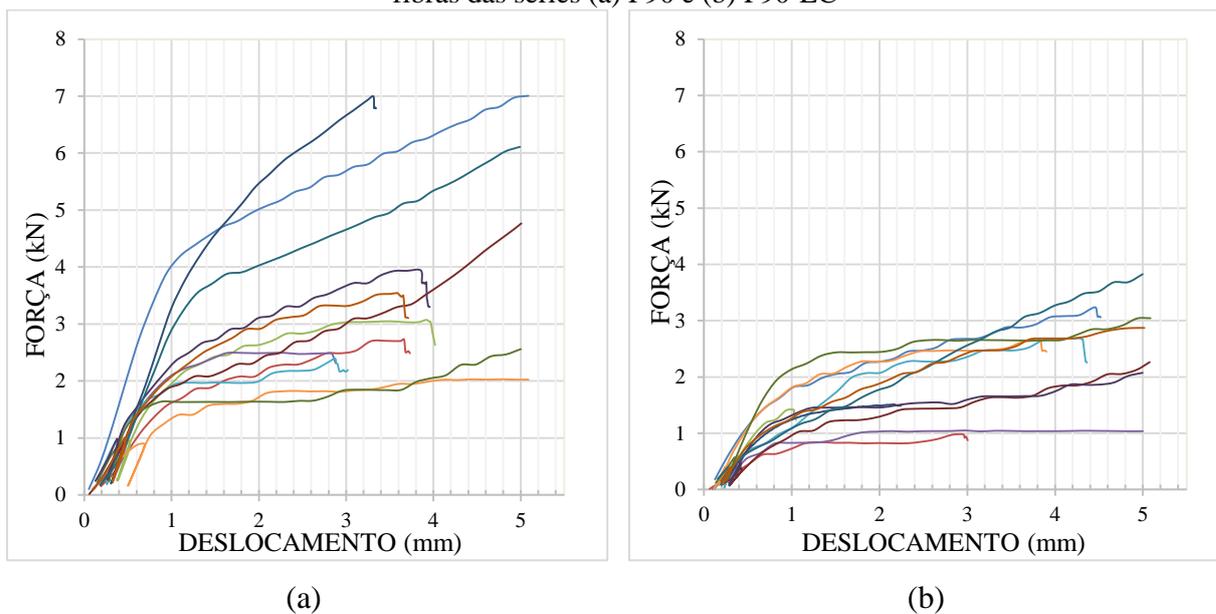
Nas Figuras 9.22 e 9.23 são apresentados as curvas de força versus deslocamento dos parafusos auto-perfurantes SBD na direção perpendicular às fibras das séries de MLC de *Eucalyptus grandis* e de *Pinus spp.* respectivamente.

Figura 9.22 - Curvas de força versus deslocamento dos ensaios de embutimento perpendicular às fibras das séries (a) E90 e (b) E90-LC



Fonte: o autor

Figura 9.23 - Curvas de força versus deslocamento dos ensaios de embutimento perpendicular às fibras das séries (a) P90 e (b) P90-LC



Fonte: o autor

Como pode ser visto nas Figuras 9.22 e 9.23, grande parte das curvas dos ensaios de embutimento perpendicular às fibras tiveram comportamento semelhantes. O comportamento para as séries com o parafuso inserido na linha de cola foi semelhante ao comportamento das séries com o parafuso inserido na região central da lamela. O comportamento das curvas de força versus deslocamento pode ser definido por meio de três fases. A primeira fase corresponde a uma fase elástico-linear logo após o ciclo de acomodação do corpo de prova. Com a continuação da aplicação do carregamento após o regime elástico, a superfície da madeira começa a plastificar. Essa segunda fase é caracterizada por uma fase não linear. A terceira fase é composta por uma reta praticamente linear (encruamento linear) que representou a continuação da plastificação da madeira. Nesse trecho a máxima força é atingida para a determinação da resistência ao embutimento. Tendência semelhante foi relatada na pesquisa desenvolvida por Sawata e Yasumura (2002) para amostras de *Picea jezoensis* e *Abies sachalinensis* Fr. Schmidt, por Karagiannis, Málaga-Chuquitaype e Elghazouli (2016) para MLC de *Picea abies* e por Cabrera, Moltini e Baño (2022) para a madeira de *Populus x euramericana* e *Fagus sylvatica*. Consoante com Leijten, Köhler e Jorissen (2004), esse comportamento de encruamento linear após o início da plastificação pode ser explicado pelo efeito de cabo das fibras da madeira. Por outro lado, Karagiannis, Málaga-Chuquitaype e Elghazouli (2016) explicaram que esse encruamento linear ocorre devido à densificação da madeira na região da aplicação do carregamento provocado pela quebra das fibras do material.

9.3 Análise do comportamento da ligação viga-pilar de peças de madeira lamelada colada com perfil T de alumínio

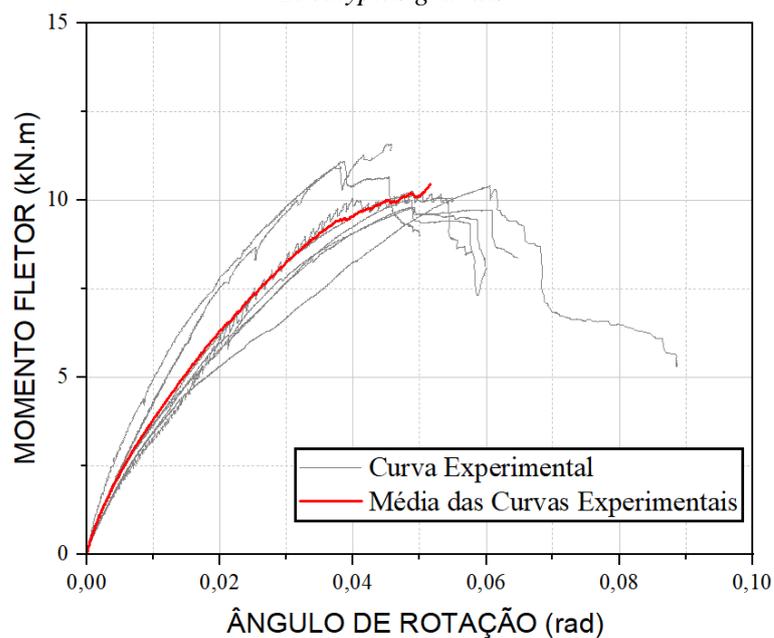
Os resultados obtidos da análise analítica, experimental e numérica, do comportamento da ligação viga-pilar de peças de madeira lamelada colada com perfil T de alumínio estão apresentados nessa seção.

9.3.1 Rigidez rotacional experimental da ligação de alumínio dos pórticos de MLC

As curvas de momento fletor versus ângulo de rotação dos ensaios dos pórticos de *Eucalyptus grandis* e *Pinus* spp. estão apresentadas na Figura 9.24 e Figura 9.25, respectivamente. As curvas experimentais dos pórticos de *Eucalyptus grandis* apresentam inicialmente uma fase com comportamento aproximadamente linear. Na sequência, as curvas

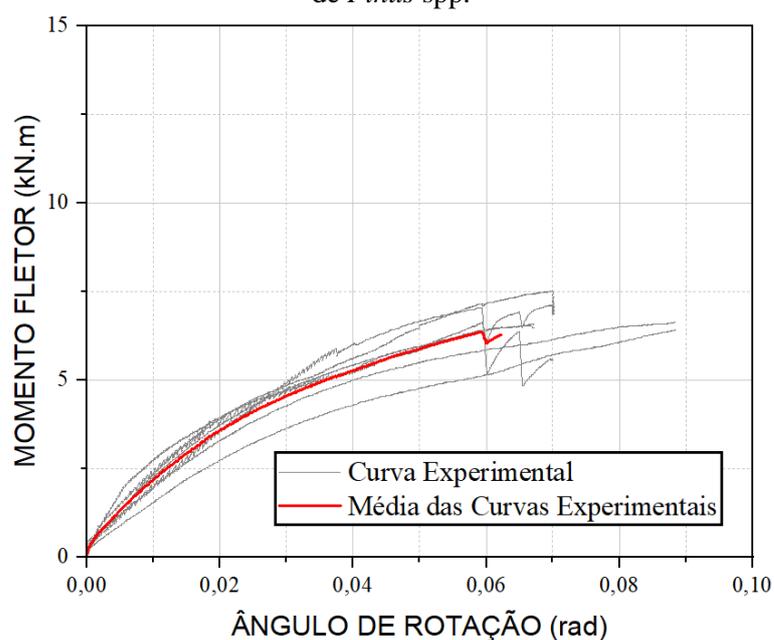
exibem um trecho não linear devido, principalmente, a plastificação dos materiais na região da ligação, a deformação do perfil de alumínio e ao arrancamento dos pregos anelados anker. Esse mesmo comportamento é visto na curva média das curvas experimentais das ligações dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis*, Figura 9.24.

Figura 9.24 – Curvas de momento fletor versus ângulo de rotação dos ensaios dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis*



Fonte: o autor

Figura 9.25 – Curvas de momento fletor versus ângulo de rotação dos ensaios dos pórticos de MLC de *Pinus spp.*



Fonte: o autor

O trecho aproximadamente linear da curva média dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* ocorre até atingir um momento fletor de 5,01 kN.m e um ângulo de rotação de 0,0145 rad, Figura 9.24. A partir desse ponto, a curva média apresenta um comportamento não linear devido, principalmente, a plastificação dos materiais na região da ligação, a deformação do perfil de alumínio e ao arrancamento do prego anelado anker. A média da rigidez rotacional da ligação de alumínio na fase aproximadamente elástica foi de 313,66 kN.m/rad para os pórticos feitos de MLC de *Eucalyptus grandis*.

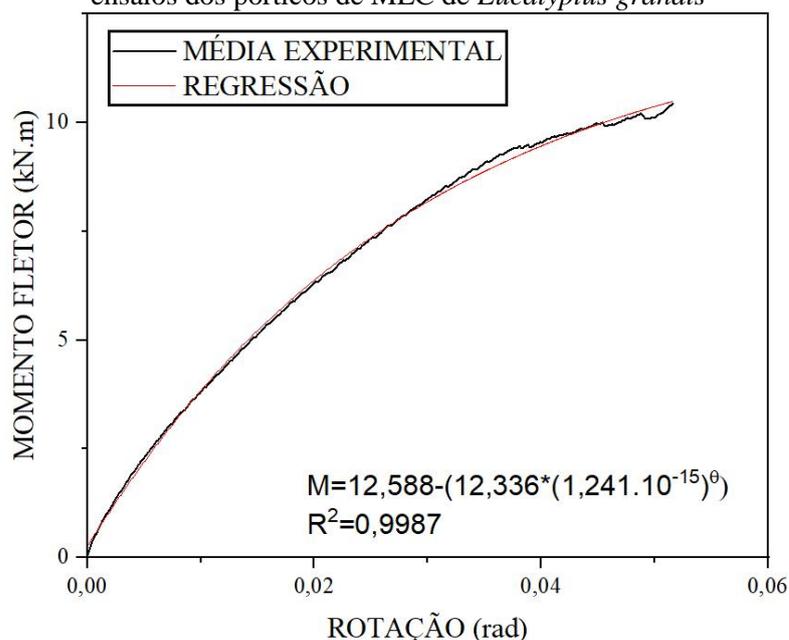
Como pode ser observado na Figura 9.25, duas fases bem definidas também foram observadas nas curvas experimentais de momento fletor versus ângulo de rotação provenientes dos ensaios dos pórticos de MLC de *Pinus* spp. A primeira fase é constituída por um trecho aproximadamente linear no gráfico e a segunda fase consiste de um trecho não linear cuja o valor da força aumenta juntamente com o aumento do ângulo de rotação das ligações. Esse trecho não linear foi fruto, principalmente, da plastificação dos materiais na região da ligação, a deformação do perfil de alumínio e ao arrancamento do prego anelado. Cabe destacar que um resultado de uma ligação do pórtico de MLC de *Pinus* spp. foi descartado porque a placa de aço que aplicou o carregamento na viga entrou em contato com o contraventamento durante o ensaio. Comportamento semelhante é notado na curva média das curvas experimentais das ligações dos pórticos de MLC de *Pinus* spp., Figura 9.25. A fase aproximadamente linear da curva média acontece até alcançar um momento fletor de aproximadamente 3,01 kN.m e um ângulo de rotação de 0,0156 rad. A partir desse ponto, a curva média das curvas experimentais das ligações dos pórticos de MLC de *Pinus* spp. exhibe um comportamento não linear devido, principalmente, a plastificação dos materiais na região da ligação, deformação do perfil de alumínio e ao arrancamento do prego anelado. O valor da média da rigidez rotacional da ligação de alumínio na fase aproximadamente elástica foi de 164,64 kN.m/rad para os pórticos feitos de MLC de *Pinus* spp. A média da rigidez rotacional experimental foi superior para as ligações das estruturas feitas com a MLC de *Eucalyptus grandis* do que para as produzidas com a MLC de *Pinus* spp. Entretanto, as dimensões e a rigidez dos elementos estruturais de MLC eram diferentes para as duas espécies. Uma hipótese para a diferença na rigidez rotacional elástica da ligação entre as espécies é a diferença da rigidez coesiva ao arrancamento perpendicular às fibras do prego anelado anker entre as espécies, seção 9.1. Na direção normal às fibras, as inclinações das médias das curvas experimentais dos ensaios de arrancamento foram maiores para MLC de *Eucalyptus grandis*, seção 9.1.4. Além disso, a espécie de *Eucalyptus grandis* possui uma maior rigidez normal às fibras e uma maior resistência a compressão normal do que a espécie de *Pinus* spp. Dessa

maneira, essa superioridade pode influenciar a rigidez rotacional devido ao contato existente entre a parte inferior da mesa do perfil de alumínio e o pilar de MLC.

9.3.2 Regressão não linear para determinação da rigidez rotacional

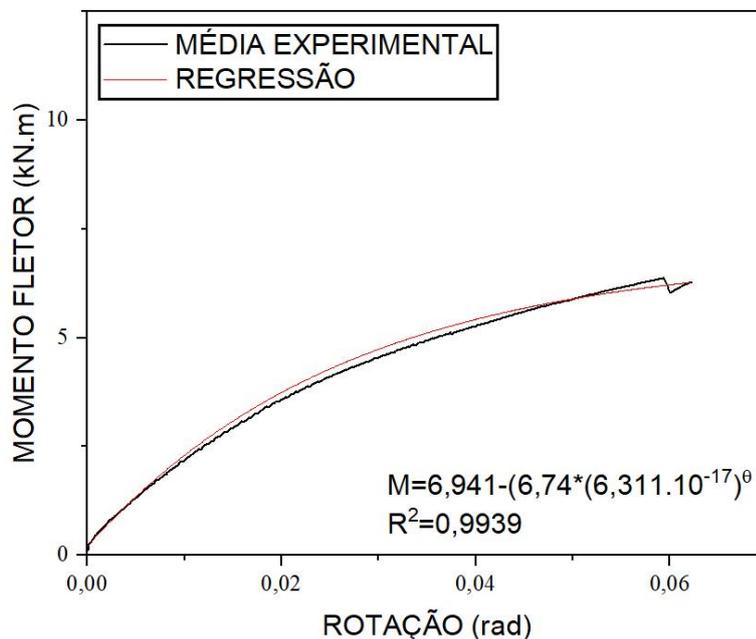
Uma regressão não linear foi realizada para obter um equacionamento para determinar uma função que representasse a rigidez rotacional da ligação. Em vista disso, a média das curvas experimentais de momento fletor versus o ângulo de rotação das ligações dos ensaios dos pórticos de MLC foram usadas para determinar a regressão não linear. A regressão não linear obtida para as ligações dos ensaios dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* e *Pinus* spp. está apresentada na Figura 9.26 e Figura 9.27, respectivamente. Como pode ser verificado na Figura 9.26, o valor do coeficiente de determinação ajustado obtido para a regressão não linear para o pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis* foi $R^2 = 0,9987$. Essa equação empírica pode ser utilizada na determinação da rigidez rotacional da ligação devido ao alto coeficiente de determinação. Um alto coeficiente de determinação ajustado também foi alcançado para a regressão não linear do pórtico de MLC de *Pinus* spp., $R^2 = 0,9939$, Figura 9.27. Portanto, a rigidez rotacional usada na análise analítica, Equação 6.27, foi determinada com os valores obtidos da regressão não linear.

Figura 9.26 - Regressão não linear entre o momento fletor e o ângulo de rotação das ligações dos ensaios dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis*



Fonte: o autor

Figura 9.27 - Regressão não linear entre o momento fletor e o ângulo de rotação das ligações dos ensaios dos pórticos de MLC de *Pinus* spp.



Fonte: o autor

A Equação 9.1 apresenta a formulação da rigidez rotacional para o pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis*, enquanto que a Equação 9.2 mostra o equacionamento da rigidez rotacional para o pórtico de MLC de *Pinus* spp. Essas equações servem somente para estimar a rigidez rotacional das estruturas semelhantes as estudadas nesta pesquisa.

$$K_{\theta} = \frac{P.a}{\log_{1,241.10^{-15}} \left(\frac{12,588 - M}{12,336} \right)} \quad (9.1)$$

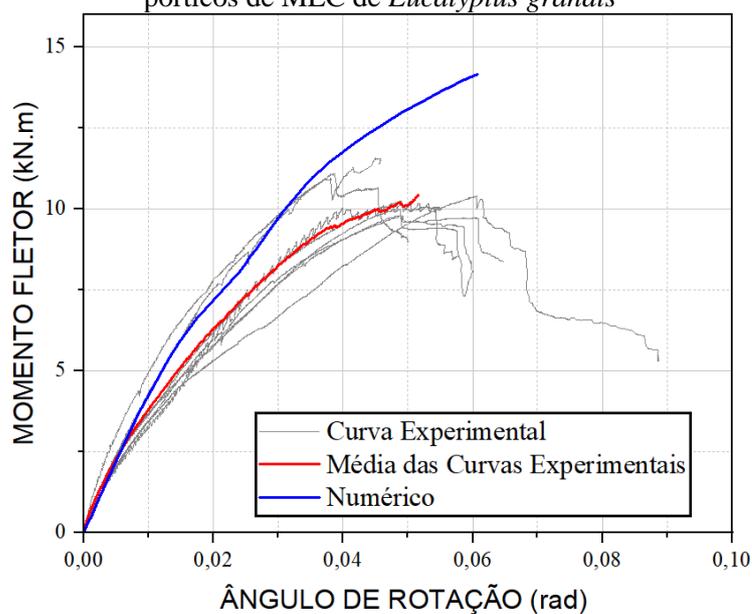
$$K_{\theta} = \frac{P.a}{\log_{6,311.10^{-17}} \left(\frac{6,941 - M}{6,74} \right)} \quad (9.2)$$

9.3.3 Validação numérica do ensaio experimental do nó de pórtico feitos de MLC

Uma análise numérica foi desenvolvida nesta pesquisa para analisar o comportamento mecânico da ligação de alumínio dos pórticos de MLC. Os pontos de deslocamentos e

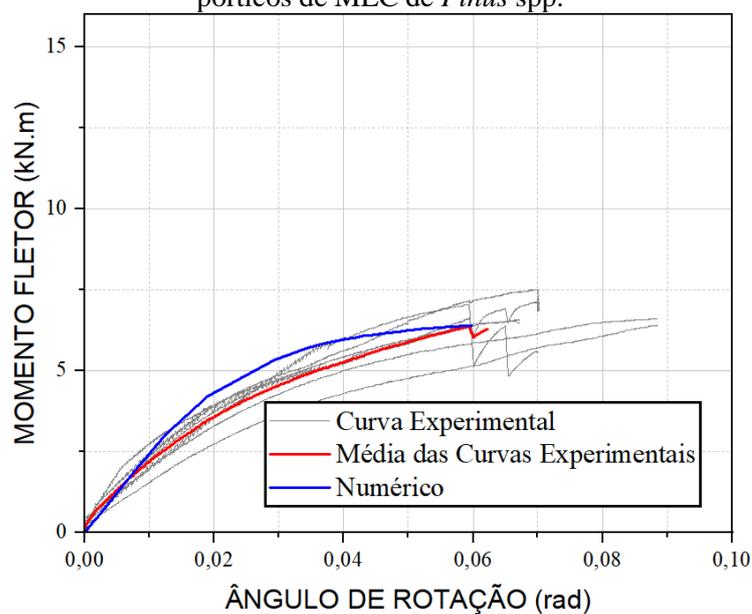
deformações extraídos na análise numérica foram semelhantes ao posicionamento dos LVDT's e extensômetros usados nos ensaios experimentais. A curva numérica do momento fletor versus o ângulo de rotação dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* e *Pinus spp.* está apresentada na Figura 9.28 e Figura 9.29, respectivamente. As curvas experimentais também são mostradas na Figura 9.28 e Figura 9.29 para fim de comparação.

Figura 9.28 – Curvas numérica e experimentais do momento fletor versus ângulo de rotação dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis*



Fonte: o autor

Figura 9.29 - Curvas numérica e experimentais do momento fletor versus ângulo de rotação dos pórticos de MLC de *Pinus spp.*



Fonte: o autor

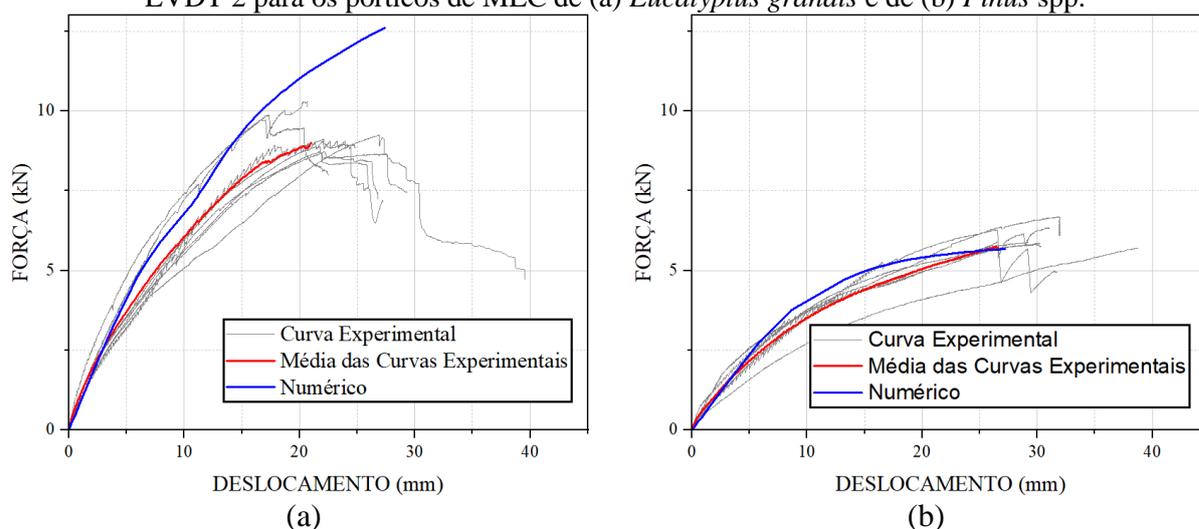
Como pode ser visto na Figura 9.28, o comportamento da curva numérica da simulação do pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis* apresenta duas fases bem definidas como a curva representativa da média experimental: uma fase aproximadamente linear até o momento fletor de 5 kN.m e outra correspondente a uma fase não linear a partir desse ponto devido, principalmente, a plastificação dos materiais na região da ligação, a deformação do perfil de alumínio e ao arrancamento do prego anelado. Uma semelhança na fase aproximadamente elástica entre a curva representativa da média experimental e numérica é verificada até um momento fletor de 3,5 kN.m e um ângulo de rotação de 0,0089 rad para o pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis*. A partir desse ponto, a curva numérica atinge valores de momento fletor maiores do que a curva representativa da média experimental. Além disso, a curva numérica apresenta um aumento da inclinação da curva a partir do momento fletor de 8,30 kN.m devido a extremidade da viga na ligação ter encostado na mesa da ligação de alumínio, Figura 9.28. O comportamento da curva numérica representou o comportamento da curva da média experimental com uma discrepância máxima de 27,94 %. A rigidez rotacional elástica para a curva numérica foi de 433,82 kN.m/rad para o pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis*. Assim, a rigidez rotacional elástica da análise numérica foi maior do que a observada no programa experimental. A diferença entre essas duas rigidezes rotacionais elásticas foi de 38,31 % para os pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis*. Essa discrepância pode ser explicada pela imprecisão do posicionamento dos parafusos auto-perfurantes SBD nos ensaios experimentais, ângulo de penetração dos pregos anelados nos pilares, posicionamento dos LVDT's, das propriedades de coesão e dano atribuídas no programa computacional ABAQUS® que não representava fielmente o comportamento do efeito de grupo para o arrancamento dos pregos anelados dos pilares, o módulo de elasticidade longitudinal usado na análise numérica para a viga oriundo de ensaios experimentais de compressão paralela às fibras ao invés do módulo de elasticidade na flexão e as simplificações adotadas no modelo numérico.

A curva numérica da simulação do pórtico de MLC de *Pinus* spp. apresenta um comportamento com duas fases de maneira semelhante a curva representativa da média experimental, Figura 9.29: um trecho aproximadamente linear até um momento fletor de 3,5 kN.m e outro correspondente a uma porção não linear após esse ponto devido, principalmente, a plastificação dos materiais na região da ligação. Uma semelhança no trecho aproximadamente linear entre a curva representativa da média experimental e numérica é também observada até um momento fletor de 2 kN.m para o pórtico de MLC de *Pinus* spp. A partir desse ponto, a curva numérica atinge valores de momento fletor maiores do que a curva

representativa da média experimental. O comportamento da curva numérica representou o comportamento da curva da média experimental com uma diferença máxima de 19,09 %. A rigidez rotacional elástica para a curva numérica atingiu um valor de 242,36 kN.m/rad para o pórtico de MLC *Pinus* spp. Em vista disso, a rigidez rotacional elástica da análise numérica foi superior ao valor da rigidez determinada nos ensaios experimentais. Essa diferença entre essas duas rigidezes rotacionais elásticas foi de 47,21 % para a ligação de alumínio dos pórticos de MLC de *Pinus* spp. Essa diferença pode ser compreendida pelas imprecisões citadas anteriormente.

As curvas numérica e experimentais da força versus o deslocamento vertical da viga na posição do LVDT 2 dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* e *Pinus* spp. estão apresentadas na Figura 9.30.

Figura 9.30 - Curvas numérica e experimentais da força versus deslocamento da viga na posição do LVDT 2 para os pórticos de MLC de (a) *Eucalyptus grandis* e de (b) *Pinus* spp.



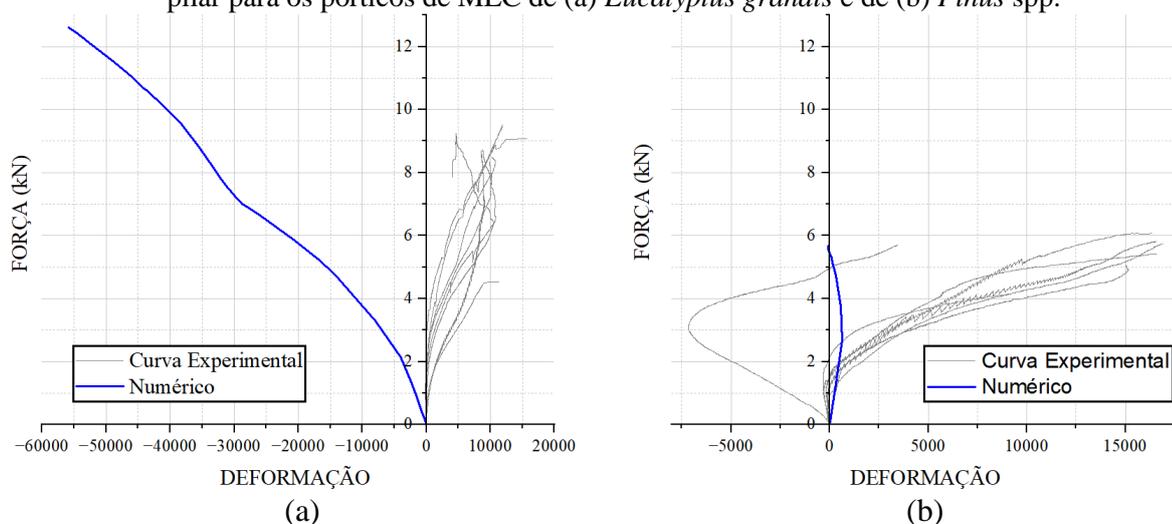
Fonte: o autor

As curvas das simulações numéricas para obter o deslocamento vertical da viga na posição do LVDT 2 possuem o mesmo comportamento da média das curvas experimentais: uma fase aproximadamente elástica e uma fase não linear, Figura 9.30. O comportamento da curva numérica representa o comportamento da curva da média experimental com uma diferença máxima de 24,49 % para o pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis* e de 12,73 % para o pórtico de MLC de *Pinus* spp. Um aumento da força na curva numérica da ligação dos ensaios do pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis* em um espaço pequeno de crescimento do deslocamento, 10 mm a 15 mm, aumentou a distância entre as duas curvas, Figura 9.30 (a). Esse aumento da força foi provocado pela extremidade da viga da ligação ter encostado na mesa da ligação do perfil de alumínio. As tendências explicadas anteriormente também foram

vistas para as curvas numéricas e experimentais para o deslocamento vertical da viga na posição do LVDT 3 e para os deslocamentos verticais do perfil de alumínio na posição do LVDT 4 e LVDT 5, Apêndice E.

As curvas numérica e experimentais da força versus a deformação do extensômetro E1 do pilar para os pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* e *Pinus* spp. estão apresentadas na Figura 9.31.

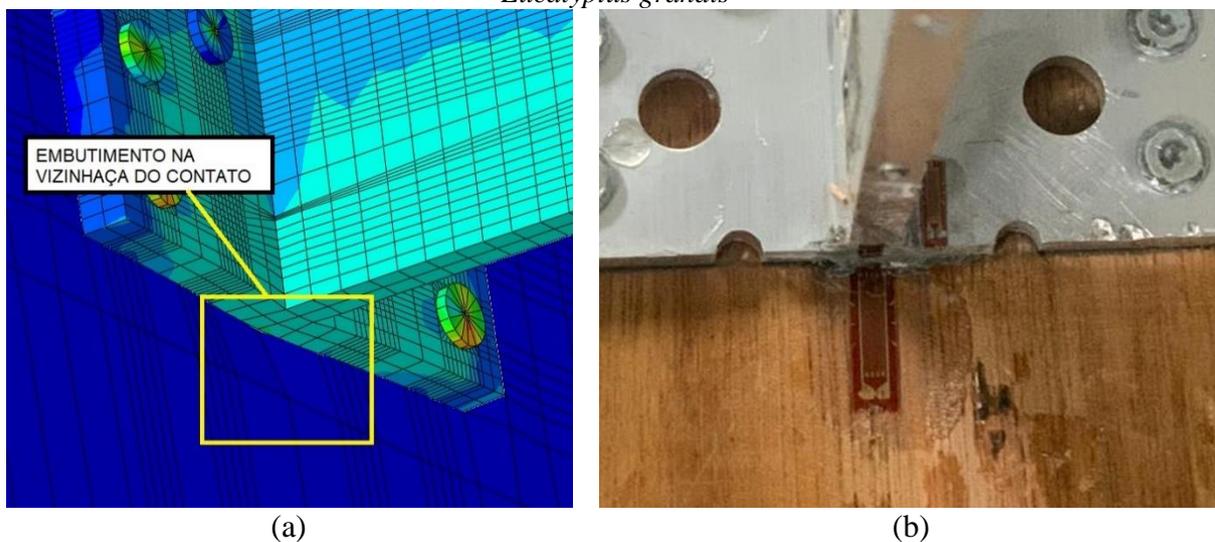
Figura 9.31 - Curvas numérica e experimentais da força versus deformação do extensômetro E1 do pilar para os pórticos de MLC de (a) *Eucalyptus grandis* e de (b) *Pinus* spp.



Fonte: o autor

A curva das simulação numérica para obter a deformação no pilar na posição do extensômetro 1 tem comportamento contrário ao verificado nos ensaios experimentais para os pórticos de *Eucalyptus grandis*, Figura 9.31 (a). Isto pode ter acontecido devido a densidade da malha na região de embutimento da mesa do perfil de alumínio no pilar não ser muita densa. Dessa maneira, o embutimento localizado da mesa verificado no programa experimental ocorreu de madeira diferente na análise numérica, Figura 9.32. Assim, a densidade da malha nessa região deveria ser mais refinada para conseguir obter uma curva mais próxima das experimentais. Como pode ser observado na Figura 9.31 (b), a curva da modelagem numérica para obter a deformação no pilar na posição do extensômetro 1 tem comportamento igual as curvas experimentais na fase aproximadamente elástica para os pórticos de *Pinus* spp. A fase não linear da análise numérica é diferente da apresentada pelos ensaios experimentais devido ao embutimento do elemento finito na vizinhança de contato entre a mesa do perfil de alumínio e o pilar semelhante ao mencionado anteriormente para os pórticos de *Eucalyptus grandis*.

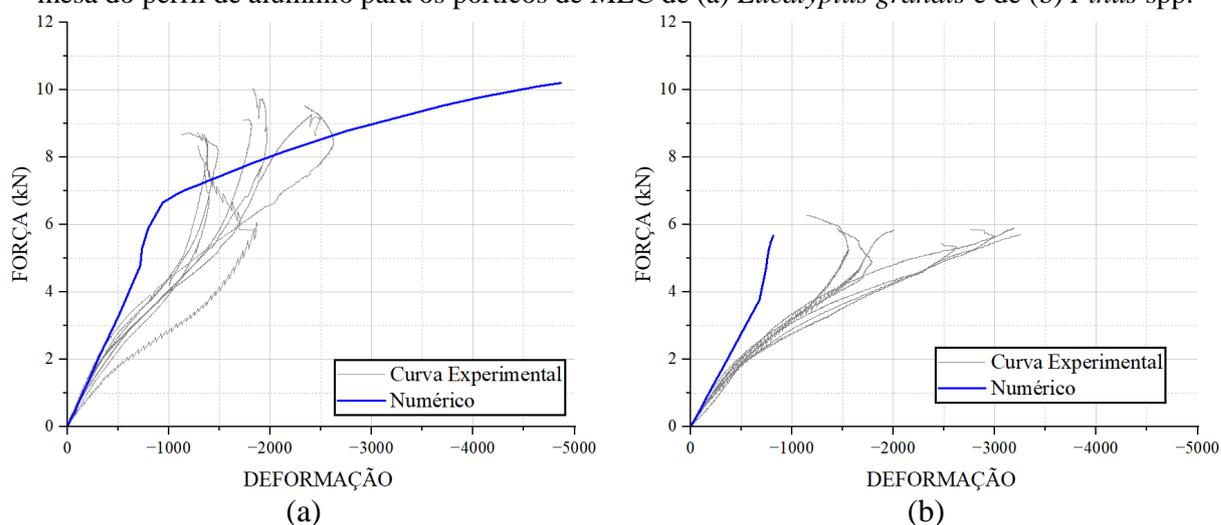
Figura 9.32 – (a) embutimento dos elementos finitos na vizinhança de contato (b) embutimento da madeira na vizinhança de contato não presenciado nos ensaios experimentais dos pórticos de *Eucalyptus grandis*



Fonte: o autor

As curvas numérica e experimentais da força versus a deformação do extensômetro E3 na mesa do perfil de alumínio para os pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* e *Pinus spp.* estão apresentadas na Figura 9.33.

Figura 9.33 - Curvas numérica e experimentais da força versus deformação do extensômetro E3 na mesa do perfil de alumínio para os pórticos de MLC de (a) *Eucalyptus grandis* e de (b) *Pinus spp.*



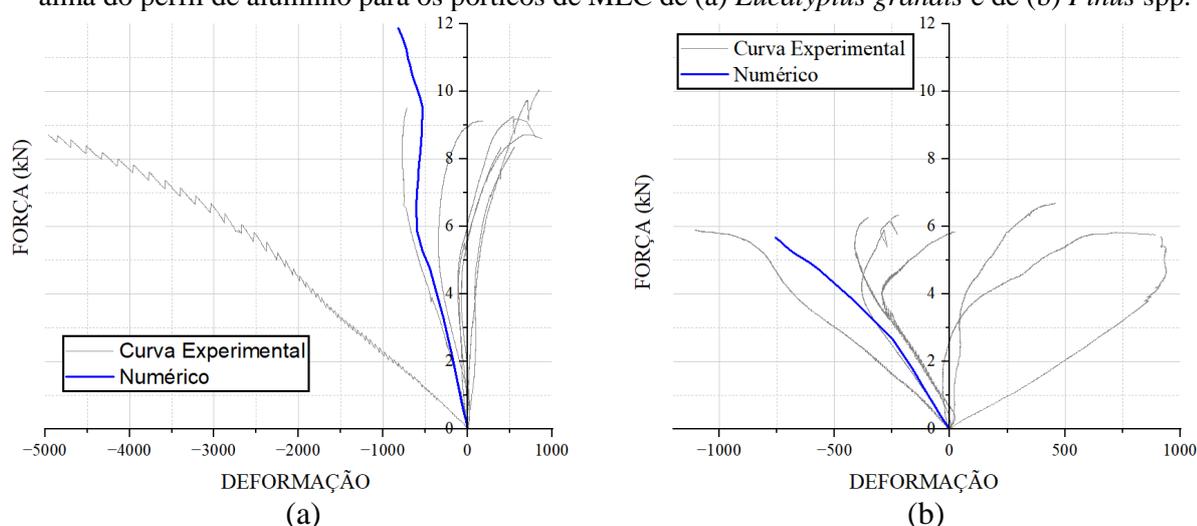
Fonte: o autor

As curvas das simulações numéricas para obter a deformação na mesa do perfil de alumínio na posição do extensômetro 3 possui comportamento inicial semelhante na fase aproximadamente elástica ao verificado nos ensaios experimentais, Figura 9.33. A fase não linear das modelagens não conseguem reproduzir satisfatoriamente o comportamento das curvas experimentais. Isto pode ter acontecido devido a adoção de uma curva com

encruamento linear para representar a plastificação do perfil de alumínio. As tendências observadas anteriormente também são vistas para as curvas numéricas e experimentais para a deformação do extensômetro E2 na mesa do perfil de alumínio, Apêndice F.

As curvas numérica e experimentais da força versus a deformação do extensômetro E5 da alma do perfil de alumínio para os pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* e *Pinus spp.* estão apresentadas na Figura 9.34.

Figura 9.34 - Curvas numérica e experimentais da força versus deformação do extensômetro E5 na alma do perfil de alumínio para os pórticos de MLC de (a) *Eucalyptus grandis* e de (b) *Pinus spp.*



Fonte: o autor

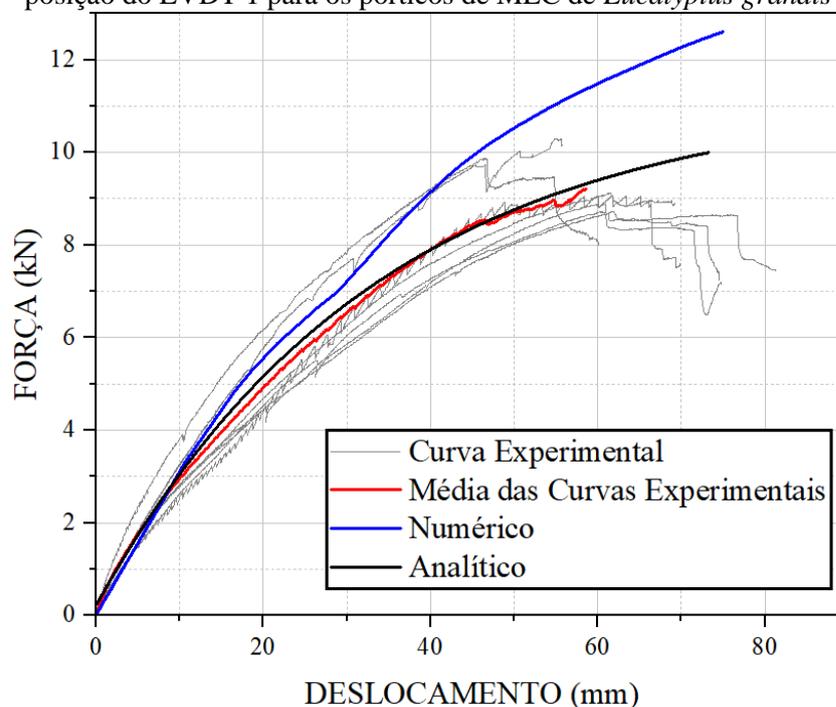
Como pode ser observado na Figura 9.34, as curvas das simulações numéricas para obter a deformação na alma do perfil de alumínio na posição do extensômetro 5 tem comportamento semelhante em todas as fases ao verificado nos ensaios experimentais. Essa tendência também é constatada para as curvas numéricas e experimentais para a deformação dos extensômetros E4 e E6 na alma do perfil de alumínio, Apêndice F.

9.3.4 Análises analíticas e numéricas do deslocamento na direção da aplicação da força para os pórticos de MLC

Uma análise analítica foi desenvolvida para prever o deslocamento vertical das vigas medido pelo LVDT 1, Capítulo 7. Com a utilização da Equação 7.8 e Equações 9.1 e 9.2 foi possível prever o deslocamento total das vigas analiticamente para os ensaios dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* e de *Pinus spp.* As curvas numérica, analítica e experimentais da força versus o deslocamento vertical da viga na posição do LVDT 1 para os pórticos de MLC

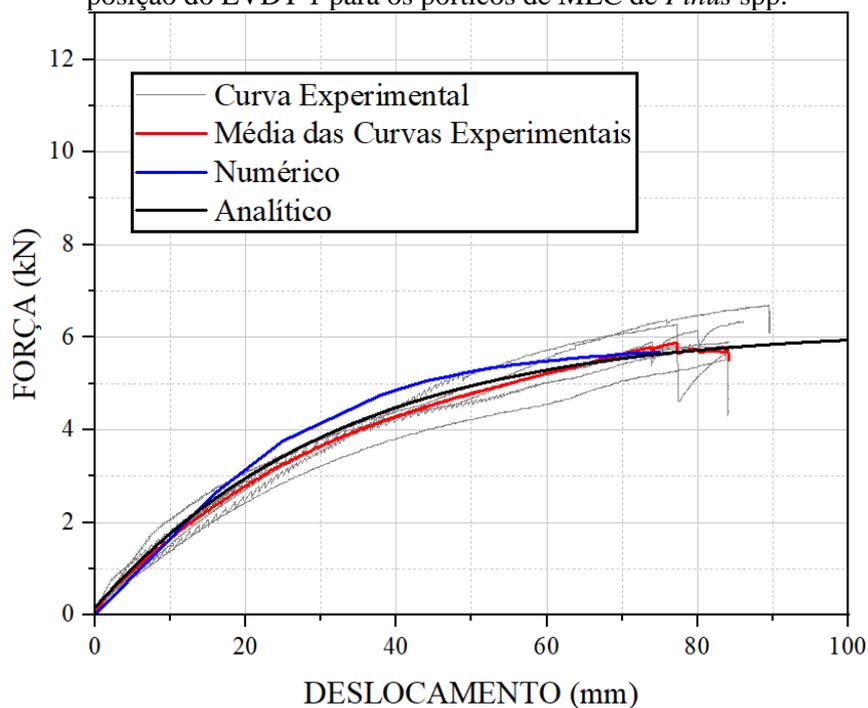
de *Eucalyptus grandis* e *Pinus* spp. estão apresentadas na Figura 9.35 e Figura 9.36, respectivamente.

Figura 9.35 - Curvas numérica, analítica e experimentais da força versus deslocamento da viga na posição do LVDT 1 para os pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis*



Fonte: o autor

Figura 9.36 - Curvas numérica, analítica e experimentais da força versus deslocamento da viga na posição do LVDT 1 para os pórticos de MLC de *Pinus* spp.



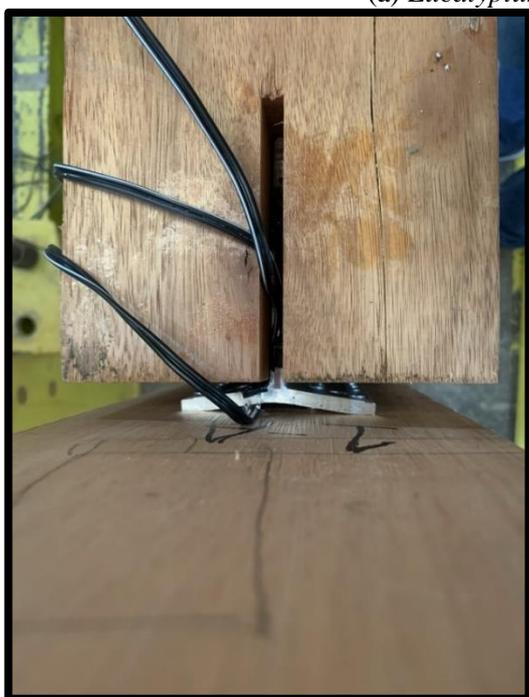
Fonte: o autor

A curva analítica conseguiu representar o comportamento apresentado pela curva representativa da média experimental com uma divergência máxima de 4,48 % para o pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis* e de 4,64 % para o pórtico de MLC de *Pinus* spp. Além disso, essas curvas analíticas apresentam um comportamento inicial aproximadamente linear e, na sequência, um comportamento não linear, assim como a curva numérica e a curva representativa da média experimental. A curva numérica teve comportamento semelhante ao apresentado pela curva representativa da média experimental com uma divergência máxima de 25,05 % para o pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis* e de 14,38 % para o pórtico de MLC de *Pinus* spp.

9.3.5 Análise do modo de falha dos nós de pórtico e das tensões nas modelagens numéricas

Uma análise na região da ligação foi realizada, após os ensaios, para identificar as principais falhas ocorridas nessa localidade. O efeito alavanca da mesa do perfil de alumínio foi constatado durante os ensaios dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* e de *Pinus* spp. na região superior onde ocorre a maior transferência do esforço de tração pelos pregos anelados, Figura 9.37.

Figura 9.37 – Efeito alavanca no perfil de alumínio (AluMIDI) nas ligações dos pórticos de MLC de (a) *Eucalyptus grandis* e (b) *Pinus* spp.



(a)

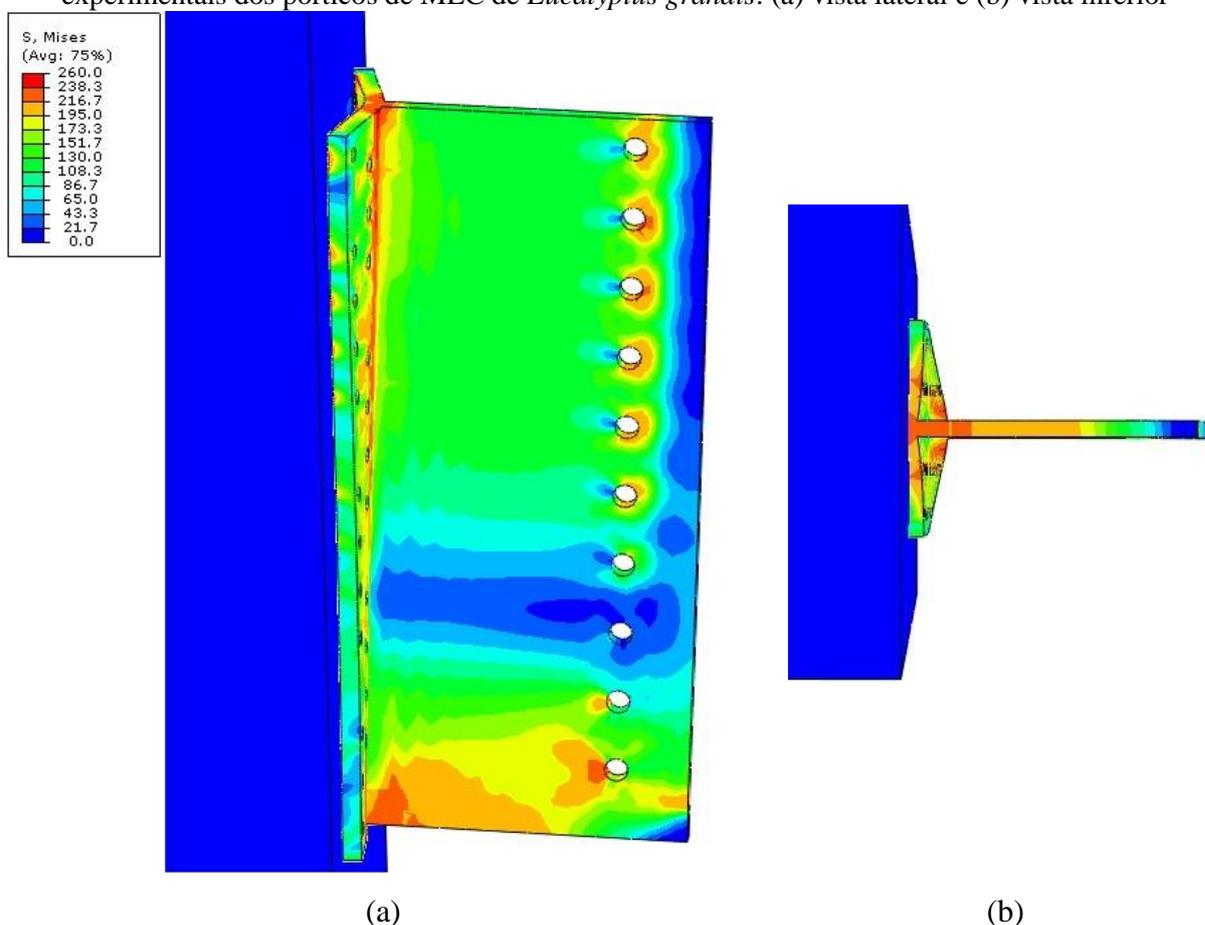


(b)

Esse efeito foi mais significativo nos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis*, uma vez que a resistência ao arrancamento dos pregos anelados nessa espécie de madeira foi superior a MLC de *Pinus spp.*, seção 9.1. Assim, uma maior força de extração foi necessária para retirar esses pregos anelados das estruturas ensaiadas e, conseqüentemente, uma maior deformação plástica ocorreu no perfil de alumínio. Essa deformação verificada no perfil de alumínio está condicionada, principalmente, a espessura de sua mesa.

As tensões de von Mises, correspondente ao último incremento de deslocamento (75 mm), no perfil de alumínio obtidas na modelagem numérica da calibração dos ensaios experimentais dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* são exibidas na Figura 9.38. A mesa do perfil de alumínio na parte superior da análise numérica também apresentou um efeito alavanca semelhante ao observado nos ensaios experimentais. Na divisa entre a alma e a mesa na parte superior e inferior do perfil de alumínio foi presenciado as maiores tensões. Ainda, concentrações de tensões máximas foram observadas em alguns furos que receberam os parafusos auto-perfurantes.

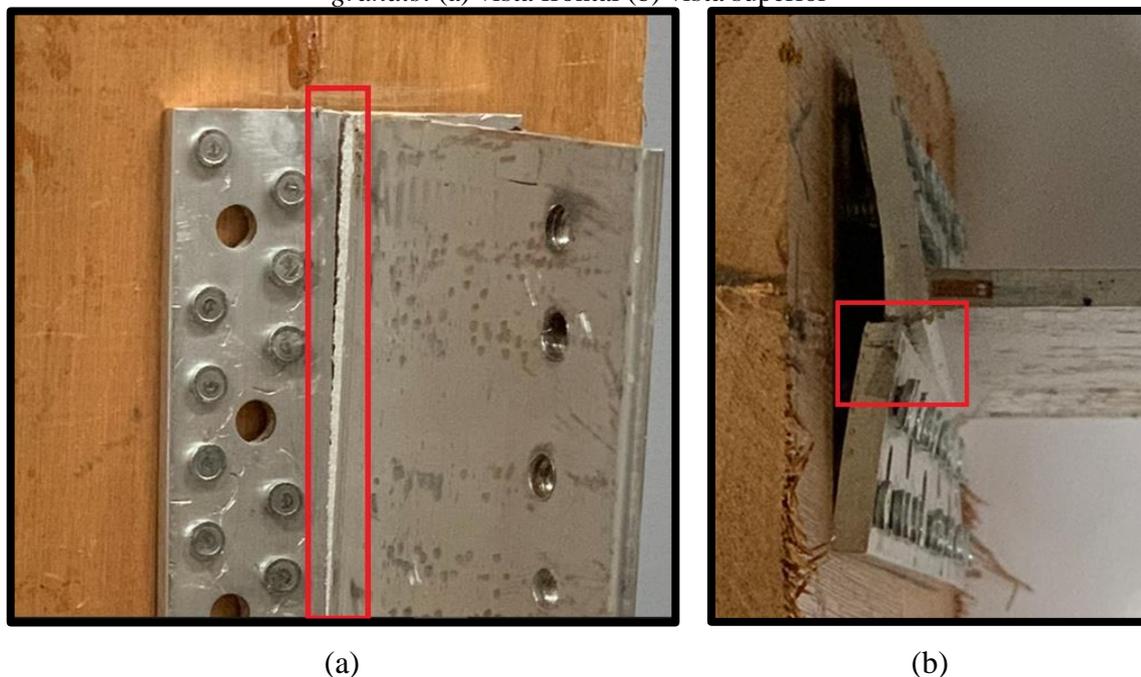
Figura 9.38 – Tensões de von Mises (MPa) para o perfil de alumínio: calibração dos ensaios experimentais dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis*: (a) vista lateral e (b) vista inferior



Fonte: o autor

Os perfis de alumínio nos pórticos feitos com elementos estruturais de MLC de *Eucalyptus grandis* foram os principais pontos críticos para esse tipo de estrutura. A falha de algumas dessas estruturas aconteceu no perfil de alumínio, Figura 9.39. Essa ruptura foi verificada na proximidade da linha de divisa entre a mesa e a alma dos perfis de alumínio. Como visto na Figura 9.38, essa localidade atingiu um valor de tensão acima de 240 MPa na análise numérica. A ruptura tem início na parte superior devido à existência de uma concentração de tensão superior a tensão de ruptura do alumínio (255 MPa) usado na produção do perfil nessa localidade. Na sequência, a fissura se propaga verticalmente para a região central do perfil.

Figura 9.39 – Ruptura do perfil de alumínio de uma ligação do pórtico 4 de MLC de *Eucalyptus grandis*: (a) vista frontal (b) vista superior

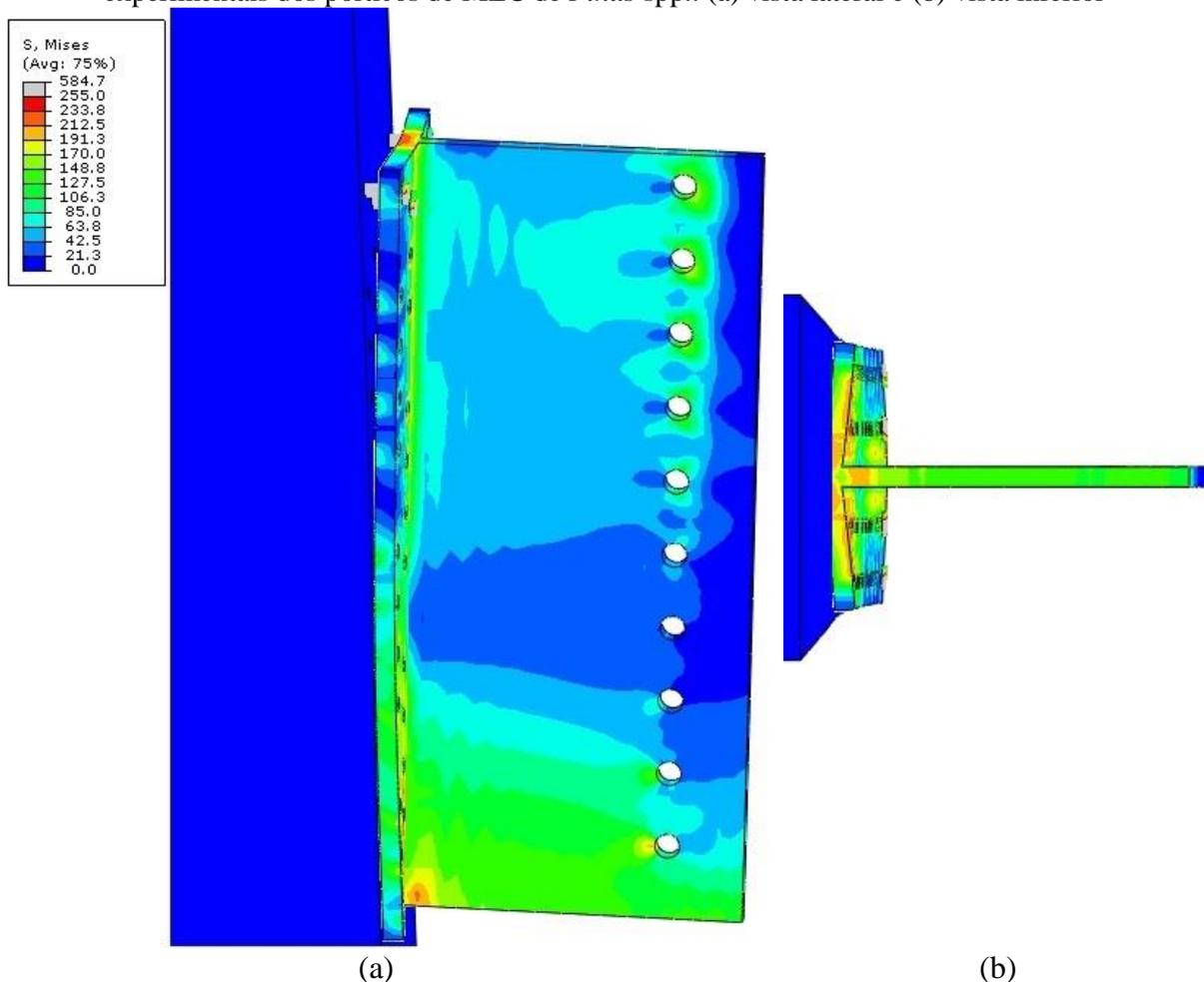


Fonte: o autor

As tensões de von Mises, equivalente ao último incremento de deslocamento (75 mm), no perfil de alumínio obtidas na modelagem numérica dos ensaios dos pórticos de MLC de *Pinus* spp. são mostradas na Figura 9.40. A mesa do perfil de alumínio na parte superior da análise numérica também apresentou um efeito alavanca semelhante ao observado nos ensaios experimentais. No centro da mesa, tanto na parte superior quanto na inferior do perfil de alumínio, foram presenciadas as maiores tensões. Ainda, os arrancamentos dos pregos anelados da parte superior tiveram um deslocamento horizontal maior do que o pregos anelados da análise experimental dos pórticos de MLC de *Pinus* spp. Cabe destacar que a

resistência última do perfil de alumínio não foi alcançada na modelagem numérica. No programa experimental, também não ocorreu nenhuma ruptura dos perfis de alumínio para os pórticos de MLC de *Pinus* spp.

Figura 9.40 – Tensões de von Mises (MPa) para o perfil de alumínio: calibração dos ensaios experimentais dos pórticos de MLC de *Pinus* spp.: (a) vista lateral e (b) vista inferior

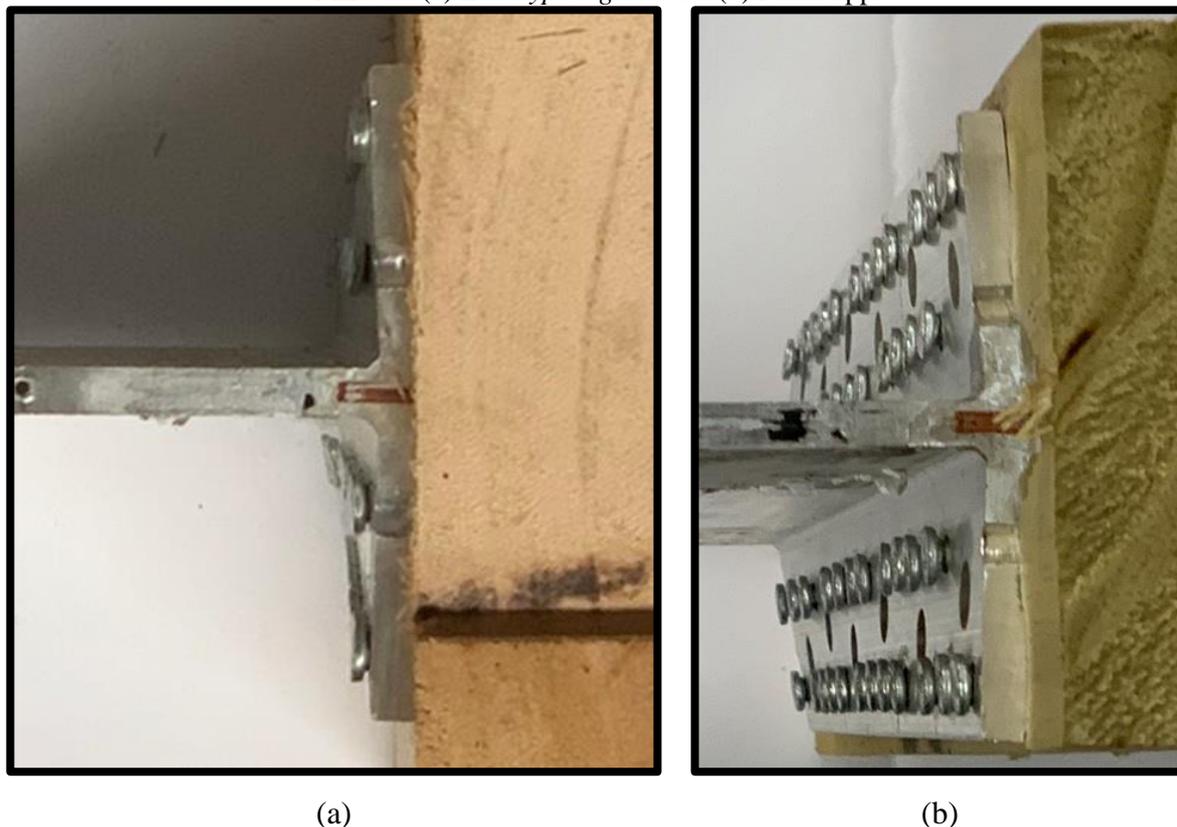


Fonte: o autor

Na parte inferior do contato entre o perfil de alumínio e o pilar, houve o embutimento da mesa do perfil de alumínio no elemento estrutural para os pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* e *Pinus* spp., Figura 9.41. Deformações plásticas nessa região ao longo da mesa do perfil de alumínio também foi observada. Na análise numérica, também foi verificado esse fenômeno de embutimento e plastificação da mesa do perfil de alumínio para o modelo do pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis* e *Pinus* spp., Figura 9.38 (b) e Figura 9.40 (b), respectivamente. Na região de contato entre o perfil de alumínio e o pilar, a máxima tensão de von Mises, correspondente ao último incremento de deslocamento (75 mm), atingiu um valor de 250 MPa e 245 MPa na mesa do perfil de alumínio para a modelagem dos ensaios

experimentais dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* e *Pinus* spp., respectivamente. A máxima tensão de von Mises no pilar de MLC de *Eucalyptus grandis* e *Pinus* spp. foi de 18 MPa e 13 MPa, respectivamente, na região de embutimento na madeira.

Figura 9.41 – Embutimento da parte inferior da mesa do perfil de alumínio no pilar para um pórtico de MLC de (a) *Eucalyptus grandis* e (b) *Pinus* spp.

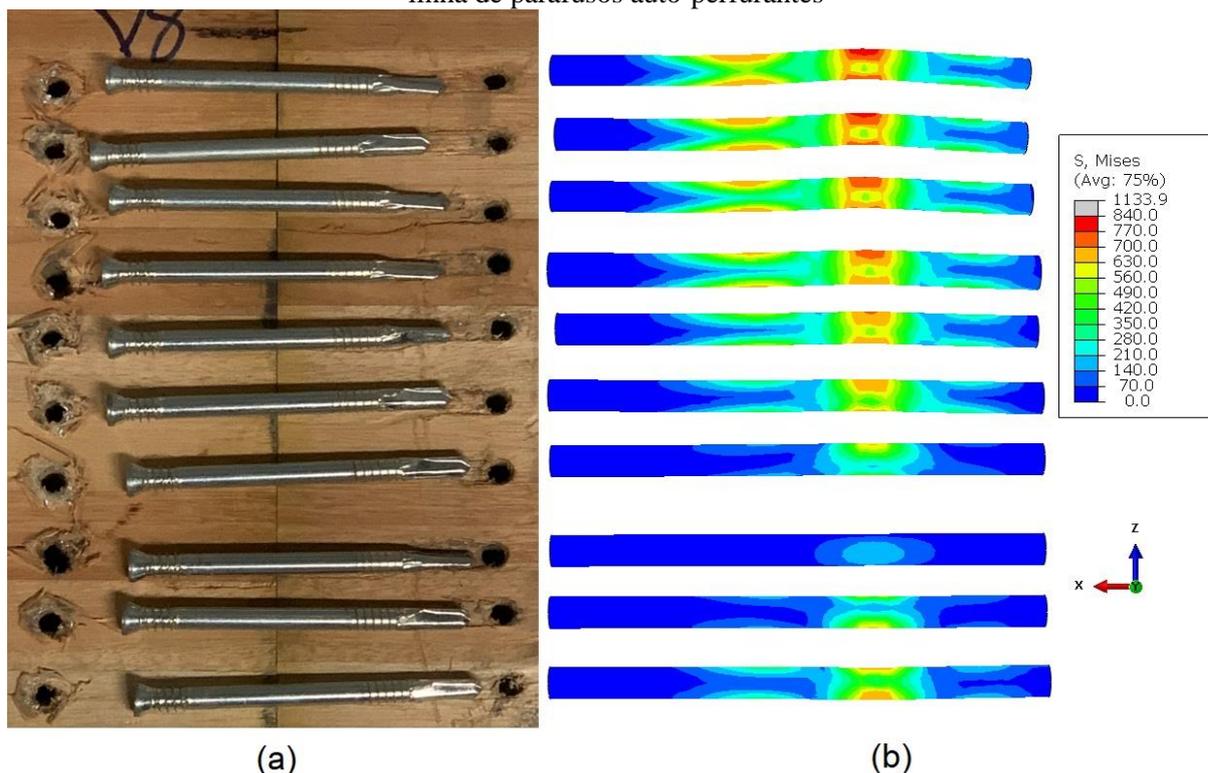


Fonte: o autor

As deformações observadas nos parafusos auto-perfurantes de uma viga durante o ensaio de um pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis* estão mostradas na Figura 9.42 (a). Ainda, a Figura 9.42 (b) ilustra as tensões de von Mises, equivalente ao último incremento de deslocamento (75 mm), provenientes da simulação numérica dos ensaios dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* para a linha dos parafusos auto-perfurantes. Como pode ser visto na Figura 9.42 (b), os parafusos da parte superior tiveram as maiores deformações e tensões. Esses parafusos apresentaram tensões máximas superiores a sua tensão de escoamento de 640 MPa na simulação numérica. Além disso, nenhum dos parafusos auto-perfurantes exibiram tensões máximas maiores que a tensão de ruptura do material de 900 MPa. As deformações plásticas dos parafusos constatados na análise numérica não ocorreram nos ensaios experimentais dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis*, Figura 9.42. As possíveis hipóteses

para essa situação seriam que a ponta do parafuso auto-perfurante foi representada com o mesmo diâmetro da região central e que as lamelas na área onde os parafusos mais solicitados estavam localizados tivessem uma rigidez menor do que a inserida no programa computacional.

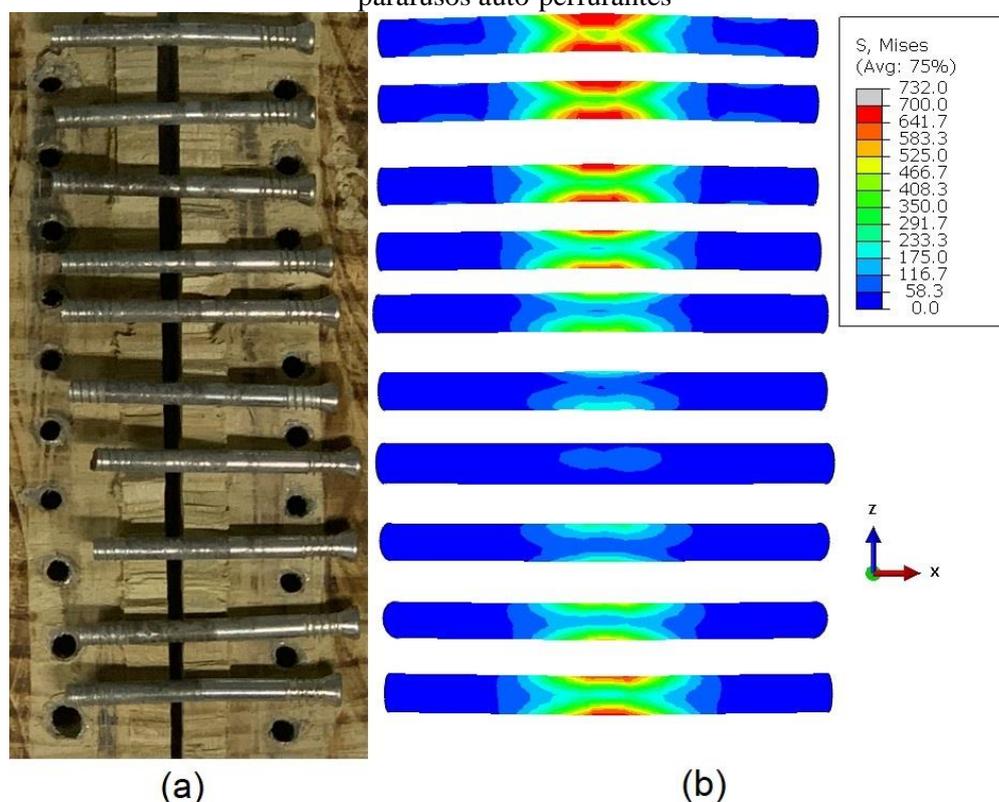
Figura 9.42 – (a) deformações dos parafusos de uma viga após a realização do ensaio de um pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis* (b) tensões de von Mises (MPa) obtidas na modelagem numérica para a linha de parafusos auto-perfurantes



Fonte: o autor

As deformações ocorridas nos parafusos auto-perfurantes de uma viga durante o ensaio de um pórtico de MLC de *Pinus* spp. estão apresentadas na Figura 9.43 (a). A Figura 9.43 (b) mostra as tensões de von Mises, equivalente ao último incremento de deslocamento (75 mm), obtidas na modelagem numérica dos ensaios dos pórticos de MLC de *Pinus* spp. para a linha dos parafusos auto-perfurantes. Como pode ser verificado na Figura 9.43 (b), três parafusos metálicos da parte superior e o último parafuso apresentaram as maiores deformações e tensões. Esses parafusos apresentaram tensões máximas superiores à sua tensão de escoamento de 640 MPa na modelagem numérica. Além disso, nenhum dos parafusos auto-perfurantes apresentou tensões máximas superiores a tensão de ruptura do material de 900 MPa. As deformações plásticas dos parafusos verificados nos ensaios também foram representadas na modelagem numérica do pórtico de MLC de *Pinus* spp., Figura 9.43.

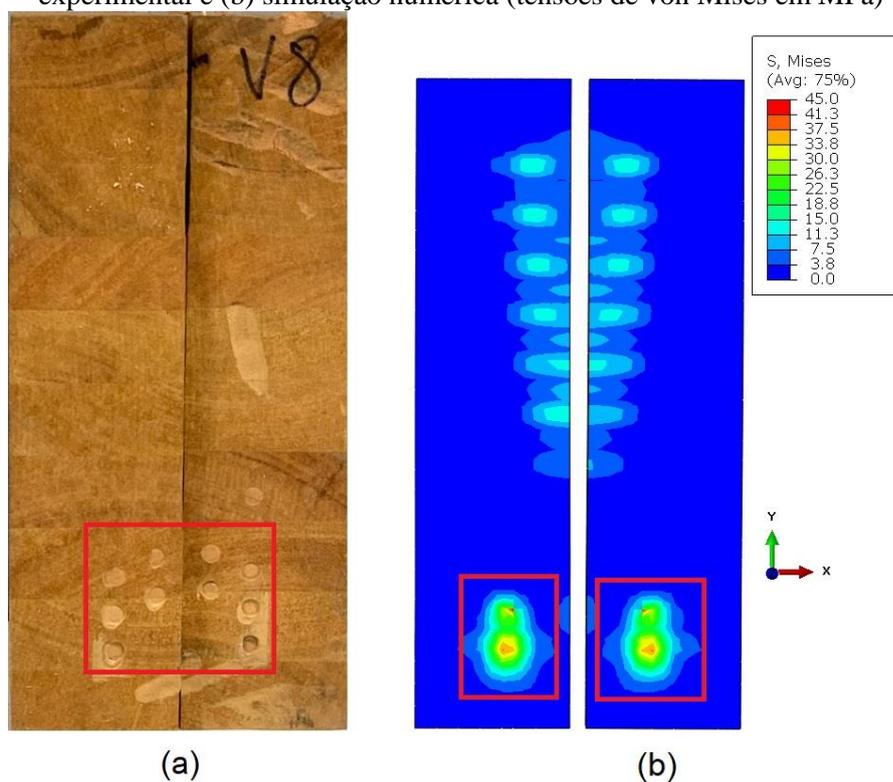
Figura 9.43 – (a) deformações dos parafusos de uma viga após a realização do ensaio de um pórtico de MLC de *Pinus* spp. (b) tensões de von Mises (MPa) obtidas na modelagem numérica para a linha de parafusos auto-perfurantes



Fonte: o autor

O contato entre algumas vigas de MLC de *Eucalyptus grandis* e os pregos anelados da mesa do perfil de alumínio verificado no programa experimental está apresentado na Figura 9.44 (a). Essa interação também foi representada na análise numérica desenvolvida nessa pesquisa, Figura 9.44 (b). Essa área de contato foi muito maior na simulação numérica devido a malha de elementos finitos ser menos densa nessa localidade. Nos ensaios experimentais, não houve um aumento da força aplicada na extremidade em decorrência desse contato, seção 9.3.3, sendo que, houve um aumento da força aplicada na extremidade da viga na modelagem após essa interação, seção 9.3.3. Nenhuma falha foi verificada nas vigas e pilares de MLC de ambas espécies para todos os ensaios experimentais. Além disso, o embutimento dos parafusos auto-perfurantes mais solicitados na madeira foi observado nas vigas de MLC das duas espécies estudadas.

Figura 9.44 - Contato entre a viga de MLC de *Eucalyptus grandis* e os pregos anelados: (a) ensaio experimental e (b) simulação numérica (tensões de von Mises em MPa)



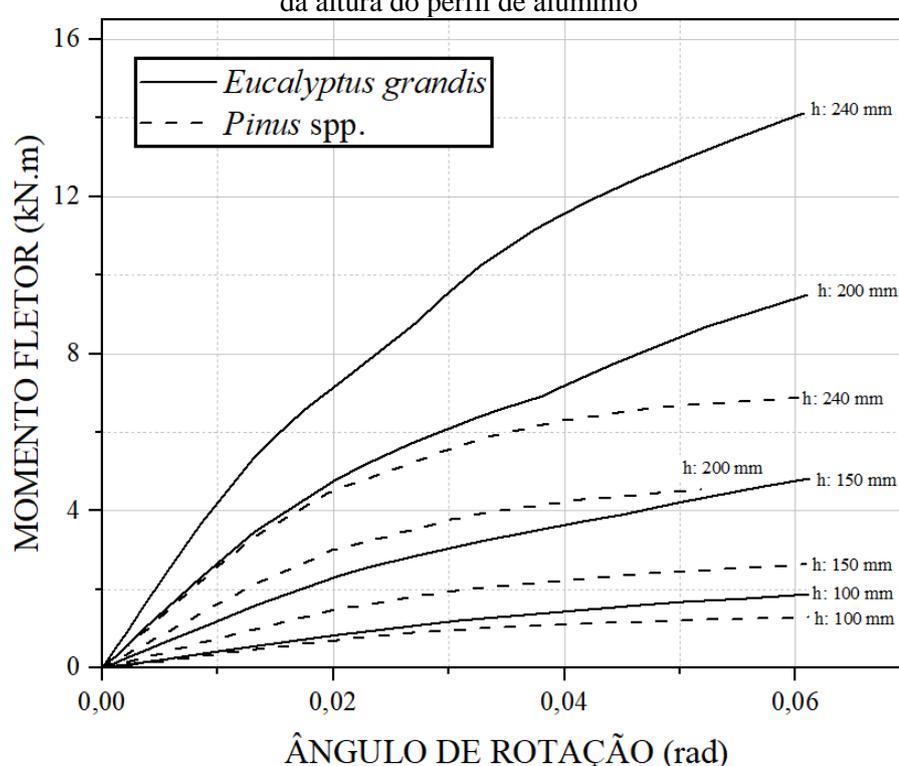
Fonte: o autor

9.3.6 Análise paramétrica da rigidez rotacional da ligação de alumínio nos pórticos de MLC

Uma análise paramétrica foi feita para verificar a influência da altura e da espessura do perfil de alumínio na rigidez rotacional elástica da ligação. A Figura 9.45 mostra a curva momento fletor versus ângulo de rotação para as modelagens com a variação da altura do perfil de alumínio. A rigidez rotacional elástica da ligação é maior à medida que a altura do perfil de alumínio aumenta para ambas as espécies de madeira. Em vista disso, a rigidez rotacional elástica para a análise paramétrica dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* variou de 42,29 kN.m/rad a 431,57 kN.m/rad, sendo que a rigidez rotacional elástica para a análise paramétrica dos pórticos de MLC de *Pinus* spp. variou de 35,97 kN.m/rad a 259,37 kN.m/rad. As hipóteses para esse ganho de rigidez rotacional são: o aumento da quantidade de pregos anelados usados para fixação da mesa do perfil de alumínio no pilar e também o aumento da quantidade de parafusos auto-perfurantes na região da ligação. Além disso, a capacidade de carga das ligações também é melhorada com o aumento da altura do perfil de alumínio. A rigidez rotacional elástica é praticamente idêntica para a modelagem dos pórticos

de MLC de *Pinus spp.* e *Eucalyptus grandis* com o perfil de alumínio de 100 mm de altura, Figura 9.45. Entretanto, a rigidez rotacional elástica da ligação do pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis* é superior à rigidez rotacional elástica do pórtico de MLC de *Pinus spp.* em todas as outras alturas equivalentes. A diferença da rigidez rotacional elástica entre as espécies para uma mesma altura do perfil de alumínio pode estar associada à resistência ao arrancamento dos pregos, à resistência ao embutimento dos parafusos auto-perfurantes e à rigidez dos elementos estruturais.

Figura 9.45 – Curva momento fletor versus ângulo de rotação para a análise paramétrica com variação da altura do perfil de alumínio

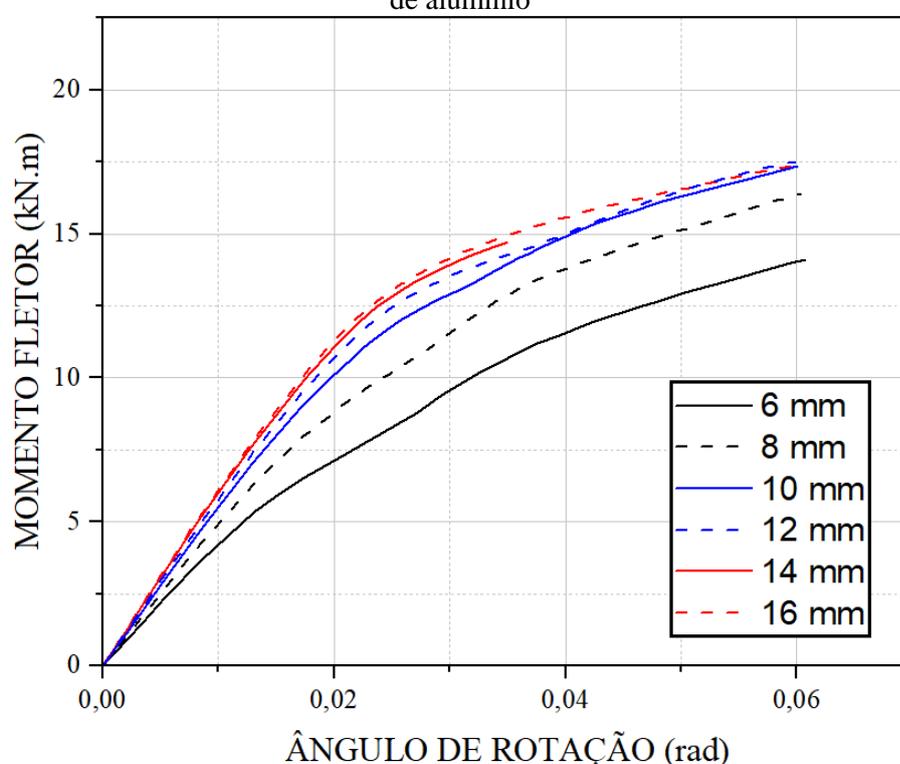


Fonte: o autor

A Figura 9.46 mostra a curva momento fletor versus ângulo de rotação para as modelagens com a variação da espessura do perfil de alumínio para os nós de pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis*. A rigidez rotacional elástica da ligação é maior à medida que a espessura do perfil de alumínio aumenta para as simulações de *Eucalyptus grandis*. Dessa maneira, a rigidez rotacional elástica, para a análise paramétrica dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis*, variou de 431,57 kN.m/rad a 619,56 kN.m/rad. Esse aumento da rigidez rotacional elástica não é significativo a partir da espessura de 12 mm. A rigidez rotacional elástica variou somente 3,67 % da espessura de 12 mm para a espessura de 14 mm, sendo que

a diferença da rigidez rotacional elástica foi de apenas 2,12 % comparando a análise numérica entre a espessura de 14 mm e 16 mm. Uma possível explicação para o aumento da rigidez rotacional elástica é a redução da deformação plástica do perfil de alumínio à medida que sua espessura aumenta. Além disso, o efeito alavanca é mitigado com o aumento da espessura do perfil de alumínio. A capacidade de carga das ligações também apresenta melhora com o aumento da espessura do perfil de alumínio (de 6 mm até 10 mm) para as análises de *Eucalyptus grandis*.

Figura 9.46 - Curva momento fletor versus ângulo de rotação para a análise paramétrica da rigidez rotacional da ligação dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* com variação da espessura do perfil de alumínio

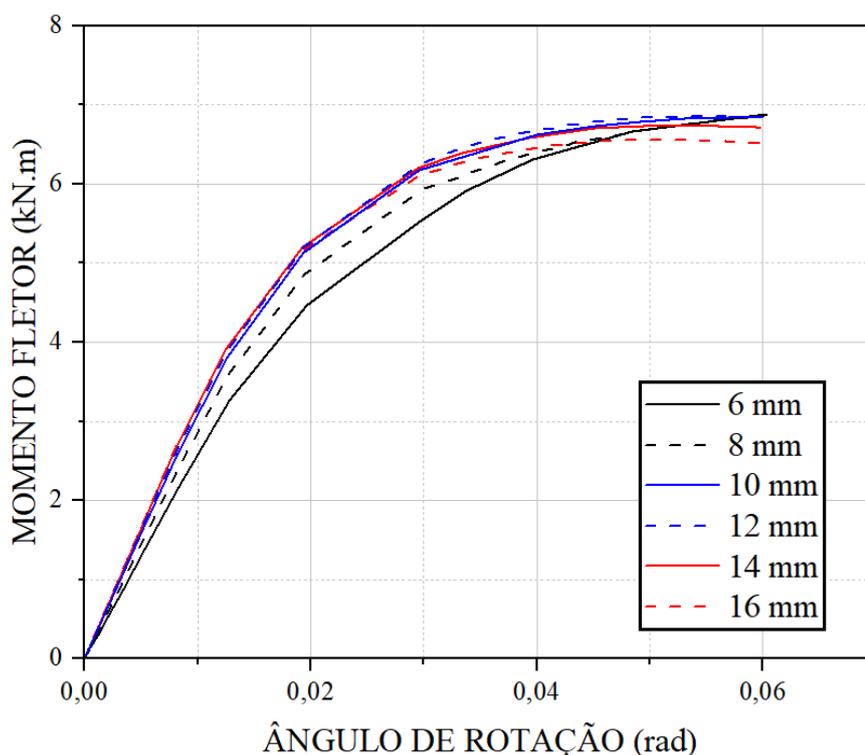


Fonte: o autor

A Figura 9.47 apresenta a curva momento fletor versus ângulo de rotação para as simulações numéricas com variação da espessura do perfil de alumínio para os nós de pórticos de MLC de *Pinus spp.* A rigidez rotacional elástica da ligação cresce à medida que a espessura do perfil de alumínio aumenta para as simulações de *Pinus spp.* Assim, a rigidez rotacional elástica oscilou de 259,37 kN.m/rad a 331,00 kN.m/rad para a análise paramétrica dos pórticos de MLC de *Pinus spp.* Essa melhora da rigidez rotacional elástica na estrutura não é relevante a partir da espessura de 10 mm. A diferença da rigidez rotacional elástica foi de apenas 4,95 % comparando a análise numérica entre a espessura de 10 mm e 16 mm. Uma

possível explicação para o aumento da rigidez rotacional elástica é a menor deformação plástica do perfil de alumínio com o aumento de sua espessura. O efeito alavanca é mitigado com o aumento da espessura do perfil de alumínio. A capacidade de carga das ligações é basicamente semelhante com o aumento da espessura do perfil de alumínio para as análises de *Pinus spp.*

Figura 9.47 - Curva momento fletor versus ângulo de rotação para a análise paramétrica da rigidez rotacional da ligação dos pórticos de MLC de *Pinus spp.* com variação da espessura do perfil de alumínio



Fonte: o autor

9.3.7 Determinação da capacidade de carga da ligação considerando o momento fletor

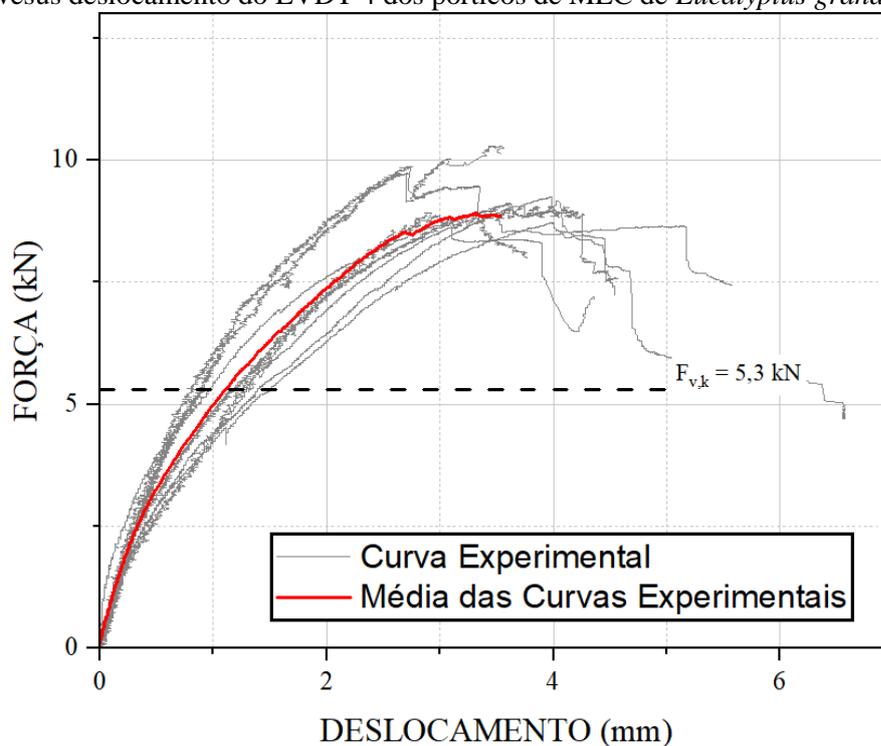
Um procedimento de cálculo elástico linear simplificado para determinar a máxima força característica que poderia ser aplicada na extremidade da viga para a região da ligação não entrar em colapso está apresentada no Apêndice G, Apêndice H e Apêndice I. No dimensionamento desse tipo de ligação deve-se verificar as seguintes situações de estado limite último:

- A combinação da força de tração e cisalhamento no prego anelado mais solicitado (o prego na região tracionada que possui a maior distância do centro de rotação da ligação pregada);

- A capacidade de carga do parafuso auto-perfurante mais solicitado (o parafuso na região tracionada ou comprimida que possui a maior distância do centro de rotação da ligação pregada para uma linha de parafusos);
- O esmagamento do pilar em contato com a mesa do perfil de alumínio na região comprimida;
- O perfil de alumínio deve ser verificado conforme as diretrizes do documento normativo europeu para estruturas de alumínio EN 1999-1-1:2007+A1 (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2009);

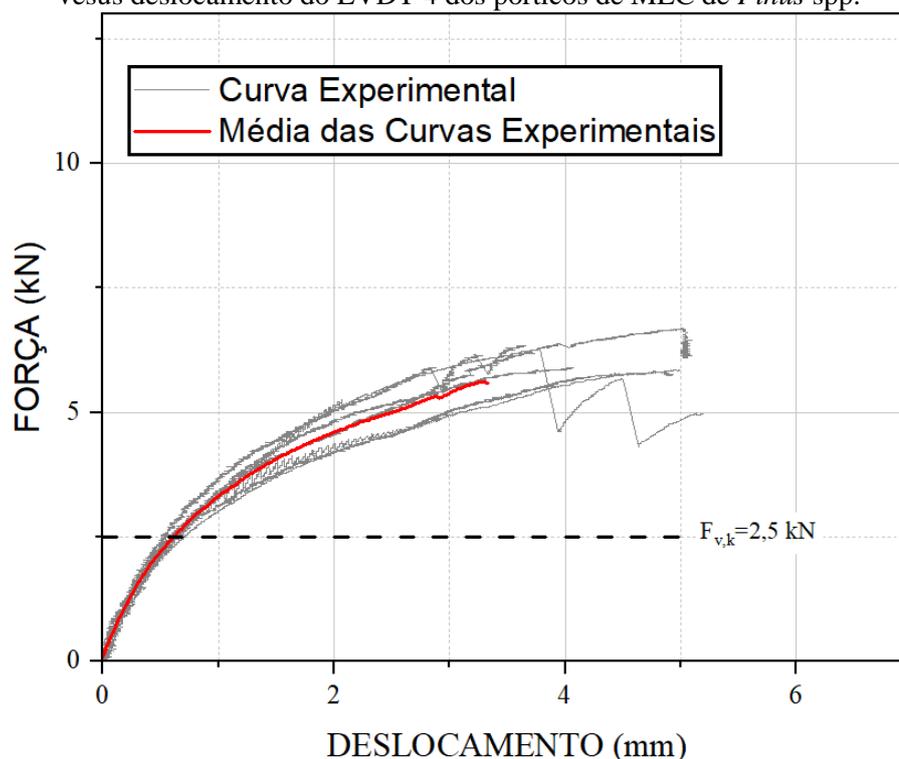
O Apêndice G apresenta o cálculo para estimar a força característica na extremidade da viga ($F_{v,k}$) em função da resistência do parafuso auto-perfurante mais solicitado dos pórticos de MLC ensaiados no programa experimental. As Figuras 9.47 e 9.48 apresentam a força característica máxima que pode ser resistida pelo parafuso auto-perfurante mais solicitado para a curva força versus deslocamento do LVDT 4 dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* e *Pinus spp.*, respectivamente.

Figura 9.48 – Força máxima resistida pelo parafuso auto-perfurante mais solicitado para a curva força versus deslocamento do LVDT 4 dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis*



Fonte: o autor

Figura 9.49 - Força máxima resistida pelo parafuso auto-perfurante mais solicitado para a curva força versus deslocamento do LVDT 4 dos pórticos de MLC de *Pinus spp.*

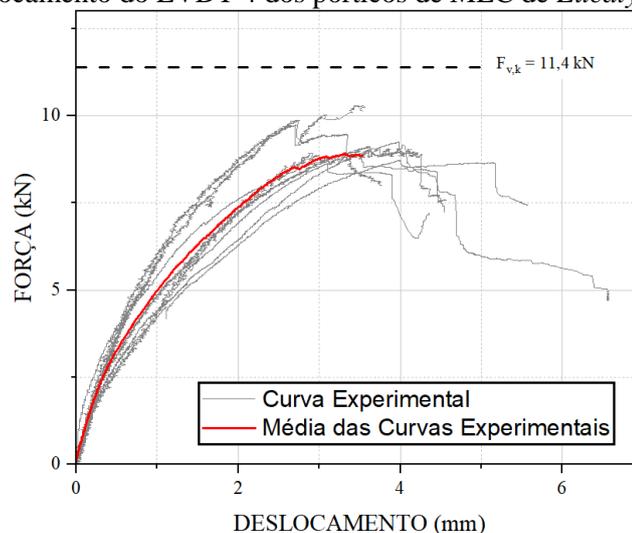


Fonte: o autor

Como pode ser observado na Figura 9.48, o valor da força máxima na extremidade da viga para o parafuso mais solicitado para o pórtico de *Eucalyptus grandis* foi de 5,3 kN. Essa força está acima do regime linear da estrutura, contudo, esse valor está abaixo da capacidade de carga atingida nos ensaios experimentais. Além disso, o valor da força máxima na extremidade da viga para o parafuso mais solicitado para o pórtico de *Pinus spp.* foi de 2,5 kN, Figura 9.49. Essa força também está abaixo da capacidade de carga atingida nos ensaios experimentais.

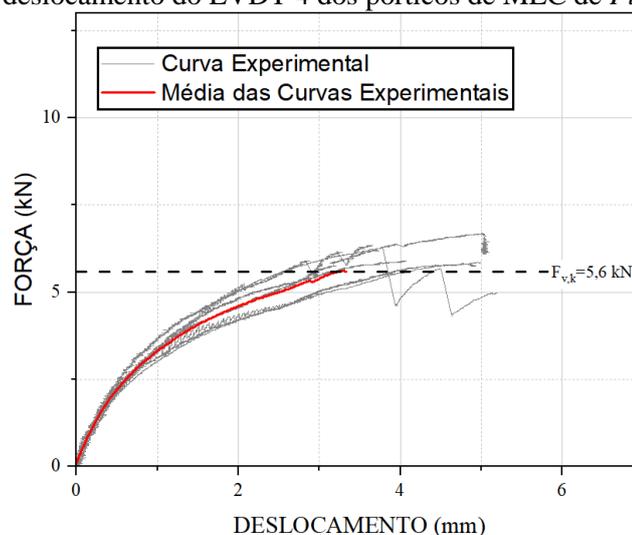
O Apêndice H apresenta o cálculo para determinar a força característica na extremidade da viga em função da resistência do prego anelado anker mais solicitado dos pórticos de MLC ensaiados no programa experimental. As Figuras 9.49 e 9.50 mostram a força característica máxima que pode ser resistida pelo prego anelado anker mais solicitado para a curva força versus deslocamento do LVDT 4 dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* e *Pinus spp.*, respectivamente.

Figura 9.50 - Força máxima resistida pelo prego anelado anker mais solicitado para a curva força versus deslocamento do LVDT 4 dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis*



Fonte: o autor

Figura 9.51 - Força máxima resistida pelo prego anelado anker mais solicitado para a curva força versus deslocamento do LVDT 4 dos pórticos de MLC de *Pinus spp.*



Fonte: o autor

Como pode ser observado na Figura 9.50, o valor da força máxima na extremidade da viga para o prego mais solicitado para o pórtico de *Eucalyptus grandis* foi de 11,4 kN. Essa força está acima da capacidade de carga da ligação vista nos ensaios. O valor da força máxima na extremidade da viga para o prego anelado anker mais solicitado para o pórtico de *Pinus spp.* foi de 5,6 kN, Figura 9.51. Essa força está na capacidade de carga da ligação obtida nos ensaios para essa espécie de madeira.

O Apêndice I apresenta o cálculo para estimar a força característica na extremidade da viga ($F_{v,k}$) em função da resistência à compressão normal às fibras do esmagamento do pilar

de MLC na parte inferior do contato com a mesa do perfil de alumínio. O valor da força máxima na extremidade da viga para o esmagamento do pilar para o pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis* foi de 174,8 kN sendo que para o pórtico de MLC de *Pinus* spp. foi de 98,5 kN. Portanto, como a força estimada característica da linha dos parafusos auto-perfurantes foi inferior a capacidade de carga da estrutura obtida nos ensaios experimentais, o procedimento de cálculo pode ser viável para uso no dimensionamento da ligação.

10 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Esta pesquisa foi desenvolvida para estudar o comportamento de ligação viga-pilar de peças de madeira lamelada colada com perfil T de alumínio. As principais conclusões obtidas para essa pesquisa são:

- A média da resistência ao arrancamento do prego anelado normal às fibras não mostrou-se condicionada a direção de inserção do conector para as amostras de MLC de ambas espécies estudadas. As amostras com os pregos anelados inseridos na direção radial obtiveram médias de resistência ao arrancamento quase iguais as amostras com os pregos anelados inseridos direção tangencial. Assim, para evitar eventuais separações das lamelas devido à inserção de pregos na linha de cola, recomenda-se a fixação dos pregos na direção radial da MLC. Ademais, a direção normal às fibras atingiu valores de resistência ao arrancamento mais elevado do que a direção longitudinal para amostras de MLC de *Eucalyptus grandis* e de *Pinus spp.*

- O modelo coesivo usado na análise numérica para representar o contato entre a madeira e o prego anelado conseguiu representar o comportamento das curvas experimentais dos ensaios de arrancamento perpendicular e paralelo às fibras para a MLC das duas espécies estudadas. Essa semelhança ficou mais notória antes do pico da força de coesão ser alcançado. Após esse pico, uma diferença foi observada entre a curva experimental e numérica na fase de degradação da superfície de contato entre o prego anelado e a peça de MLC.

- Um parâmetro que exerceu influência na resistência ao arrancamento perpendicular às fibras, embutimento paralelo e perpendicular às fibras foi a espécie de madeira. A série de MLC de *Eucalyptus grandis*, atingiu maior relação de resistência por densidade do que a série de MLC de *Pinus spp.* para essas propriedades mecânicas.

- Equações empíricas obtidas por meio de regressão foram propostas para determinar a resistência ao arrancamento de pregos anelados e resistência ao embutimento paralelo de parafusos para elementos estruturais de MLC. Essas equações foram apresentadas devido à discrepância das formulações empíricas apresentadas na literatura com os resultados obtidos experimentalmente. As equações empíricas desenvolvidas com base nos parâmetros usados nesta pesquisa representaram os dados obtidos no programa experimental e podem ser consideradas para a determinação dessas propriedades mecânicas da MLC, mantendo o mesmo diâmetro dos conectores e tipo de conectores.

- A ruptura de alguns corpos de prova de MLC de *Eucalyptus grandis* para o ensaio de embutimento paralelo às fibras na linha de cola ocorreu totalmente ou parcialmente na linha

de cola. Também, a falha parcial no adesivo foi presenciada em dois corpos de prova de MLC de *Pinus* spp. para o ensaio de embutimento paralelo às fibras na linha de cola. Dessa maneira, o posicionamento de parafusos na linha de cola deve ser evitado em elementos estruturais de MLC. Essas falhas ocorridas na região do adesivo são consideravelmente críticas, uma vez que a ruptura é do tipo frágil.

- A resistência característica ao embutimento paralelo às fibras foi semelhante à resistência característica ao embutimento normal às fibras para as amostras de MLC de *Eucalyptus grandis* com parafusos inseridos no meio da lamela. Por outro lado, houve uma diferença de apenas 9,80 % na resistência característica ao embutimento para a MLC de *Pinus* spp. com parafusos inseridos no meio da lamela entre as duas direções.

- Com relação a análise do comportamento estático da ligação de alumínio viga-pilar, a rigidez rotacional elástica da média dos ensaios experimentais dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* foi superior ao observado nos ensaios dos pórticos de MLC de *Pinus* spp. Na análise paramétrica, a rigidez rotacional elástica dos modelos de pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* também foi superior aos modelos dos pórticos de MLC de *Pinus* spp. Essa diferença ocorreu devido a maior rigidez dos elementos estruturais feitos de MLC de *Eucalyptus grandis*. A rigidez coesiva ao arrancamento e a resistência ao embutimento da MLC de *Eucalyptus grandis* também são maiores do que as da MLC de *Pinus* spp. Como consequência, essas propriedades mecânicas da madeira impactaram a rigidez rotacional elástica da ligação do nó de pórtico de MLC.

- As análises numéricas dos ensaios experimentais dos pórticos de MLC conseguiram representar o comportamento das curvas de momento versus rotação e força versus deslocamento observadas nos ensaios experimentais. Entretanto, houve uma diferença máxima de 27,94 % e 19,09 % entre a curva numérica e a média das curvas dos ensaios experimentais para os pórticos de *Eucalyptus grandis* e *Pinus* spp., respectivamente. Além disso, a análise analítica, representada por uma estrutura simplificada com uma mola de giro semirrígida inserida no nó entre a viga e o pilar, também conseguiu representar o comportamento de uma curva de força versus deslocamento obtida nos ensaios experimentais.

- O efeito alavanca do perfil de alumínio ocorreu nos ensaios experimentais dos pórticos de MLC de ambas espécies. Esse efeito alavanca no perfil de alumínio está condicionado, principalmente, a espessura da mesa do perfil de alumínio usada no programa experimental.

- Em alguns ensaios dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis*, o modo de falha da estrutura foi a ruptura dos perfis de alumínio. Essa falha aconteceu na divisa entre a mesa e a alma do perfil de alumínio devido à alta concentração de tensão nessa localidade.

- A rigidez rotacional elástica foi impactada pela altura do perfil de alumínio para as modelagens dos pórticos de MLC de ambas espécies. O aumento da altura do perfil de alumínio melhorou a rigidez rotacional elástica da ligação e sua capacidade de carga. Essa melhoria pode ser explicada pelo o aumento da quantidade de pregos anelados e parafusos auto-perfurantes usados na conexão.

- O valor da rigidez rotacional elástica também foi influenciado pela espessura do perfil de alumínio para as modelagens dos pórticos de MLC de ambas espécies. O aumento da espessura do perfil de alumínio melhorou a rigidez rotacional elástica. Essa melhoria não foi muito significativa para espessura superior a 10 mm para as modelagens de *Pinus* spp. e para espessura superior a 12 mm para as modelagens de *Eucalyptus grandis*. Uma possível explicação para esse aumento é a menor deformação plástica do perfil de alumínio com o aumento de sua espessura. Além disso, o efeito alavanca diminuiu com o aumento da espessura do perfil de alumínio.

- Um procedimento analítico de cálculo foi realizado para estimar a força máxima aplicada na extremidade da viga. O procedimento de cálculo exposto pode ser viável para o uso no dimensionamento da ligação, uma vez que a força estimada característica da linha dos parafusos auto-perfurantes foi inferior à capacidade de carga dos pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* e *Pinus* spp. utilizados no programa experimental.

- O perfil de alumínio usado na ligação dos pórticos de MLC possui algumas vantagens como: facilidade de montagem e instalação da ligação em estruturas de madeira de *Pinus* spp., a mesa já possui pré-furação para a fixação do pilar, proteção contra incêndio devido à sua ocultação na estrutura, parafusos e pregos produzidos especialmente para serem utilizados nesse perfil. Por outro lado, o perfil de alumínio possui limitações em seu uso como: limitações comerciais na espessura do perfil, dificuldade de colocação dos conectores (parafusos auto-perfurantes e pregos anelados anker) em madeira com alta densidade como os pórticos de MLC de *Eucalyptus grandis* (recomenda-se uma pré-furação para a inserção desses conectores nos elementos de madeira de alta densidade), o diâmetro limitado dos pregos anelados e dos parafusos auto-perfurantes e a baixa capacidade de carga para transmissão de momento fletor.

Recomendações para trabalhos futuros:

- a) Realizar ensaios de arrancamento normal às fibras com diferentes espécies de madeira brasileira, tipos de pregos, diâmetros do prego e penetrações do prego, com o objetivo de propor um equacionamento para determinar a resistência e ser inserida na norma brasileira de projeto de estruturas de madeira;
- b) Realizar ensaios de embutimento com diferentes espécies de madeira brasileira, tipos de parafusos, diâmetros dos parafusos, com o objetivo de propor um novo equacionamento para ser inserida na norma brasileira de projeto de estruturas de madeira;
- c) Realizar ensaios de tração em blocos de MLC com o perfil de alumínio pregado para determinar a influência do efeito alavanca na capacidade de carga do prego mais solicitado;
- d) Realizar análises para melhorar e otimizar a rigidez rotacional da ligação, considerando o aumento do diâmetro dos pregos anelados, dos parafusos auto-perfurante, a ampliação da linha de pregos e parafusos, a alteração da configuração da distribuição dos conectores, entre outros.

REFERÊNCIAS

- ABDOLI, F.; RASHIDI, M.; ROSTAMPOUR-HAFTKHANI, A.; LAYEGHI, M.; EBRAHIMI, G. Withdrawal Performance of Nails and Screws in Cross-Laminated Timber (CLT) Made of Poplar (*Populus alba*) and Fir (*Abies alba*). **Polymers**, v. 14, n. 15, p. 3129, 2022. DOI <http://dx.doi.org/10.3390/polym14153129>
- ABAQUS. **Software Documentation**. Version 6.14 by Simulia. 2014.
- JOWAT SE. **Boletim Técnico – Jowapur 681.30**. Novo Hamburgo: Jowat SE, [201-]. 6 p.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM D5764-23**: Standard Test Method for Evaluating Dowel-Bearing Strength of Wood and Wood Based Products. West Conshohocken, 2023. 6 p.
- ANDREOLLI, M.; PIAZZA, M.; TOMASI, R.; ZANDONINI, R. Ductile moment-resistant steel–timber connections. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings**, v. 164, n. 2, p.65-78, 2011. DOI <http://dx.doi.org/10.1680/stbu.9.00098>.
- ANGELI, A.; MORETTON, M.; POLASTRI, A.; PIAZZA, M.; TOMASI, R. Experimental analysis on a t-shaped metallic profile connection between main and secondary beams. *In*: WCTE - World Conference on Timber Engineering, 2010, Riva del Garda. **Anais [...]**. Riva del Garda: World Conference on Timber Engineering 2010 (WCTE 2010), 2010.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 7190-1**: Projeto de estruturas de madeira – Parte 1: Critérios de dimensionamento. Rio de Janeiro, 2022a. 81 p.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 7190-2**: Projeto de estruturas de madeira – Parte 2: Métodos de ensaio para classificação visual e mecânica de peças estruturais de madeira. Rio de Janeiro, 2022b. 15 p.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 7190-3**: Projeto de estruturas de madeira – Parte 3: Métodos de ensaio para corpos de prova isentos de defeitos para madeiras de florestas nativas. Rio de Janeiro, 2022c. 36 p.
- AYTEKIN, A. Determination of Screw and Nail Withdrawal Resistance of Some Important Wood Species. **International Journal of Molecular Sciences**, v. 9, n. 4, p. 626-637, 2008. DOI <https://doi.org/10.3390/ijms9040626>
- AZAMBUJA, M. A. **Avaliação do adesivo poliuretano a base de mamona para fabricação de madeira laminada colada (MLC)**. 2002. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Materiais) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2002. DOI <https://doi.org/10.11606/D.88.2017.tde-11072017-151910>
- AZAMBUJA, M. A. **Estudo experimental de adesivos para fabricação de madeira laminada colada**: avaliação da resistência de emendas dentadas, da durabilidade e de vigas. 2006. Tese (Doutorado em Engenharia de Materiais) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2006. DOI <https://doi.org/10.11606/T.88.2006.tde-22112010-145050>

AZAMBUJA, M. A.; CARREIRA, M. R.; DIAS, A. A.; FIORELLI, J.; CARRASCO, E. V. M.; DUARTE, R. S.; DIAS, G. L.; SZÜCZ, C. A.; VALLE, A. Proposta de normalização para madeira laminada colada (MLC). **Madeira: arquitetura e engenharia**, v. 5, n. 13, 2004. BAL, B. SCREW AND NAIL HOLDING PROPERTIES OF PLYWOOD PANELS REINFORCED WITH GLASS FIBER FABRIC. **Cerne**, v. 23, n. 1, p. 11-18, 2017. DOI <http://dx.doi.org/10.1590/01047760201723012210>

BARCÍK, Š.; GAŠPARÍK, M.; HOREJŠ, P. Influence of Thermal Modification on Nail Withdrawal Strength of Spruce Wood. **BioResources**, v. 9, n. 4, 5963-5975, 2014.

BJORHOVDE, R.; COLSON, A.; BROZZETTI, J. Classification system for beam-to column connections. **Journal of Structural Engineering**, v. 116, n. 11, p.3059-3076, 1990. DOI [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1990\)116:11\(3059\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1990)116:11(3059))

BLAß, H. J.; SCHÄDLE, P. Ductility aspects of reinforced and non-reinforced timber joints. **Engineering Structures**, v. 33, n. 11, p.3018-3026, 2011. DOI <http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2011.02.001>.

BODIG, J.; JAYNE, B. A. **Mechanics of Wood and Wood Composites**. 1^a ed. New York: Van Nostrand Reinhold, 1982. 712 p. ISBN 0-442-00822-8

BONO, C. T. **Madeira laminada colada na arquitetura**: sistematização de obras executadas no Brasil. 1996. Dissertação (Mestrado em Arquitetura) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1996.

BOUCHAÏR, A.; RACHER, P.; BOCQUET, J. F. Analysis of dowelled timber to timber moment-resisting joints. **Materials and Structures**, v. 40, n. 10, p.1127-1141, 2007. DOI <http://dx.doi.org/10.1617/s11527-006-9210-0>.

BRITISH STANDARDS INSTITUTION. **BS EN 383**: Timber Structures – Test methods – Determination of embedment strength and foundation values for dowel type fasteners. Londres, 2007. 14 p.

BRITISH STANDARDS INSTITUTION. **BS EN 13183-1**: Moisture content of a piece of sawn timber – Part 1: Determination by oven dry method. Londres, 2002. 5 p.

BRITISH STANDARDS INSTITUTION. **BS EN 14358**: Timber structures - Calculation and verification of characteristic values. Londres, 2016. 15 p.

BRITISH STANDARDS INSTITUTION. **BS prEN 1382 rev**: Timber Structures – Test methods – Withdrawal capacity of timber fasteners. Londres, 2014. 10 p.

BRITO, L. D.; CALIL JUNIOR, C. Optimization semi-rigid connections in frame models: experimental tests of connections with aluminum alloy profiles in glulam lyptus®. *In*: WCTE - World Conference on Timber Engineering, 2018, Seoul. **Anais** [...]. Seoul: World Conference on Timber Engineering 2018 (WCTE 2018), 2018.

CABRERA, G.; MOLTINI, G.; BAÑO, V. Embedment Strength of Low- and Medium-Density Hardwood Species from Spain. **Forests**, v. 13, n. 8, p. 1154, 2022. DOI <http://dx.doi.org/10.3390/f13081154>

CALIL JUNIOR, C. **Produção e caracterização mecânica de vigas de Madeira Lamelada Colada (MLC) de 8 espécies de madeiras tropicais nativas da Floresta Amazônica do Brasil de manejo florestal**. São Carlos: WWF-Brasil, 2019. 34 p.

CALIL NETO, C. **Madeira Laminada Colada (MLC): controle de qualidade em combinações espécie-adesivo-tratamento preservativo**. 2011. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Materiais) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2011. DOI <https://doi.org/10.11606/D.88.2011.tde-19042011-171909>

CARRASCO, E. V. M. **Resistência, elasticidade e distribuição de tensões nas vigas retas de madeira laminada colada (MLC)**. 1989. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1989.

CAVALHEIRO, R. S. **Madeira Laminada Colada de *Schizolobium amazonicum* Herb. (Paricá): combinação adesivo/tratamento preservante**. 2014. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Materiais) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2014. DOI <https://doi.org/10.11606/D.18.2014.tde-07102014-143850>

CAVALHEIRO, R. S. **Aplicação de diferentes técnicas de microscopia para análises da região adesiva em madeira lamelada colada (MLC)**. 2018. Tese (Doutorado em Engenharia de Materiais) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2018. DOI <https://doi.org/10.11606/T.18.2018.tde-26092018-102603>

CELEBI, G.; KILIC, M. Nail and screw withdrawal strength of laminated veneer lumber made up hardwood and softwood layers. **Construction and Building Materials**, v. 21, n. 4, p. 894-900, 2007. DOI <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2005.12.015>

CEPELKA, M.; MALO, K. A. Moment resisting on-site splice of large glulam elements by use of mechanically coupled long threaded rods. **Engineering Structures**, v. 163, p.347-357, 2018. DOI <http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.02.071>.

CEYLAN, A.; GIRGIN, Z. C. Comparisons on withdrawal resistance of resin and phosphate coated annular ring nails in CLT specimens. **Construction and Building Materials**, v. 238, 117742, 2020. DOI <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117742>

CUNHA, A. B.; MATOS, J. L. M. Avaliação da rigidez de vigas estruturais de madeira laminada colada unidas por adesivo poliuretano. **Cerne**, v. 17, n. 4, p. 593-600, 2011. DOI <https://doi.org/10.1590/S0104-77602011000400019>

DIAS, A. M. P. G. **Mechanical behavior of timber-concrete joints**. 2005. Tese (Doutorado) - Universidade de Coimbra, Portugal, 2005.

DE PAULA, E. M.; ROCHA, J. S.; DO NASCIMENTO, C. C. Extração de pregos em madeiras da Amazônia. **Acta Amazonica**, v. 18, n. 3, p. 243-253, 1988. DOI <https://doi.org/10.1590/1809-43921988183253>

DONG, W.; WANG, Z.; ZHOU, J.; ZHANG, H.; YAO, Y.; ZHENG, W.; GONG, M.; SHI, X. Embedment strength of smooth dowel-type fasteners in cross-laminated timber. **Construction and Building Materials**, v. 233, p. 117243, 2020. DOI <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117243>

EHLBECK, J.; SIEBERT, W. Axially Loaded Nails - Proposals for a supplement to the CIB-CODE. *In: International Council for Building Research Studies and Documentation - Working Commission W18A - Timber Structures*, 1988, Parksville. **Proceedings** [...].Parksville: CIB-W18A, 1988. CIB-W18A/21-7-5.

EHLBECK, J.; WERNER, H. Softwood and Hardwood Embedding Strength for Dowel-type Fasteners. *In: International Council for Building Research Studies and Documentation - Working Commission W18 - Timber Structures*, 1992, Åhus. **Proceedings** [...].Åhus: CIB-W18, 1992.

ENTE ITALIANO DI NORMAZIONE. **UNI EN 384**: Structural timber - Determination of characteristic values of mechanical properties and density. Milano, 2010. 19p.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **EN 1995-1-1:2004+A1**: Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-1: General – Common rules and rules for buildings. Bruxelas, 2008. 121p.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **EN 1999-1-1:2007+A1**: Eurocode 9: Design of aluminium structures - Part 1-1: General structural rules. Bruxelas, 2008. 209p.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **EN 14080**: Timber structures – Glued laminated timber and glued solid timber - Requirements. Bruxelas, 2013. 103p.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **prEN 338**: Structural timber — Strength classes. Bruxelas, 2012. 13p.

EUROPEAN TECHNICAL ASSESSMENT. **ETA-04/0013**. ETA. p. 13, Dinamarca, 2019.

FERNANDES, F. P. D. **Análise do comportamento em temperatura ambiente e em situação de incêndio de vigas mistas de madeira e concreto sem e com reforço com fibras de vidro**. 2022. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2022.

FERNANDES, F. P. D. **Análise numérica de vigas mistas de madeira e concreto em situação de incêndio**. 2018. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2018. DOI <https://doi.org/10.11606/D.18.2018.tde-18062018-120514>

FERNANDES, F. P. D.; DIAS, A. A.; NETO, J. M. Experimental and numerical analysis on timber-concrete connections with glued reinforcing bars. **Engineering Structures**, v. 277, p. 115437, 2023. DOI <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2022.115437>

FIORELLI, J. **Estudo teórico e experimental de vigas de madeira laminada colada reforçadas com fibra de vidro**. 2005. Tese (Doutorado em Engenharia de Materiais) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2005. DOI <https://doi.org/10.11606/T.88.2005.tde-19072005-110613>

FRAGIACOMO, M.; BATCHELAR, M. Timber Frame Moment Joints with Glued-In Steel Rods. II: Experimental Investigation of Long-Term Performance. **Journal of Structural**

Engineering, v. 138, n. 6, p.802-811, 2012. DOI [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0000517](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000517)

FRANKE, S.; MAGNIÈRE, N. Discussion of testing and evaluation methods for the embedment behaviour of connections. *In: International Network on Timber Engineering Research*, 2014, Bath. **Proceedings** [...]. Bath: INTER, 2014.

GARCIA, A. B.; ITAGAKI, N. Evaluation of embedding strength on Uruguayan wood to apply the European yield theory for double shear bolted joint. **Journal of Wood Science**, v. 60, n. 1, p. 86-95, 2013. DOI <http://dx.doi.org/10.1007/s10086-013-1372-0>

GAŠPARÍK, M.; KARAMI, E.; KYTKA, T.; DAS, S.; HOUSKA, T. The influence of freezing and heating on the nail withdrawal capacity of Norway spruce and European larch wood. **European Journal of Wood and Wood Products**, v. 81, n. 2, p. 387-398, 2022. DOI <http://dx.doi.org/10.1007/s00107-022-01898-0>

GEČYS, T.; ŠAUČIUVĖNAS, G.; USTINOVICHUS, L.; MIEDZIALOWSKI, C.; SULIK, P. Surface based cohesive behavior implementation for the strength analysis of glued-in threaded rods in Glulam. **Bulletin of the Polish Academy of Sciences: Technical Sciences**, v. 68, n. 5, p.1149-1157, 2020. <http://dx.doi.org/10.24425/bpasts.2020.134665>.

GEHRI, E. Cold-formed steel connectors. *In: BLAß, H. J.; SANDHAAS, C. Timber Engineering: principles for design*. Karlsruhe: Kit Scientific Publishing, 2017. Cap. E8. p. 417-422. ISBN 978-3-7315-0673-7.

GHARIB, M.; HASSANIEH, A.; VALIPOUR, H.; BRADFORD, M. A. Three-dimensional constitutive modelling of arbitrarily orientated timber based on continuum damage mechanics. **Finite Elements in Analysis and Design**, v. 135, p.79-90, 2017. DOI <http://dx.doi.org/10.1016/j.finel.2017.07.008>

GLIŠOVIĆ, I.; STEVANOVIĆ, B.; KOČETOV-MIŠULIĆ, T. Embedment test of wood for dowel-type fasteners. **Wood Research**, v. 57, n. 4, p. 639-650, 2012.

HANNA, D.; TANNERT, T. Glulam connections assembled with screws in different installation angles. **Maderas: Ciencia y Tecnología**, v. 23, p. 1-14, 2021. DOI <http://dx.doi.org/10.4067/s0718-221x2021000100454>

HANSSON, M.; LARSEN, H. J. Recent failures in glulam structures and their causes. **Engineering Failure Analysis**, v. 12, n. 5, p.808-818, 2005. DOI <http://dx.doi.org/10.1016/j.engfailanal.2004.12.020>.

HASSAN, R.; MALEK, N. J. A.; SHAKIMON, M. N.; SALIT, M. S. Parallel Glueline of Withdrawal Capacity for Mengkulang Glulam. **Environment-Behaviour Proceedings Journal**, v. 6, n. SI4, p. 223-231, 2021.

HASSANIEH, A.; VALIPOUR, H. R.; BRADFORD, M. A.; SANDHAAS, C. Modelling of steel-timber composite connections: Validation of finite element model and parametric study. **Engineering Structures**, v. 138, p. 35-49, 2017. DOI <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2017.02.016>

HE, M.; LUO, J.; TAO, D.; LI, Z.; SUN, Y.; HE, G. Rotational behavior of bolted glulam beam-to-column connections with knee brace. **Engineering Structures**, v. 207, p. 110251, 2020. DOI <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2020.110251>

HETTIARACHCHI, M. T. P.; NAWAGAMUWA, A. D. Embedment strength of tropical timber species. **Engineer: Journal of the Institution of Engineers, Sri Lanka**, v. 38, n. 1, p. 39-45, 2005. DOI <http://dx.doi.org/10.4038/engineer.v38i1.7206>

HILL, R. **The mathematical theory of plasticity**. New York: Oxford University Press, 1950. 355 p. ISBN 0-19-850367-9

HILSON, B. O. Joints with nails and staples. *In*: BLAß, H. J.; SANDHAAS, C. **Timber Engineering: principles for design**. Karlsruhe: Kit Scientific Publishing, 2017. Cap. E3. p. 365-374. ISBN 978-3-7315-0673-7.

HUNGER, F.; STEPINAC, M.; RAJČIĆ, V.; KUILEN, J. Pull-compression tests on glued-in metric thread rods parallel to grain in glulam and laminated veneer lumber of different timber species. **European Journal of Wood and Wood Products**, v. 74, n. 3, p. 379-391, 2016. DOI <http://dx.doi.org/10.1007/s00107-015-1001-2>

ICIMOTO, F. H. **Dormentes em Madeira Laminada Colada de *Pinus oocarpa***. 2013. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Materiais) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2013. DOI <https://doi.org/10.11606/D.18.2013.tde-23012014-110222>

ICIMOTO, F. H. **Dormentes de madeira lamelada colada (MLC) reforçados com tecido de fibra de vidro**. 2018. Tese (Doutorado em Engenharia de Materiais) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2018. DOI <https://doi.org/10.11606/T.18.2018.tde-06082018-104852>

INDÚSTRIA BRASILEIRA DE ÁRVORES. **Relatório Anual 2022**. Brasília: IBÁ, 2022. 87 p.

IRAOLA, B.; CABRERO, J. M.; BASTERRECHEA-ARÉVALO, M.; GRACIA, J. A geometrically defined stiffness contact for finite element models of wood joints. **Engineering Structures**, v. 235, p. 112062, 2021. DOI <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2021.112062>

ISSA, C. A.; KMEID, Z. Advanced wood engineering: glulam beams. **Construction and Building Materials**, v. 19, n. 2, p. 99-106, 2005. DOI <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2004.05.013>

JASPART, J. P. General report: session on connections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 55, n. 1, p.69-89, 2000. DOI [http://dx.doi.org/10.1016/s0143-974x\(99\)00078-4](http://dx.doi.org/10.1016/s0143-974x(99)00078-4).

JESUS, J. M. H. **Estudo do adesivo poliuretano à base de mamona em madeira laminada colada (MLC)**. 2000. Tese (Doutorado em Engenharia de Materiais) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2000. DOI <https://doi.org/10.11606/T.88.2016.tde-16092016-161024>

JOHANNNS, F. P. **Avaliação de parâmetros de resistência e de rigidez para o dimensionamento de ligações com parafusos passantes em estruturas de madeira.** 2020. Dissertação (Mestrado em Ciências – Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas)) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2020. DOI <http://dx.doi.org/10.11606/D.18.2020.tde-24032023-153423>

JOHANNNS, F. P.; DIAS, A. A. COMPARAÇÃO ENTRE VALORES EXPERIMENTAIS E TEÓRICOS DA RESISTÊNCIA AO EMBUTIMENTO DA MADEIRA. *In: XVII EBRAMEM – Encontro Brasileiro em Madeiras e em Estruturas de Madeira*, 2021, Florianópolis. **Anais [...]**. Florianópolis: EBRAMEM, 2021.

JOHANSEN, K. W. Theory of timber connections. **International Association for Bridge and Structural Engineering**, v.9, p.249-262, 1949.

JOWAT SE. **Boletim Técnico – Jowapur 681.30**. Novo Hamburgo: Jowat SE, [201-]. 6 p.

KAMKE, F. A.; LEE, J. N. Adhesive penetration in wood – A review. **Wood and Fiber Science**, v. 39, n.2, p. 205-220, 2007.

KÁNNÁR, A.; KARÁCSONYI, Zs.; ANDOR, K.; CSÓKA, L. Analysis of glued-laminated timber structure during five years of outdoor operation. **Construction and Building Materials**, v. 205, p.31-38, 2019. DOI <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.01.234>.

KARAGIANNIS, V.; MÁLAGA-CHUQUITAYPE, C.; ELGHAZOULI, A. Y. Behaviour of hybrid timber beam-to-tubular steel column moment connections. **Engineering Structures**, v. 131, p. 243-263, 2017. DOI <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2016.11.006>

KARAGIANNIS, V.; MÁLAGA-CHUQUITAYPE, C.; ELGHAZOULI, A.Y. Modified foundation modelling of dowel embedment in glulam connections. **Construction and Building Materials**, v.102, p.1168-1179, 2016. DOI <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.09.021>

KENNEDY, S.; SALENIKOVICH, A.; MUNOZ, W.; MOHAMMAD, M.; SATTLER, D. Design equations for embedment strength of wood for threaded fasteners in the Canadian timber design code. *In: WCTE – World Conference on Timber Engineering*, 2014, Quebec City. **Anais [...]**. Quebec City: World Conference on Timber Engineering (WCTE 2014), 2014.

KILDASHTI, K.; ALINOORI, F.; MOSHIRI, F.; SAMALI, B. Computational simulation of light timber framing connections strengthened with self-tapping screws. **Journal of Building Engineering**, v.44, 103003, 2021. DOI <https://doi.org/10.1016/j.jobbe.2021.103003>.

KOMATSU, K.; MORIMOTO, T.; KURUMADA, S.; TANAKA, H.; SHIMIZU, T.; KAWAHARA, S.; AKIYAMA, N.; NAKATANI, M. Development of glulam moment-resisting joint having high initial stiffness, clear yielding moment and rich ductility . *In: WCTE - World Conference on Timber Engineering*, 2018, Seoul. **Anais [...]**. Seoul: World Conference on Timber Engineering 2018 (WCTE 2018), 2018.

LAM, F.; PRION, H. G. L. Engineered Wood Products for Structural Purposes. *In: THELANDERSSON, S.; LARSEN, H. J. Timber Engineering*. West Sussex: John Wiley & Sons, 2003. cap. 6, p. 81-102. ISBN 978-0-470-84469-4

LEHMANN, M.; SCHLEGEL, S.; AMMANN, S.; BEYER, M.; AEHLIG, K.; JUNG, H.; NIEMZ, P. Investigation of the bond quality of semi industrially produced ash glulam. *In: WCTE - World Conference on Timber Engineering, 2016, Vienna. Anais [...]*. Viena: TU-MV Media Verlag GmbH, 2016. p. 616 -621.

LEHRINGER, C.; GABRIEL, J. Review of Recent Research Activities on One-Component PUR-Adhesives for Engineered Wood Products. *In: AICHER, S.; REINHARDT, H. W.; GARRECHT, H. Materials and Joints in Timber Structures: recent developments of technology*. Dordrecht: Springer, 2014. p. 405-420. DOI https://doi.org/10.1007/978-94-007-7811-5_3

LEIJTEN, A.; KÖHLER, J.; JORISSEN, A. Review of Probability Data for Timber Connections with Dowel-type Fasteners. *In: International Council for Research and Innovation in Building and Construction - Working Commission W18 - Timber Structures, 2004, Edinburgh. Proceedings [...]*.Edinburgh: CIB-W18, 2004. CIB-W18/37-7-12.

LING, Z.; LIU, W.; YANG, H.; CHEN, X. Modelling of glued laminated timber joints with glued-in rod considering bond-slip location function. **Engineering Structures**, v. 176, p. 90-102, 2018. DOI <http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.08.098>.

LUSZCZKI, G. E.; CLAPP, J. D.; DAVIDS, W. G.; LOPEZ-ANIDO, R. Withdrawal Capacity of Plain, Annular Shank, and Helical Shank Nail Fasteners in Spruce-Pine-Fir Lumber. **Forest Products Journal**, v. 63, n. 5, p. 213-220, 2013. DOI <https://doi.org/10.13073/FPJ-D-13-00055>

MACÊDO, A. N. **Estudo de emendas dentadas em madeira laminada colada (MLC): avaliação de método de ensaio**. 1996. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1996. DOI <https://doi.org/10.11606/D.18.2018.tde-18052018-210830>

MACÊDO, A. N. **Fadiga de emendas dentadas em madeira laminada colada**. 2000. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2000. DOI <https://doi.org/10.11606/T.18.2018.tde-18052018-202939>

MAHDAVIFAR, V.; SINHA, A.; BARBOSA, A.; MUSZYNSKI, L.; GUPTA, R. Lateral and Withdrawal Capacity of Fasteners on Hybrid Cross-Laminated Timber Panels. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 30, n. 9, 04018226, p. 01-11, 2018. DOI [http://dx.doi.org/10.1061/\(asce\)mt.1943-5533.0002432](http://dx.doi.org/10.1061/(asce)mt.1943-5533.0002432)

MAIA, B. B.; MIOTTO, J. L.; GÓES, J. L. N. Embedding strength of fully-threaded dowel-type fasteners in cross-laminated timber: an experimental study. **Matéria (Rio de Janeiro)**, v. 26, N.3, 2021. DOI <http://dx.doi.org/10.1590/S1517-707620210003.13054>

MALEK, N. J. A.; HASSAN, R.; YONG, A. L. W.; AMARUDDIN, H. I. Perpendicular Glue Line Dowel-Bearing Strength Properties of Mengkulang Glulam. *In: YUSOFF, M.; HAMID,*

N. H. A.; ARSHAD, M. F.; ARSHAD, A. K.; RIDZUAN, A. R. M.; AWANG, H. **InCIEC 2015: Proceedings of the International Civil and Infrastructure Engineering Conference**. Singapore: Springer, 2016. p. 807-817. *E-book*. DOI https://doi.org/10.1007/978-981-10-0155-0_68

MALEKI, S.; NAJAFI, S.; EBRAHIMI, G.; GHOFRANI, M. Withdrawal resistance of screws in structural composite lumber made of poplar (*Populus deltoides*). **Construction and Building Materials**, v. 142, p. 499-505, 2017. DOI <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.03.039>.

MARTINS, G. C. A. **Análise numérica e experimental de vigas de madeira laminada colada em situação de incêndio**. 2016. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2016. DOI <https://doi.org/10.11606/T.18.2016.tde-11102016-111511>

MASCIA, N. T.; BERTOLINE, C. A. A.; BASÁGLIA, C. D.; DONADON, B. F. Numerical analysis of glued laminated timber beams reinforced by Vectran fibers. **Ambiente Construído**, v. 18, n. 3, p. 359-373, 2018. DOI <https://doi.org/10.1590/s1678-86212018000300286>

MIN-JUAN, H; HUI-FEN, L. Comparison of glulam post-to-beam connections reinforced by two different dowel-type fasteners. **Construction and Building Materials**, v. 99, p.99-108, 2015. DOI <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.09.005>.

MIOTTO, J. L. **Estruturas mistas de madeira-concreto: avaliação das vigas de madeira laminada colada reforçadas com fibras de vidro**. 2009. Tese (Doutorado em Ciências – Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas)) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2009. DOI <https://doi.org/10.11606/T.18.2009.tde-15062009-094616>

MOLINA, J. C. **Análise do comportamento dinâmico da ligação formada por barras de aço coladas para tabuleiros mistos de madeira e concreto para pontes**. 2008. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2008. DOI <https://doi.org/10.11606/T.18.2008.tde-04082008-111830>

MOLINA, J. C.; RIBAS JUNIOR, A. S.; CHRISTOFORO, A. L. Embedding strength of Brazilian woods and recommendation for the Brazilian standard. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings**, v. 173, n. 12, p. 948-955, 2020. DOI <http://dx.doi.org/10.1680/jstbu.19.00137>

MOODY, R. C.; HERNANDEZ, R.; LIU, J. Y. Glued Structural Members. *In: Forest Products Laboratory. Wood handbook — wood as an engineering material*. Madison: U. S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, 1999. cap. 11. p. 1-24. DOI <https://doi.org/10.2737/FPL-GTR-113>

MORAES, P. D.; ROGAUME, Y.; BOCQUET, J. F.; TRIBOULOT, P. Influence of temperature on the embedding strength. **Holz Als Roh- Und Werkstoff**, v. 63, n. 4, p. 297-302, 2005. DOI <http://dx.doi.org/10.1007/s00107-004-0568-9>

MUNCH-ANDERSEN, J.; SVENSSON, S. ACCURATE STRENGTH PARAMETERS FOR FASTENERS WITH EXAMPLES FOR RING SHANK NAILS. *In: WCTE – World Conference on Timber Engineering*, 2016, Viena. **Anais [...]**. Viena: TU-MV Media Verlag GmbH, 2016. p. 312-320.

NADIR, Y.; NAGARAJAN, P. The behavior of horizontally glued laminated beams using rubber wood. **Construction and Building Materials**, v. 55, p.398-405, 2014. DOI <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.01.032>.

NATIONAL DESIGN SPECIFICATION. **National Design Specification (NDS) for Wood Construction 2018 Edition**. Leesburg: American Wood Council, 2017. 192 p. ISBN 978-1-940383-42-2.

NEGRÃO, J. H.; BRITO, L. D.; DIAS, A. G.; CALIL JÚNIOR, C.; LAHR, F. R. Numerical and experimental study of small-scale moment-resistant reinforced concrete joints for timber frames. **Construction and Building Materials**, v. 118, p.89-103, 2016. DOI <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.05.036>.

NGUYEN, H. H.; GILBERT, B. P.; MCGAVIN, R. L.; BAILLERES, H.; KARAMPOUR, H. Embedment strength of mixed-species laminated veneer lumbers and cross-banded laminated veneer lumbers. **European Journal of Wood and Wood Products**, v. 78, n. 2, p. 365-386, 2020. DOI <http://dx.doi.org/10.1007/s00107-020-01504-1>

NICOLAS, E. A. **Estudo de critérios de resistência de materiais anisotrópicos aplicados à madeira**. 2006. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) – Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2006.

NOGUCHI, M.; SUGIHARA, H. Studies on Static Withdrawal Resistance of Nail: Effect of Driving Method and Time after Driving. **Wood Research**, n. 25, p. 1-13, 1961.

NOGUEIRA, R. S. **Proposta de um método de ensaio para controle de qualidade na produção de elementos estruturais de MLC e de LVL**. 2017. Dissertação (Mestrado em Ciências – Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas)) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2017. DOI <https://doi.org/10.11606/D.18.2017.tde-22062017-102209>

NOGUEIRA, R. S.; ICIMOTO, F. H.; CALIL JUNIOR, C.; LAHR, F. A. R. Experimental study on full-scale glulam beams manufactured with *Eucalyptus urograndis*. **Maderas. Ciencia y tecnología**, v. 25, n. 5, p. 1-12, 2023. DOI <https://doi.org/10.4067/s0718-221x2023000100405>

NOURI, F.; VALIPOUR, H. R. Moment-rotation model for steel-timber composite connections with slab continuity steel rods. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 173, p. 106257, 2020. DOI <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.106257>

PAVKOVIĆ, K.; RAJČIĆ, V.; HAIMAN, M. Large diameter fastener in locally reinforced and non-reinforced timber loaded perpendicular to grain. **Engineering structures**, v. 74, p. 256-265, 2014. DOI <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2014.05.046>

RACHER, P. Moment-resisting joints. *In*: BLAß, H. J.; SANDHAAS, C. **Timber Engineering: principles for design**. Karlsruhe: Kit Scientific Publishing, 2017. Cap. E14. p. 491-508. ISBN 978-3-7315-0673-7.

RACHER, P. Moment resisting connections. *In*: Blass, H.J.; Aune, P.; Choo, B.S.; Görlacher, R.; Griffiths, D.R.; Hilson, B.O.; Racher, P.; Steck, G. **Timber Engineering – STEP 1**. Almere: Centrum hout, 1995. Cap. C16. p. C16/1-C16/10.

RAMMER, D. R. Fastenings. *In*: ROSS, R. J.; ANDERSON, J. R. **Wood handbook — wood as an engineering material**. Madison: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, 2021. cap. 8. p. 1-28.

RAMMER, D. R. Parallel-to-grain dowel-bearing strength of two Guatemalan hardwoods. **Forest products journal**, v. 49, n. 6, p. 77-87, 1999.

RAMMER, D. R.; MENDEZ, A. M. Withdrawal strength of bright and galvanized annular threaded nails. **Frame Building News**, p. 59-67, Abril, 2008.

RAMMER, D. R.; WINISTORFER, S. G. Effect of moisture content on dowel-bearing strength. **Wood and fiber science**, v. 33, n. 1, p. 126-139, 2001.

RAMMER, D. R.; WINISTORFER, S. G.; BENDER, D. A. Withdrawal Strength of Threaded Nails. **Journal of Structural Engineering**, v. 127, n. 4, p. 442-449, 2001. DOI [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(2001\)127:4\(442\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2001)127:4(442)).

RINGHOFER, A.; BRANDNER, R.; SCHICKHOFER, G. Withdrawal resistance of self-tapping screws in unidirectional and orthogonal layered timber products. **Materials and Structures**, v. 48, n. 5, p. 1435-1447, 2013. DOI <http://dx.doi.org/10.1617/s11527-013-0244-9>.

ROTHOBLAAS. **Chapas e conectores para madeira: edifícios, estruturas e exterior**. Itália: Rothoblaas, 2019. 573 p.

SALEM, S.; PETRYCKI, A. Experimental testing of wood-steel-wood moment-resisting bolted connections. *In*: WCTE – World Conference on Timber Engineering, 2016, Viena. **Anais [...]**. Viena: TU-MV Media Verlag GmbH, 2016. p. 4761-4768.

SANDHAAS, C.; GÖRLACHER, R. Analysis of nail properties for joint design. **Engineering Structures**, v. 173, p. 231-240, 2018. DOI <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.06.071>

SANDHAAS, C.; RAVENSHORST, G. J. P.; BLASS, H. J.; VAN DE KUILEN, J. W. G. Embedment tests parallel-to-grain and ductility aspects using various wood species. **European Journal of Wood and Wood Products**, v. 71, n. 5, p. 599-608, 2013. DOI <http://dx.doi.org/10.1007/s00107-013-0718-z>

SANTANA, C. L. O. **Análise não-linear de pórticos planos de madeira com ligações semi-rígidas**. 2002. Tese (Doutorado em Engenharia Agrícola) – Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2002. DOI <https://doi.org/10.47749/T/UNICAMP.2002.280469>

SAWATA, K.; YASUMURA, M. Determination of embedding strength of wood for dowel-type fasteners. **Journal of Wood Science**, v. 48, n. 2, p. 138-146, 2002. DOI <http://dx.doi.org/10.1007/bf00767291>

SCHWEIGLER, M.; BADER, T. K.; HOCHREINER, G.; UNGER, G.; EBERHARDSTEINER, J. Load-to-grain angle dependence of the embedment behavior of dowel-type fasteners in laminated veneer lumber. **Construction and Building Materials**, v. 126, p. 1020-1033, 2016. DOI <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.09.051>

SCHWEIGLER, M.; LEMAÎTRE, R.; SHEHADEH, Z.; BADER, T. K. Moisture and Assembly History Effects on Embedment Properties of Steel Dowels in Spruce and Birch Loaded in Grain Direction. *In: WCTE - World Conference on Timber Engineering, 2023, Oslo. Anais [...]. Oslo: World Conference on Timber Engineering 2023 (WCTE 2023), 2023.* p. 1146-1153. DOI <https://doi.org/10.52202/069179-0157>

SERRANO, E. Mechanical Performance and Modelling of Glulam. *In: THELANDERSSON, S.; LARSEN, H. J. Timber Engineering.* West Sussex: John Wiley & Sons, 2003. cap. 5. p. 67-80. ISBN 978-0-470-84469-4

SHU, Z.; LI, Z.; YU, X.; ZHANG, J.; HE, M. Rotational performance of glulam bolted joints: Experimental investigation and analytical approach. **Construction and Building Materials**, v.213, p.675-695, 2019. DOI <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.03.002>

SILVA, M. L. J. S.; LOBO, M. V. F.; CUNHA, R. D. A.; CÉSAR, S. F. Viabilidade do uso de madeira clonal de *Eucalyptus urophylla* de rápido crescimento para produção de madeira lamelada colada (MLC) com adesivo poliuretano à base de mamona. **Matéria (Rio de Janeiro)**, v. 28, n. 2, 2023. DOI <https://doi.org/10.1590/1517-7076-RMAT-2023-0073>

SKULTETI, M. J.; BENDER, D. A.; WINISTORFER, S. G.; POLLOCK, D. G. Withdrawal strength of ring-shank nails embedded in southern pine lumber. **Transactions of the ASAE**, v. 40, n. 2, p. 451-456, 1997.

STAMATO, G. C. **Ligações em estruturas de madeira compostas por chapas de madeira compensada.** 2002. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2002. DOI <https://doi.org/10.11606/T.18.2016.tde-03062016-100611>

STAMATOPOULOS, H.; MALO, K. A. Withdrawal capacity of threaded rods embedded in timber elements. **Construction and Building Materials**, v. 94, p. 387-397, 2015. DOI <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.07.067>

STAMATOPOULOS, H.; MALO, K. A. Withdrawal stiffness of threaded rods embedded in timber elements. **Construction and Building Materials**, v. 116, p. 263-272, 2016. DOI <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.04.144>

STARK, N. M.; CAI, Z.; CARLL, C. Wood-Based Composite Materials: Panel Products, Glued-Laminated Timber, Structural Composite Lumber, and Wood-Nonwood Composite Materials. *In: ROSS, R. J. Wood handbook — wood as an engineering material.* Madison: U. S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, 2010. cap. 11. p. 1-28. DOI <https://doi.org/10.2737/FPL-GTR-190>

TAGHIYARI, H.; GHOLAMIYAN, H.; KARIMI, A. Effects of Heat-Treatment on Screw and Nail Withdrawal Resistance of Nanosilver-Impregnated and Untreated Solid Woods. **Current Nanoscience**, v. 8, n. 4, p. 637-642, 2012. DOI <http://dx.doi.org/10.2174/157341312801784357>

TAKANASHI, R.; SAWATA, K.; SASAKI, Y.; KOIZUMI, A. Withdrawal strength of nailed joints with decay degradation of wood and nail corrosion. **Journal of Wood Science**, v. 63, n. 2, p. 192-198, 2016. DOI <http://dx.doi.org/10.1007/s10086-016-1600-5>

TEREZO, R. F.; SZÜCS, C. A. Análise de desempenho de vigas em madeira laminada colada de paricá (*Schizolobium amazonicum* Huber ex. Ducke). **Scientia Forestalis**, v. 38, n. 87, p. 471-480, 2010. DOI

TRAN, V.; OUDJENE, M.; MÉAUSOONE, P. Experimental investigation on full-scale glued oak solid timber beams for structural bearing capacity. **Construction and Building Materials**, v.123, p.365-371, 2016. DOI <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.07.002>

TUHKANEN, E.; MÖLDER, J.; SCHICKHOFER, G. Influence of number of layers on embedment strength of dowel-type connections for glulam and cross-laminated timber. **Engineering Structures**, v. 176, p. 361-368, 2018. DOI <http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.09.005>

VAN BLOKLAND, J.; FLORISSON, S.; SCHWEIGLER, M.; EKEVID, T.; BADER, T. K.; ADAMOPOULOS, S. Embedment properties of thermally modified spruce timber with dowel-type fasteners. **Construction and Building Materials**, v. 313, p. 125517, 2021. DOI <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.125517>

WANG, M.; SONG, X; GU, X.; ZHANG, Y.; LUO, L. Rotational Behavior of Bolted Beam-to-Column Connections with Locally Cross-Laminated Glulam. **Journal of Structural Engineering**, v. 141, n. 4, p.1-7, 2015. DOI [http://dx.doi.org/10.1061/\(asce\)st.1943-541x.0001035](http://dx.doi.org/10.1061/(asce)st.1943-541x.0001035)

WANG, M.; SONG, X; GU, X.; TANG, J. Bolted glulam beam-column connections under different combinations of shear and bending. **Engineering Structures**, v. 181, p.281-292, 2019. DOI <http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.12.024>

WANG, Y.; WANG, T.; CROCETTI, R.; SCHWEIGLER, M.; WÄLINDER, M. Embedment behavior of dowel-type fasteners in birch plywood: influence of load-to-face grain angle, test set-up, fastener diameter, and acetylation. **Construction and Building Materials**, v. 384, p. 131440, 2023. DOI <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.131440>

WERNER, H.; SIEBERT, W. Neue Untersuchungen mit Nägeln für den Holzbau. **Holz als Roh- und Werkstoff**, v. 49, n. 5, p. 191-198, 1991. DOI <https://doi.org/10.1007/BF02613269>

WHALE, L. R. J.; SMITH, I. The derivation of design clauses for nailed and bolted joints in Eurocode 5. *In: International Council for Building Research Studies and Documentation - Working Commission W18 - Timber Structures*, 1986, Florence. **Proceedings** [...].Florence: CIB-W18, 1986. CIB-W18/19-7-6.

XU, B.; JING, C.; BOUCHAÏR, A. Experimental analysis of the influence of the fastener type on the embedment strength parallel to the grain in glued laminated timber. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 33, n. 2, p. 06020023-1-06020023-7, 2021. DOI [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0003599](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0003599)

XU, B.; TAAZOUNT, M.; BOUCHAÏR, A.; RACHER, P. Numerical 3D finite element modelling and experimental tests for dowel-type timber joints. **Construction and Building Materials**, v.23, n.9, p.3043-3052, 2009. DOI <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2009.04.006>

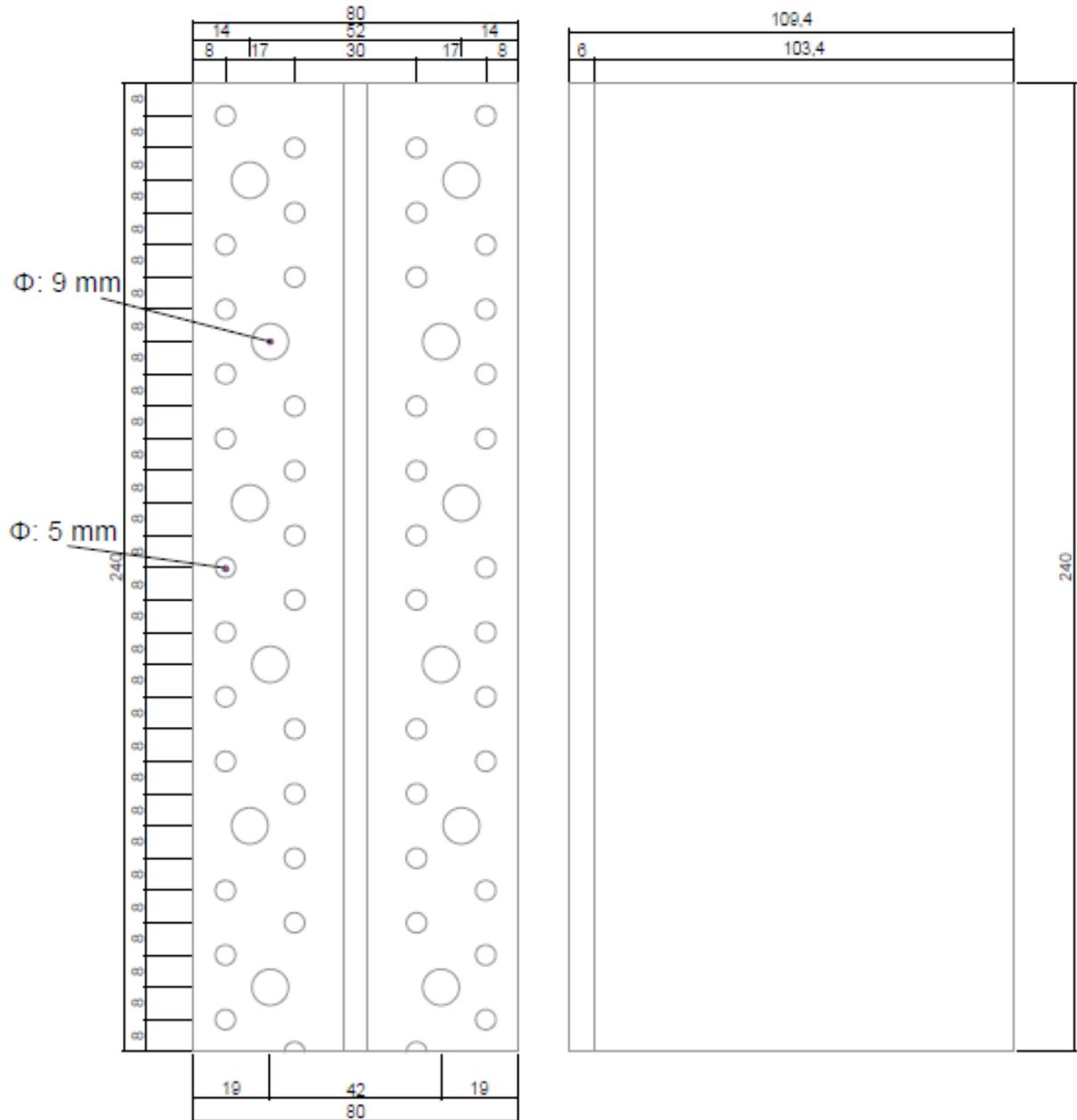
ZANGIÁCOMO, A. L. **Emprego de espécies tropicais alternativas na produção de elementos estruturais de madeira laminada colada**. 2003. Dissertação (Mestrado em Ciências – Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas)) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2003. DOI <https://doi.org/10.11606/D.18.2003.tde-26052006-150001>

ZHANG, C.; GUO, H.; JUNG, K.; HARRIS, R.; CHANG, W. Using self-tapping screw to reinforce dowel-type connection in a timber portal frame. **Engineering Structures**, v. 178, p.656-664, 2019. DOI <http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.10.066>.

ZITTO, M. A. S.; KÖHLER, J.; PITER, J. C. Embedding strength in joints of fast-growing Argentinean Eucalyptus grandis with dowel-type fasteners. Analysis according to the criterion adopted by European standards. **European Journal of Wood and Wood Products**, v. 70, n. 4, p. 433-440, 2012. DOI <http://dx.doi.org/10.1007/s00107-011-0572-9>

APÊNDICE A– DIMENSÕES GEOMÉTRICAS DO PERFIL ALUMIDI

Figura Apêndice A.1 – Dimensões geométricas em mm do perfil AluMIDI



APÊNDICE B – DISPOSIÇÃO DA FIXAÇÃO DO PERFIL ALUMIDI NOS PILARES

Figura Apêndice B.1 – Disposição da fixação do perfil AlumIDI nos pilares *Eucalyptus grandis* (dimensões em mm)

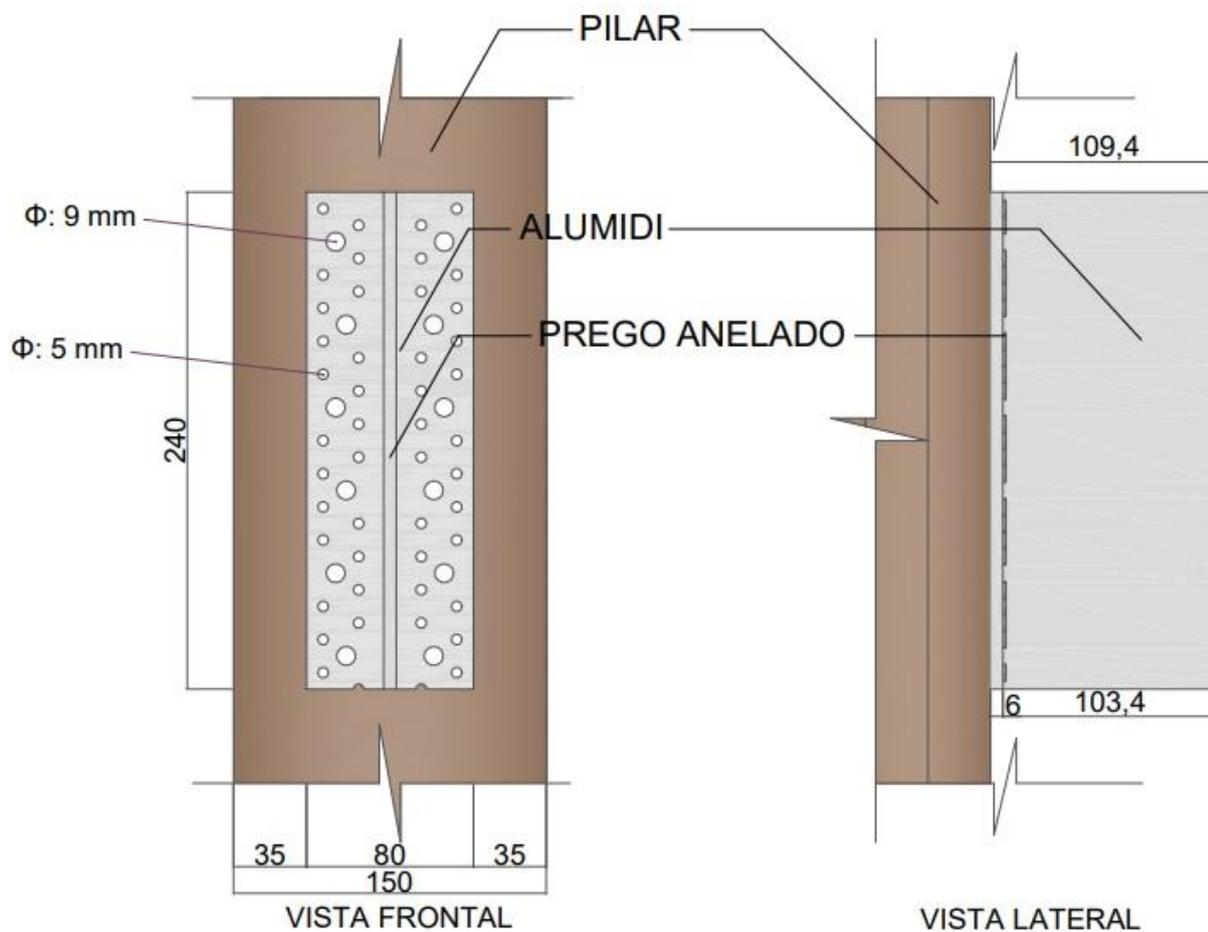
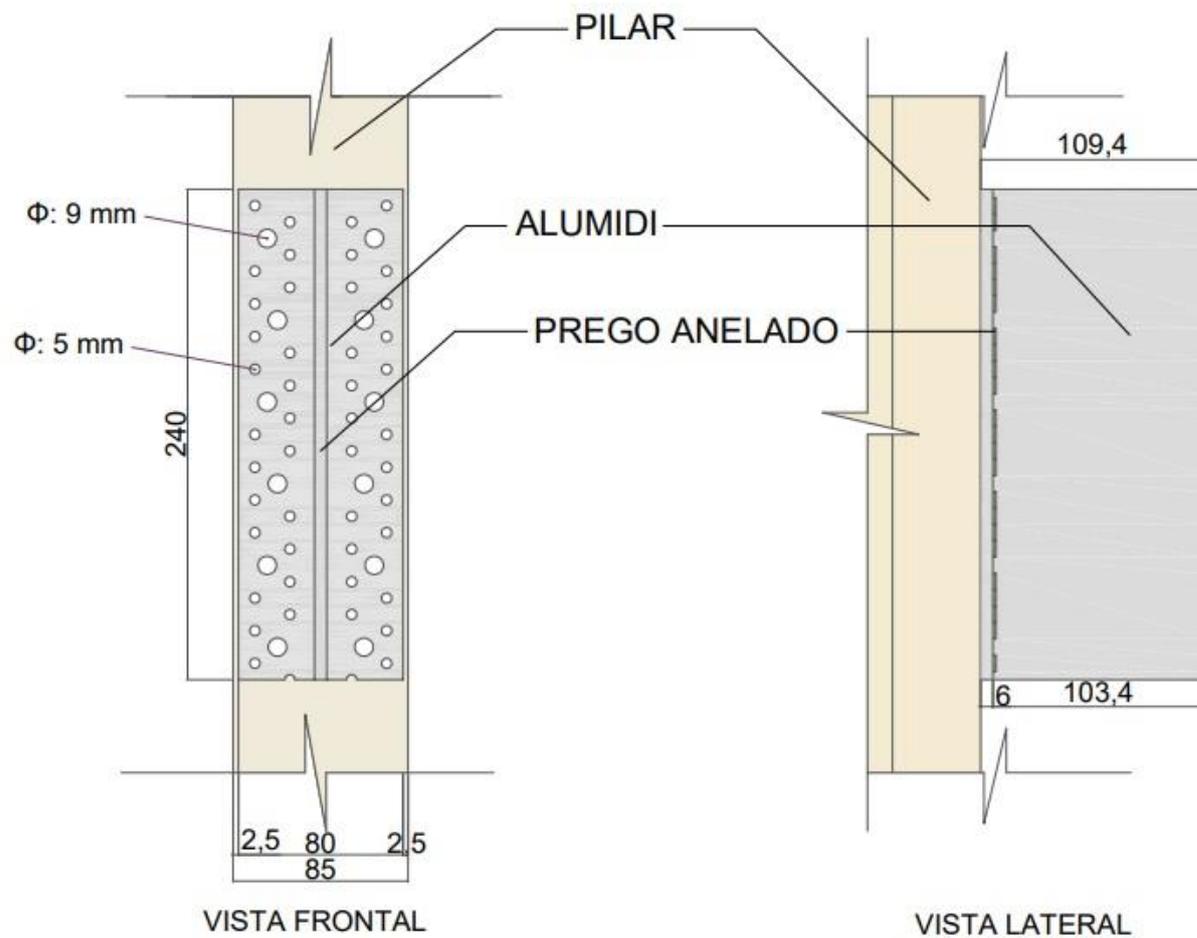


Figura Apêndice B.2 – Disposição da fixação do perfil AluMIDI nos pilares *Pinus* spp. (dimensões em mm)



APÊNDICE C – DETALHE CONSTRUTIVO DO NÓ DE PÓRTICO DE MLC

Figura Apêndice C.1 – Detalhe do configuração do nó de pórtico *Eucalyptus grandis* após a montagem (dimensões em mm)

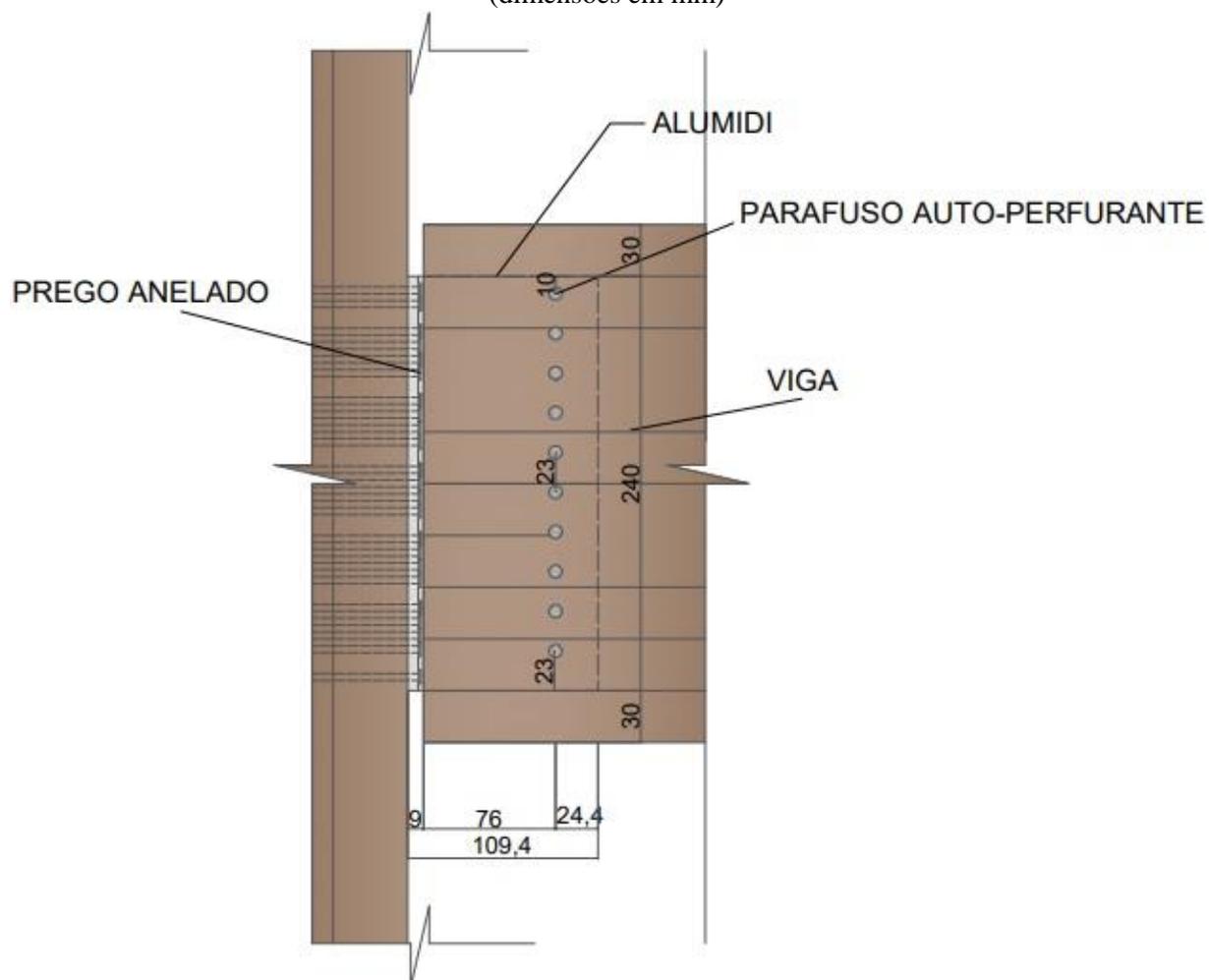
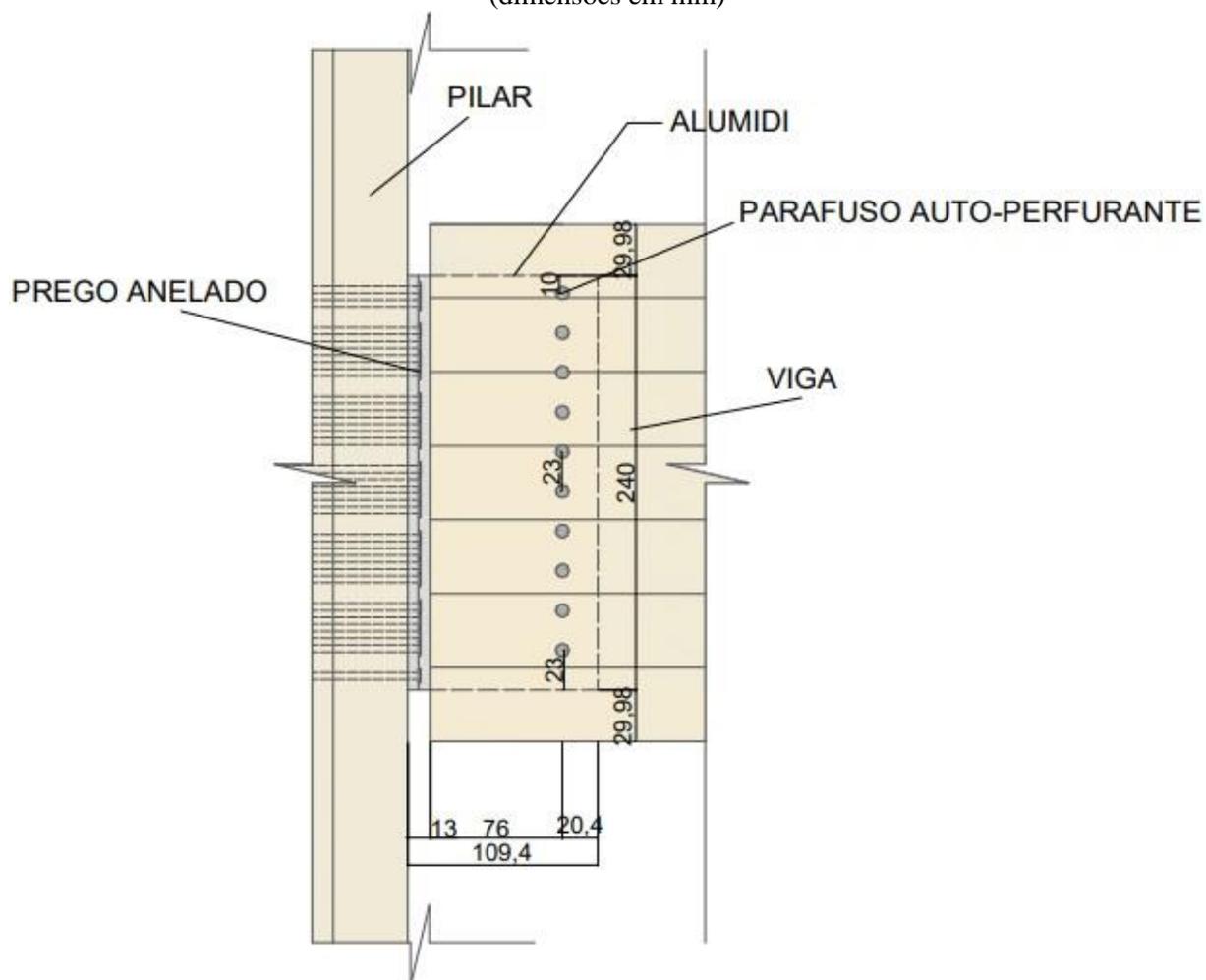
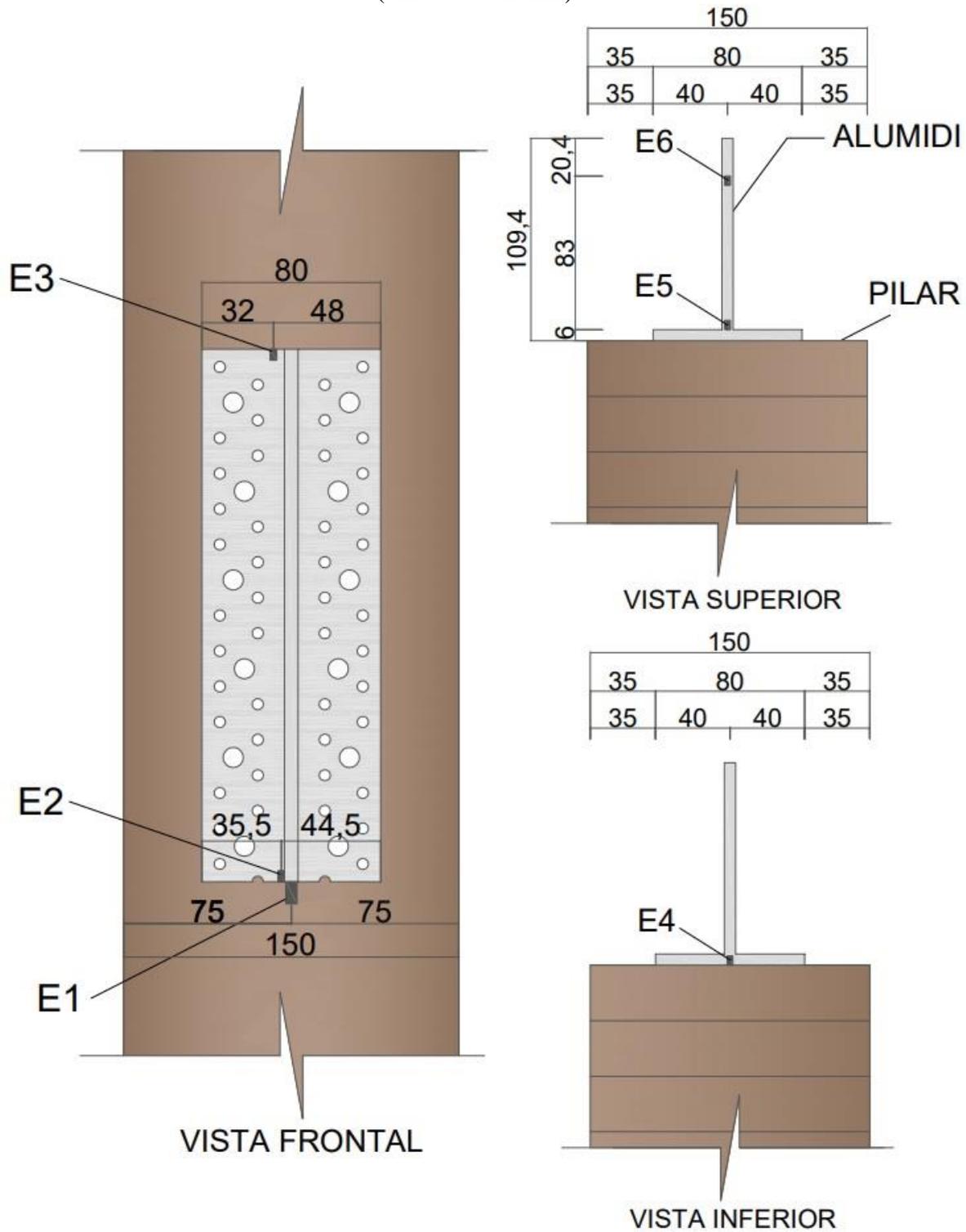


Figura Apêndice C.2 – Detalhe do configuração do nó de pórtico *Pinus spp.* após a montagem (dimensões em mm)



APÊNDICE D – DETALHE DO POSICIONAMENTO DOS EXTENSÔMETROS

Figura Apêndice D.1 – Vistas do posicionamento dos extensômetros no perfil de alumínio e no pilar (dimensões em mm)



APÊNDICE E – CURVA NUMÉRICA E EXPERIMENTAL DA FORÇA VERSUS DESLOCAMENTO VERTICAL DOS LVDT'S

Figura Apêndice E.1 – Curvas numérica e experimentais da força versus deslocamento da viga na posição do LVDT 3 para os pórticos de MLC de (a) *Eucalyptus grandis* e de (b) *Pinus spp.*

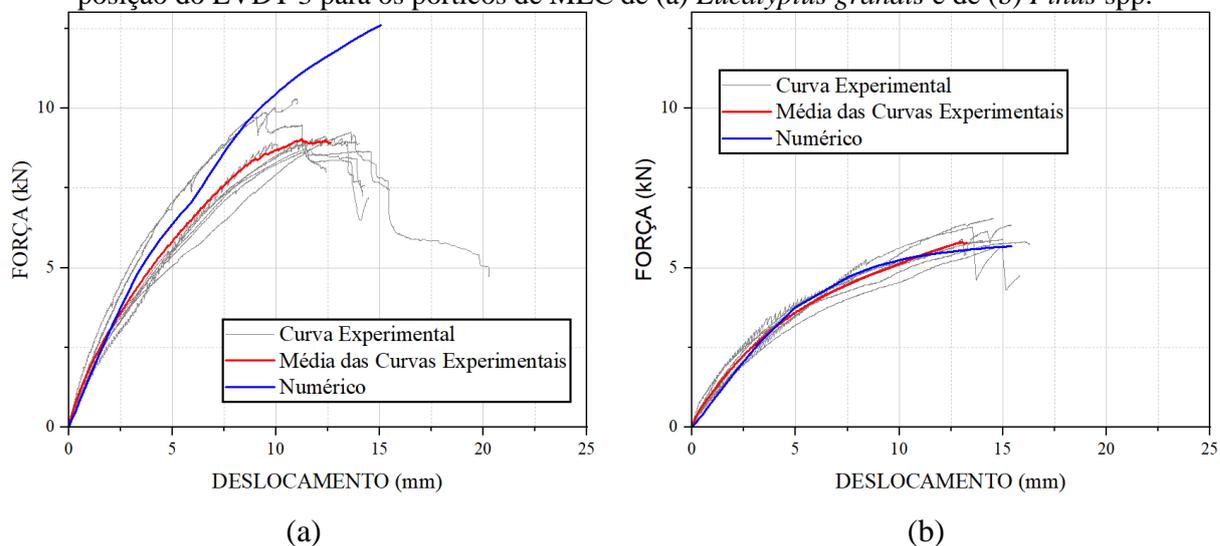


Figura Apêndice E.2 – Curvas numérica e experimentais da força versus deslocamento da viga na posição do LVDT 4 para os pórticos de MLC de (a) *Eucalyptus grandis* e de (b) *Pinus spp.*

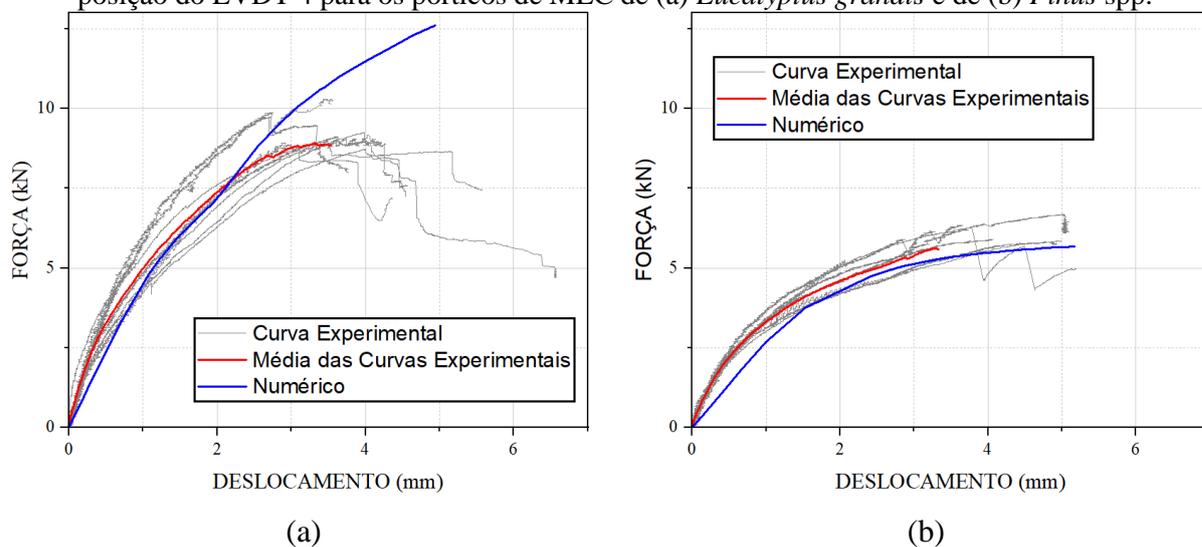
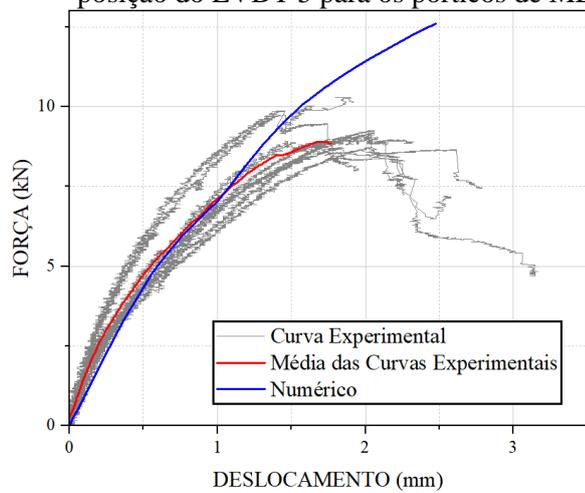
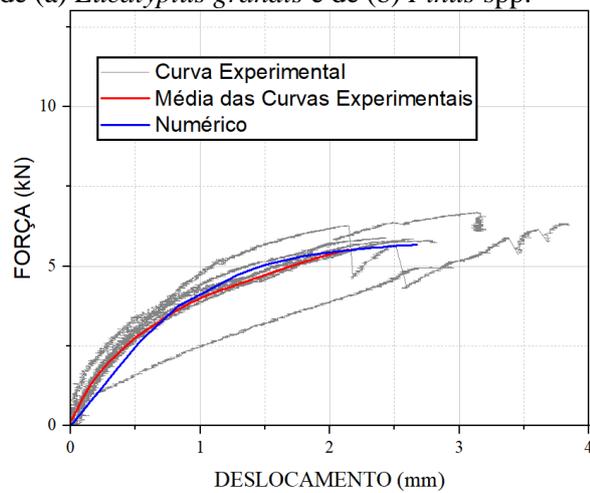


Figura Apêndice E.3 – Curvas numérica e experimentais da força versus deslocamento da viga na posição do LVDT 5 para os pórticos de MLC de (a) *Eucalyptus grandis* e de (b) *Pinus spp.*



(a)



(b)

APÊNDICE F – CURVA NUMÉRICA E EXPERIMENTAL DA FORÇA VERSUS DEFORMAÇÃO DOS EXTENSÔMETROS

Figura Apêndice F.1 – Curvas numérica e experimentais da força versus deformação do extensômetro E2 na mesa do perfil de alumínio para os pórticos de MLC de (a) *Eucalyptus grandis* e de (b) *Pinus* spp.

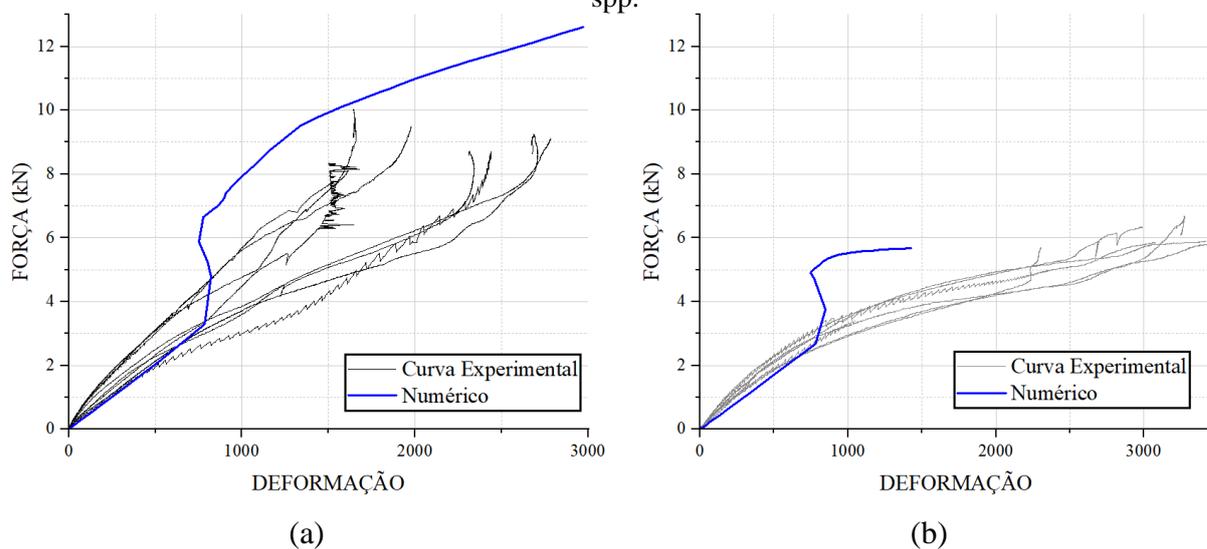


Figura Apêndice F.2 - Curvas numérica e experimentais da força versus deformação do extensômetro E4 na alma do perfil de alumínio para os pórticos de MLC de (a) *Eucalyptus grandis* e de (b) *Pinus* spp.

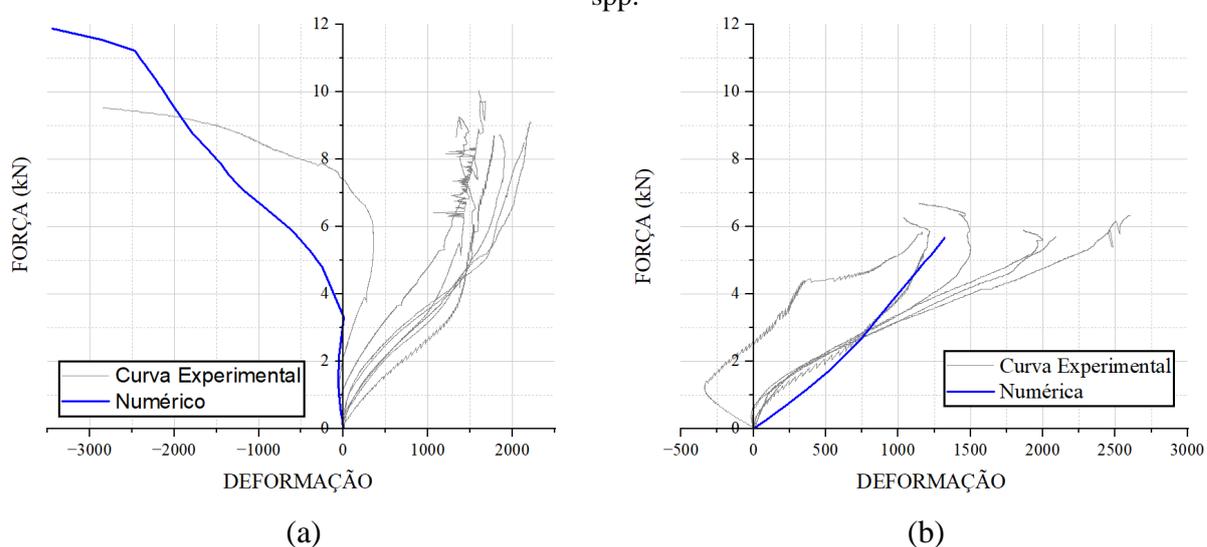
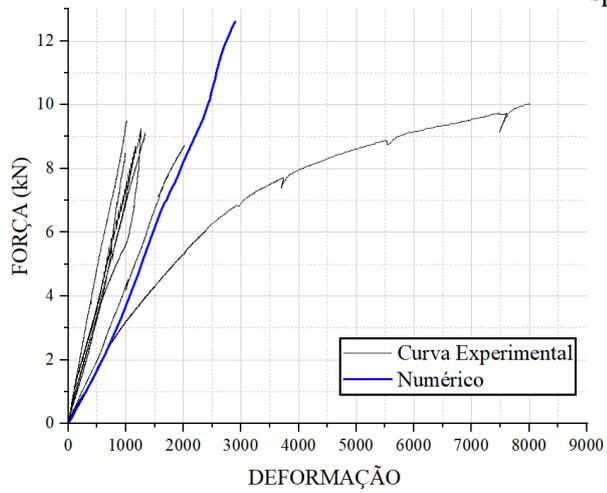
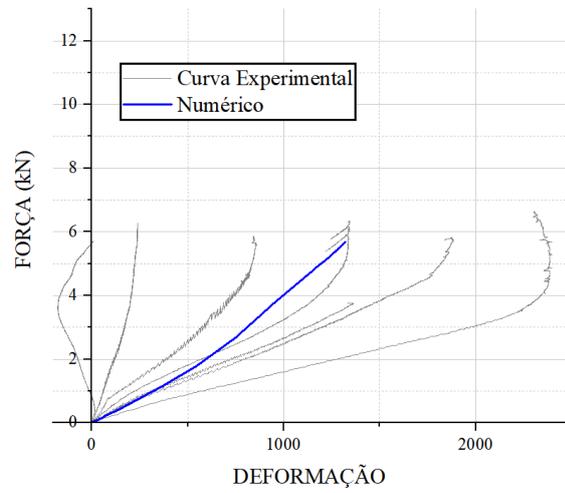


Figura Apêndice F.3 - Curvas numérica e experimentais da força versus deformação do extensômetro E6 na alma do perfil de alumínio para os pórticos de MLC de (a) *Eucalyptus grandis* e de (b) *Pinus spp.*



(a)

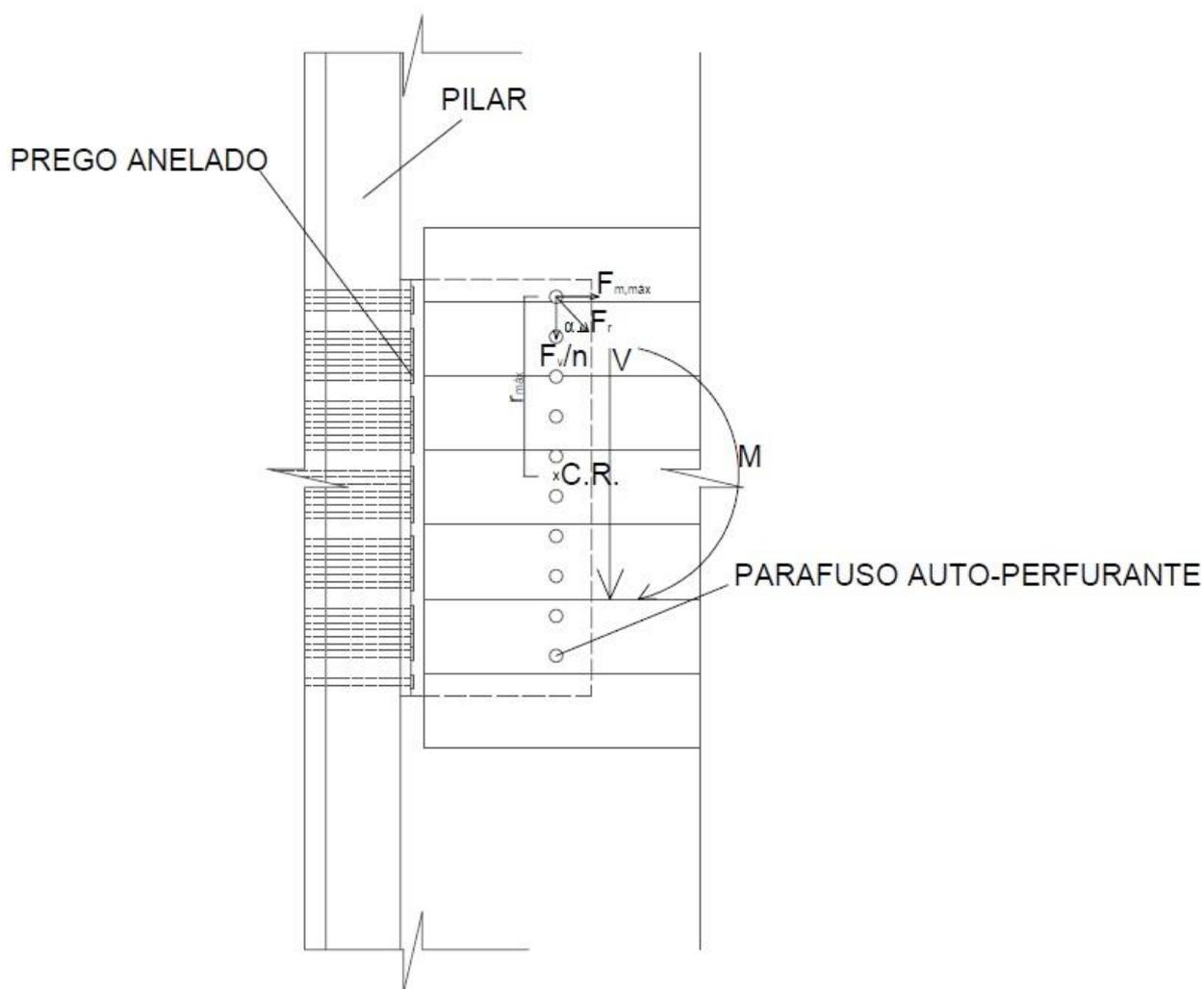


(b)

APÊNDICE G – VERIFICAÇÃO DA CAPACIDADE DE CARGA DA LINHA DE PARAFUSOS AUTO-PERFURANTES

A força máxima na extremidade da viga que a linha de parafusos auto-perfurantes consegue suportar é dimensionada nesse Apêndice G fundamentada na teoria apresentada no Capítulo 3. As forças solicitantes atuantes na linha dos parafusos auto-perfurantes e no parafuso mais solicitado está apresentado na Figura Apêndice G.1.

Figura Apêndice G.1 – Forças atuantes na linha dos parafusos auto-perfurantes e no parafuso mais solicitado



O ângulo da força resultante (F_r) no parafuso mais distante em relação às fibras da madeira foi determinado pela Equação G.1

$$tg\alpha = \left(\frac{F_v}{n.F_{m,máx}} \right) \quad (G.1)$$

Substituindo a Equação 3.5 na Equação G.1, obtêm-se:

$$\alpha = arctg \left(\frac{F_v \cdot \sum_{i=1}^n r_i^2}{n.M.r_{máx}} \right) = arctg \left(\frac{\sum_{i=1}^n r_i^2}{n.a.r_{máx}} \right) \quad (G.2)$$

Dessa maneira, o ângulo entre a força resultante no parafuso mais distante e às fibras da madeira para os pórticos de MLC usados no programa experimental equivale a:

$$\alpha = arctg \left(\frac{2 \cdot (0,1035^2 + 0,0805^2 + 0,0575^2 + 0,0345^2 + 0,0115^2)}{10,1,124,0,1035} \right) \approx 2,15 \text{ graus} \quad (G.3)$$

A determinação da força resultante no parafuso mais solicitado é calculada pela a soma dos vetores das forças oriundas do momento fletor e da força cortante:

$$F_r^2 = F_{m,máx}^2 + \left(\frac{F_v}{n} \right)^2 \quad (G.4)$$

Substituindo a Equação 3.5 na Equação G.4, obtêm-se:

$$F_r^2 = \left(\frac{M.r_{máx}}{\sum_{i=1}^n r_i^2} \right)^2 + \left(\frac{F_v}{n} \right)^2 = \left(\frac{F_v.a.r_{máx}}{\sum_{i=1}^n r_i^2} \right)^2 + \left(\frac{F_v}{n} \right)^2 \quad (G.5)$$

G.1 Determinação da força característica máxima do parafuso auto-perfurante mais solicitado no pórtico de MLC de *Pinus* spp.

A resistência ao embutimento paralelo às fibras da MLC de *Pinus* spp. foi calculada por meio da equação obtida pela regressão linear da seção 9.2.2.

$$f_{e0,k} = 0,083\rho_k - 14,33 = 0,083.367,32 - 14,33 = 16,16 \text{ MPa} \quad (\text{G.6})$$

A constante k_{90} para a madeira de *Pinus* spp. foi determinada por meio da Equação 5.7:

$$k_{90} = 1,35 + 0,015 \cdot d = 1,35 + 0,015 \cdot 7,5 = 1,4625 \quad (\text{G.7})$$

Dessa maneira, a resistência ao embutimento inclinado a fibras pode ser calculada com a substituição das Equações G.6 e G.7 na Equação 5.5:

$$f_{e2,15^\circ,k} = \frac{f_{e0,k}}{(k_{90} \cdot \text{sen}^2 \alpha + \text{cos}^2 \alpha)} = \frac{16,16}{(1,4625 \cdot \text{sen}^2(2,15^\circ) + \text{cos}^2(2,15^\circ))} = 16,15 \text{ MPa} \quad (\text{G.8})$$

A força característica de cada parafuso auto-perfurante por plano de corte é calculada por meio das equações disponíveis na ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a), Equações 3.16 a 3.18. Desconsiderando a parcela da força de arrancamento, obtêm-se a força característica:

$$F_{v,Rk} = f_{e2,15^\circ,k} \cdot t_1 \cdot d = 16,15 \cdot 38,67,5 = 4675,43 \text{ N} \quad (\text{G.9})$$

$$F_{v,Rk} = f_{e2,15^\circ,k} \cdot t_1 \cdot d \left[\sqrt{2 + \frac{4 \cdot M_{y,Rk}}{f_{e2,15^\circ,k} \cdot d \cdot t_1^2}} - 1 \right] = 16,15 \cdot 38,67,5 \left[\sqrt{2 + \frac{4 \cdot 42000}{16,15 \cdot 7,5 \cdot 38,6^2}} - 1 \right] = 3328,84 \text{ N} \quad (\text{G.10})$$

$$F_{v,Rk} = 2,3 \left[\sqrt{M_{y,Rk} \cdot f_{e2,15^\circ,k} \cdot d} \right] = 2,3 \left[\sqrt{42000 \cdot 16,15 \cdot 7,5} \right] = 5187,63 \text{ N} \quad (\text{G.11})$$

Como existem dois plano de cortes, a força característica em cada parafuso auto-perfurante é obtida por:

$$F_r = 2.3328,84 = 6657,68 \text{ N} \quad (\text{G.12})$$

Dessa maneira, a força máxima que pode ser aplicada na extremidade do pórtico de MLC é determinada substituindo o resultado da Equação G.12 na Equação G.5 para a MLC de *Pinus* spp. Cabe destacar que o efeito de grupo foi desconsiderado nesse cálculo.

$$(6657,68)^2 = \left(\frac{F_v \cdot 1,124 \cdot 0,1035}{2 \cdot (0,1035^2 + 0,0805^2 + 0,0575^2 + 0,0345^2 + 0,0115^2)} \right)^2 + \left(\frac{F_v}{10} \right)^2 \quad (\text{G.13})$$

$$F_{v,k} = 2495,86 \text{ N} \approx 2,5 \text{ kN} \quad (\text{G.14})$$

G.2 Determinação da força característica máxima do parafuso auto-perfurante mais solicitado no pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis*

A resistência ao embutimento paralelo às fibras da MLC de *Eucalyptus grandis* foi calculada por meio da equação obtida pela regressão linear da seção 9.2.2.

$$f_{e0,k} = 0,083\rho_k - 14,33 = 0,083 \cdot 532,95 - 14,33 = 29,90 \text{ MPa} \quad (\text{G.15})$$

A constante k_{90} para a madeira de *Eucalyptus grandis* foi determinada por meio da Equação 5.7:

$$k_{90} = 0,90 + 0,015 \cdot d = 0,90 + 0,015 \cdot 7,5 = 1,0125 \quad (\text{G.16})$$

Dessa maneira, a resistência ao embutimento inclinado a fibras pode ser calculada com a substituição das Equações G.15 e G.16 na Equação 5.5:

$$f_{e2,15^\circ,k} = \frac{f_{e0,k}}{(k_{90} \cdot \text{sen}^2 \alpha + \text{cos}^2 \alpha)} = \frac{29,90}{(1,0125 \cdot \text{sen}^2(2,15^\circ) + \text{cos}^2(2,15^\circ))} = 29,90 \text{ MPa} \quad (\text{G.17})$$

A força característica de cada parafuso auto-perfurante por plano de corte é calculada por meio das equações disponíveis na ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a), Equações 3.16 a 3.18. Desconsiderando a parcela da força de arrancamento, obtêm-se a força característica:

$$F_{v,Rk} = f_{e2,15^\circ,k} \cdot t_1 \cdot d = 29,90.71.7,5 = 15921,75 \text{ N} \quad (\text{G.18})$$

$$F_{v,Rk} = f_{e2,15^\circ,k} \cdot t_1 \cdot d \left[\sqrt{2 + \frac{4 \cdot M_{y,Rk}}{f_{e2,15^\circ,k} \cdot d \cdot t_1^2}} - 1 \right] = 29,90.71.7,5 \left[\sqrt{2 + \frac{4.42000}{29,90.7,5.71^2}} - 1 \right] = 7416,59 \text{ N} \quad (\text{G.19})$$

$$F_{v,Rk} = 2,3 \left[\sqrt{M_{y,Rk} \cdot f_{e2,15^\circ,k} \cdot d} \right] = 2,3 \left[\sqrt{42000.29,90.7,5} \right] = 7058,60 \text{ N} \quad (\text{G.20})$$

Como existem dois cortes de plano, a força característica em cada parafuso auto-perfurante é obtida por:

$$F_r = 2.7058,60 = 14117,2 \text{ N} \quad (\text{G.21})$$

Dessa maneira, a força máxima que pode ser aplicada na extremidade do pórtico de MLC é determinada substituindo o resultado da Equação G.21 na Equação G.5 para a MLC de *Eucalyptus grandis*. Cabe destacar que o efeito de grupo foi desconsiderado nesse cálculo.

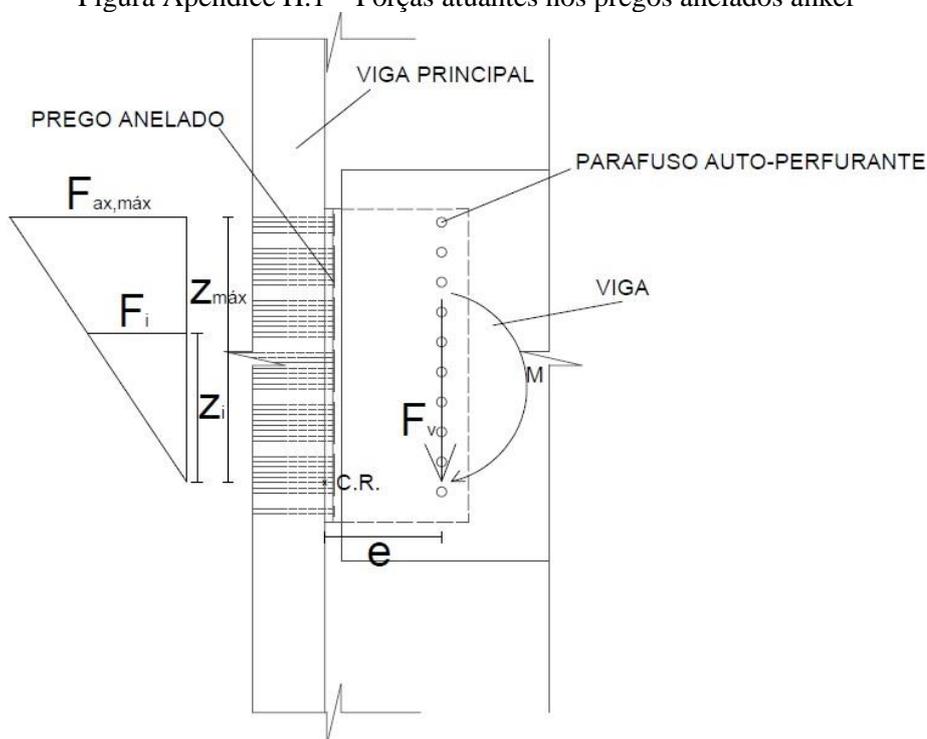
$$(14117,2)^2 = \left(\frac{F_v \cdot 1,124 \cdot 0,1035}{2 \cdot (0,1035^2 + 0,0805^2 + 0,0575^2 + 0,0345^2 + 0,0115^2)} \right)^2 + \left(\frac{F_v}{10} \right)^2 \quad (\text{G.22})$$

$$F_{v,k} = 5292,32 \text{ N} \approx 5,3 \text{ kN} \quad (\text{G.23})$$

APÊNDICE H – VERIFICAÇÃO DA CAPACIDADE DE CARGA DOS PREGOS ANELADOS ANKER

A força máxima aplicada na extremidade da viga que o prego anelado anker mais solicitado da ligação de alumínio consegue suportar é dimensionada nesse Apêndice H. A metodologia apresentada aqui é baseada na dedução apresentada na seção 3.2.1. A solicitação dos pregos conectados no pilar em relação ao momento fletor proveniente da excentricidade da força cortante da viga e do momento fletor está apresentada na Figura Apêndice H.1.

Figura Apêndice H.1 – Forças atuantes nos pregos anelados anker



O equilíbrio do momento fletor no centro de gravidade da ligação pregada pode ser expressa a partir da Equação H.1.

$$\sum_{i=1}^n M = F_v \cdot e + F_v \cdot a - \sum_{i=1}^n F_i \cdot z_i = 0 \quad (\text{H.1})$$

Como pode ser verificado na Figura Apêndice H.1, o prego mais distante do centro de gravidade da ligação é o mais solicitado pela força de arrancamento. Em vista disso, com a semelhança de triângulo do carregamento atuante em cada prego, tem-se que:

$$\frac{F_{ax,m\acute{a}x}}{F_i} = \frac{z_{m\acute{a}x}}{z_i} \rightarrow F_i = \frac{F_{ax,m\acute{a}x} \cdot z_i}{z_{m\acute{a}x}} \quad (\text{H.2})$$

Substituindo a Equação H.2 na Equação H.1, obtém-se:

$$\sum_{i=1}^n \frac{F_{ax,m\acute{a}x} \cdot z_i}{z_{m\acute{a}x}} \cdot z_i = F_v \cdot e + F_v \cdot a \rightarrow F_{ax,m\acute{a}x} = \frac{F_v \cdot (e + a) \cdot z_{m\acute{a}x}}{\sum_{i=1}^n z_i^2} \quad (\text{H.3})$$

Substituindo a Equação H.3 na Equação 3.13, obtém-se:

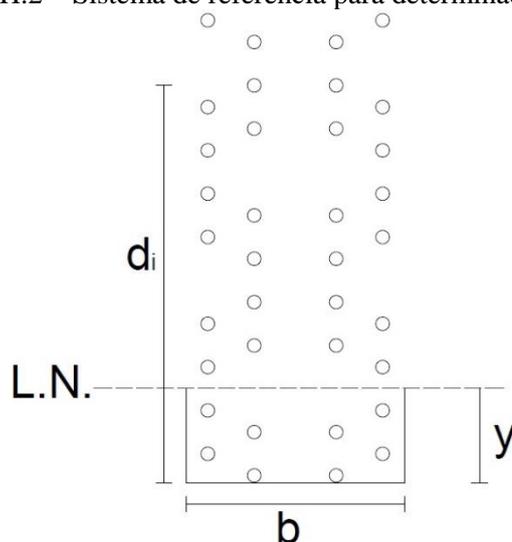
$$\left(\frac{\frac{F_v \cdot (e + a) \cdot z_{m\acute{a}x}}{\sum_{i=1}^n z_i^2}}{F_{ax,k}} \right)^2 + \left(\frac{\frac{F_v}{n}}{F_{v,Rk}} \right)^2 = 1 \rightarrow F_v = \left[\left(\frac{(e + a) \cdot z_{m\acute{a}x}}{F_{ax,k} \cdot \sum_{i=1}^n z_i^2} \right)^2 + \left(\frac{1}{n \cdot F_{v,Rk}} \right)^2 \right]^{-1/2} \quad (\text{H.4})$$

A determinação da altura da linha neutra da ligação na região da mesa do perfil de alumínio para o momento fletor pode ser realizada igualando os momentos estáticos da zona comprimida com a zona tracionada. Para simplificar a determinação da linha neutra, foi considerado que os pregos anelados e a chapa de alumínio tinham a mesma propriedade mecânica. Em vista disso, têm-se:

$$S_{x,região\ tracionada} = S_{x,região\ comprimida} \quad (\text{H.5})$$

A Figura Apêndice H.2 apresenta o sistema de referência adotado para determinar a linha neutra da seção resistente da ligação pregada. Dessa maneira, a altura da linha neutra e do centro de rotação da ligação na região da mesa do perfil de alumínio é determinada por:

Figura Apêndice H.2 – Sistema de referência para determinação da linha neutra



$$\sum_{i=1}^n A_i \cdot (d_i - y) = \frac{b \cdot y^2}{2} \quad (\text{H.6})$$

$$2.12,5663 \cdot [(40 - y) + (56 - y) + (64 - y) + \dots + (224 - y)] = \frac{b \cdot y^2}{2} \quad (\text{H.7})$$

$$y = 34,33 \text{ mm} \quad (\text{H.8})$$

H.1 Determinação da força característica máxima para aplicar na extremidade da viga do pórtico de MLC de *Pinus* spp.

A resistência ao arrancamento normal às fibras da MLC de *Pinus* spp. foi calculada por meio da equação obtida pela regressão linear da seção 9.1.2.

$$f_{ax} = 1,028 \cdot 10^{-4} \cdot \rho^{1,89} = 1,028 \cdot 10^{-4} \cdot 367,32^{1,89} = 7,24 \text{ MPa} \quad (\text{H.9})$$

O somatório das distâncias entre o centro de rotação da ligação e o centro dos pregos anelados anker é obtido por:

$$\sum_{i=1}^n z_i^2 = 2.242657,5 = 485315 \text{ mm}^2 \quad (\text{H.10})$$

A resistência ao embutimento de pregos com diâmetro menor que 8 mm fixados sem-pré-furação nos elementos estruturais de madeira é determinada pela Equação H.11 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a)

$$f_{e,k} = 0,082 \cdot \rho_k \cdot d^{-0,3} \quad (\text{H.11})$$

A resistência ao embutimento dos pregos anelados anker usados na fixação do pilar equivale a:

$$f_{e,k} = 0,082 \cdot 367,32 \cdot 4^{-0,3} = 19,87 \text{ MPa} \quad (\text{H.12})$$

A força característica de cada prego anelado anker para corte simples para ligações com chapas grossas é calculada por meio das equações disponíveis na ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a), Equações 3.16 a 3.18. Desconsiderando a parcela da força de arrancamento, obtêm-se a força característica:

$$F_{v,Rk} = f_{e,k} \cdot t_1 \cdot d = 19,87 \cdot 92,6 \cdot 4 = 7359,85 \text{ N} \quad (\text{H.13})$$

$$F_{v,Rk} = f_{e,k} \cdot t_1 \cdot d \left[\sqrt{2 + \frac{4 \cdot M_{y,Rk}}{f_{e,k} \cdot d \cdot t_1^2}} - 1 \right] = 19,87 \cdot 92,6 \cdot 4 \left[\sqrt{2 + \frac{4 \cdot 6500}{19,87 \cdot 4 \cdot 92,6^2}} - 1 \right] = 3147,35 \text{ N} \quad (\text{H.14})$$

$$F_{v,Rk} = 2,3 \left[\sqrt{M_{y,Rk} \cdot f_{e,k} \cdot d} \right] = 2,3 \left[\sqrt{6500 \cdot 19,87 \cdot 4} \right] = 1653,15 \text{ N} \quad (\text{H.15})$$

Portanto, a força máxima que pode ser aplicada na extremidade da viga para o pórtico de MLC de *Pinus* spp. é dada pela Equação H.16. Cabe destacar que o efeito de grupo dos pregos anelados anker foi desconsiderado na resolução.

$$F_{v,k} = \left[\left(\frac{(89+1124).189,67}{2680.485315} \right)^2 + \left(\frac{1}{38.1653,15} \right)^2 \right]^{-1/2} = 5630 \text{ N} \approx 5,6 \text{ kN} \quad (\text{H.16})$$

H.2 Determinação da força característica máxima para aplicar na extremidade da viga do pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis*

A resistência ao arrancamento normal às fibras da MLC de *Eucalyptus grandis* foi calculada por meio da equação obtida pela regressão linear da seção 9.1.2.

$$f_{ax} = 1,028.10^{-4} \cdot \rho^{1,89} = 1,028.10^{-4} \cdot 532,95^{1,89} = 14,64 \text{ MPa} \quad (\text{H.17})$$

O somatório das distâncias entre o centro de rotação da ligação e o centro dos pregos anelados anker é obtido por:

$$\sum_{i=1}^n z_i^2 = 2.242657,5 = 485315 \text{ mm}^2 \quad (\text{H.18})$$

A resistência ao embutimento de pregos com diâmetro menor que 8 mm fixados com pré-furação nos elementos estruturais de madeira é determinada pela Equação 5.8 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a)

$$f_{e,k} = 0,082 \cdot (1 - 0,014) \cdot 532,95 = 41,95 \text{ MPa} \quad (\text{H.19})$$

A força característica de cada prego anelado anker para corte simples para ligações com chapas grossas é calculada por meio das equações disponíveis na ABNT NBR 7190-1 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2022a), Equações 3.16 a 3.18. Desconsiderando a parcela da força de arrancamento, obtêm-se a força característica:

$$F_{v,Rk} = f_{e,k} \cdot t_1 \cdot d = 41,95 \cdot 92,64 \cdot 0 = 15538,28 \text{ N} \quad (\text{H.20})$$

$$F_{v,Rk} = f_{e,k} \cdot t_1 \cdot d \left[\sqrt{2 + \frac{4 \cdot M_{y,Rk}}{f_{e,k} \cdot d \cdot t_1^2}} - 1 \right] = 41,95 \cdot 92,6 \cdot 4 \left[\sqrt{2 + \frac{4 \cdot 6500}{41,95 \cdot 4 \cdot 92,6^2}} - 1 \right] = 6535,2 \text{ N} \quad (\text{H.21})$$

$$F_{v,Rk} = 2,3 \left[\sqrt{M_{y,Rk} \cdot f_{e,k} \cdot d} \right] = 2,3 \left[\sqrt{6500 \cdot 41,95 \cdot 4} \right] = 2402,04 \text{ N} \quad (\text{H.22})$$

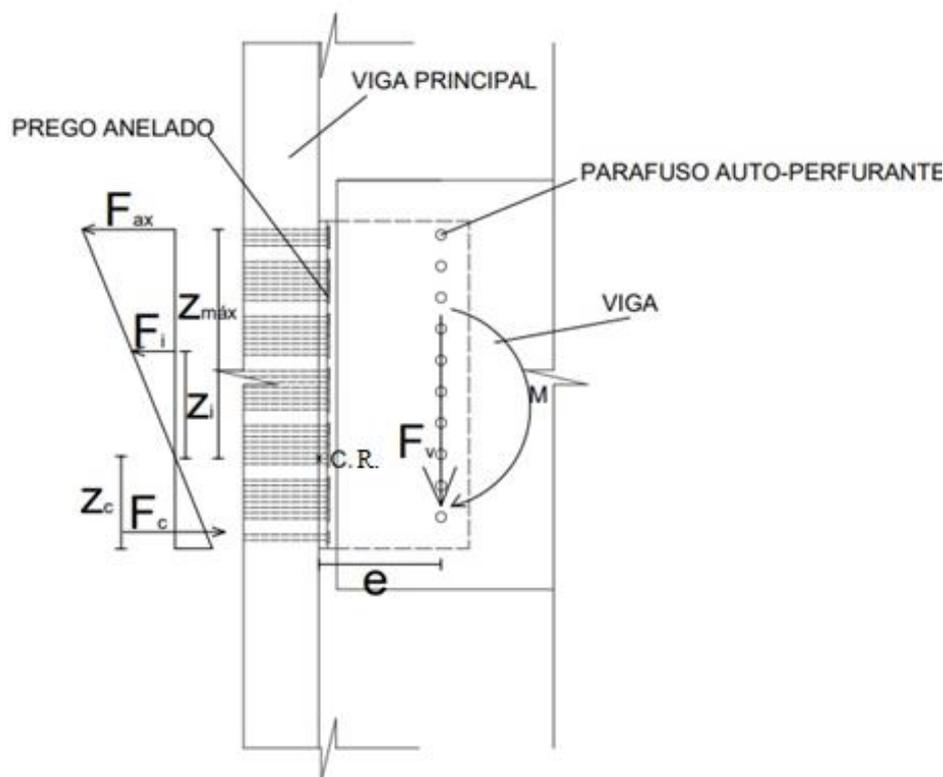
Portanto, a força máxima que pode ser aplicada na extremidade da viga para o pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis* é dada pela Equação H.23. Cabe destacar que o efeito de grupo dos pregos anelados anker foi desconsiderado na resolução.

$$F_{v,k} = \left[\left(\frac{(85 + 1124) \cdot 189,67}{5422 \cdot 485315} \right)^2 + \left(\frac{1}{38 \cdot 2402,04} \right)^2 \right]^{-1/2} = 11385,5 \text{ N} \approx 11,4 \text{ kN} \quad (\text{H.23})$$

APÊNDICE I – VERIFICAÇÃO DA CAPACIDADE DE CARGA DO PILAR AO EMBUTIMENTO DO PERFIL DE ALUMÍNIO

A força máxima aplicada na extremidade da viga que o pilar consegue suportar devido a compressão normal localizada na região de contato entre a mesa e esse elemento estrutural é dimensionada nesse Apêndice I. A solicitação dos pregos anelados anker e no pilar em relação ao momento fletor proveniente da excentricidade da força cortante da viga e do momento fletor está apresentada na Figura Apêndice I.1.

Figura Apêndice I.1 – Forças atuantes nos pregos anelados anker e no pilar de madeira



O equilíbrio do momento fletor no centro de rotação da ligação pregada pode ser expressa a partir da Equação I.1.

$$\sum_{i=1}^n M = F_v \cdot e + F_v \cdot a - \sum_{i=1}^n F_i \cdot z_i - \frac{2 \cdot z_c}{3} \cdot F_c = 0 \quad (\text{I.1})$$

Com a semelhança de triângulo do carregamento atuante em cada prego na zona tracionada, Figura Apêndice I.1, tem-se que:

$$\frac{F_{ax}}{F_i} = \frac{z_{m\acute{a}x}}{z_i} \rightarrow F_i = \frac{F_{ax} \cdot z_i}{z_{m\acute{a}x}} \quad (\text{I.2})$$

Substituindo a Equação I.2 na Equação I.1, obtém-se:

$$F_v \cdot (e + a) = \frac{F_{ax}}{z_{m\acute{a}x}} \sum_{i=1}^n z_i^2 + \frac{2 \cdot z_c}{3} \cdot F_c \quad (\text{I.3})$$

Com a semelhança de triângulo entre o triângulo formado com a força de arrancamento do prego mais distante e o triângulo formado com a força de compressão no pilar, Figura Apêndice I.1, tem-se que:

$$\frac{F_{ax}}{F_c} = \frac{z_{m\acute{a}x}}{\frac{2}{3} \cdot z_c} \rightarrow F_{ax} = \frac{3 \cdot z_{m\acute{a}x} \cdot F_c}{2 \cdot z_c} \quad (\text{I.4})$$

Substituindo a Equação I.4 na Equação I.3, obtém-se:

$$F_v \cdot (e + a) = \frac{3 \cdot F_c}{2 \cdot z_c} \sum_{i=1}^n z_i^2 + \frac{2 \cdot z_c}{3} \cdot F_c \quad (\text{I.5})$$

Simplificando a Equação I.5, determina-se a máxima força que pode ser aplicada na extremidade da viga em balanço do ensaio experimental:

$$F_v = \frac{F_c}{(e + a)} \cdot \left(\frac{4 \cdot z_c^2 + 9 \cdot \sum_{i=1}^n z_i^2}{6 \cdot z_c} \right) \quad (\text{I.6})$$

A força de compressão do pilar é determinada em função da resistência máxima à compressão normal às fibras na extremidade inferior do contato entre a mesa e o pilar, Equação I.7.

$$F_c = \frac{f_{c90,k} \cdot z_c \cdot b}{2} \quad (\text{I.7})$$

Substituindo a Equação I.7 na Equação I.6, obtém-se:

$$F_v = \frac{f_{c90,k} \cdot b}{(e + a)} \cdot \left(\frac{4 \cdot z_c^2 + 9 \cdot \sum_{i=1}^n z_i^2}{12} \right) \quad (\text{I.8})$$

A determinação da altura da linha neutra da ligação na região da mesa do perfil de alumínio para o momento fletor pode ser realizada igualando o momento estático da zona comprimida com a zona tracionada, conforme descrito no Apêndice H. Em vista disso, têm-se:

$$S_{x, \text{região tracionada}} = S_{x, \text{região comprimida}} \quad (\text{I.9})$$

Dessa maneira, a altura da linha neutra e do centro de rotação da ligação na região da mesa do perfil de alumínio é determinada de forma semelhante ao Apêndice H.

$$\sum_{i=1}^n A_i \cdot (d_i - y) = \frac{b \cdot y^2}{2} \quad (\text{I.10})$$

$$2.12,5663 \cdot [(40 - y) + (56 - y) + (64 - y) + \dots + (224 - y)] = \frac{b \cdot y^2}{2} \quad (\text{I.11})$$

$$y = z_c = 34,33 \text{ mm} \quad (\text{I.12})$$

I.1 Determinação da força máxima para aplicar na extremidade da viga do pórtico de MLC de *Pinus* spp.

O somatório das distâncias entre o centro de rotação da ligação e o centro dos pregos anelados anker é obtido por:

$$\sum_{i=1}^n z_i^2 = 2.242657,5 = 485315 \text{ mm}^2 \quad (\text{I.13})$$

A média da resistência à compressão normal às fibras na direção radial foi obtida no ensaio de caracterização da MLC de *Pinus* spp., ($f_{c90,m} = 4,1$ MPa). Portanto, a força máxima que pode ser aplicada na extremidade da viga para o pórtico de MLC de *Pinus* spp. é dada por:

$$F_{v,k} = \frac{4,1.80}{(89+1124)} \cdot \left(\frac{4.34,33^2 + 9.485315}{12} \right) = 98529 \text{ N} = 98,5 \text{ kN} \quad (\text{I.14})$$

I.2 Determinação da força característica máxima para aplicar na extremidade da viga do pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis*

O somatório das distâncias entre o centro de gravidade da ligação e o centro dos pregos anelados anker é obtido por:

$$\sum_{i=1}^n z_i^2 = 2.242657,5 = 485315 \text{ mm}^2 \quad (\text{I.13})$$

A média da resistência à compressão normal às fibras na direção radial foi obtida no ensaio de caracterização da MLC de *Eucalyptus grandis*, ($f_{c90,m} = 7,25$ MPa). Portanto, a força máxima que pode ser aplicada na extremidade da viga para o pórtico de MLC de *Eucalyptus grandis* é dada por:

$$F_v = \frac{7,25.80}{(85+1124)} \cdot \left(\frac{4.34,33^2 + 9.485315}{12} \right) = 174805 \text{ N} \approx 174,8 \text{ kN} \quad (\text{I.14})$$

