

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E DE TECNOLOGIA
PPGECiv - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

**ANÁLISE NUMÉRICA DA FORÇA ÚLTIMA E DO MODO DE FALHA
DE LIGAÇÕES COM CISALHAMENTO DUPLO EM ESTRUTURAS DE
MADEIRA**

Vitor Lourensato Leoni

São Carlos
2023

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E DE TECNOLOGIA
PPGECiv - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

**ANÁLISE NUMÉRICA DA FORÇA ÚLTIMA E DO MODO DE FALHA
DE LIGAÇÕES COM CISALHAMENTO DUPLO EM ESTRUTURAS DE
MADEIRA**

Vitor Lourensato Leoni

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de São Carlos como parte dos requisitos necessários para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

Área de Concentração: Estruturas e Geotecnia

Orientador: Prof. Dr. André Luis Christoforo

São Carlos

2023

AGRADECIMENTOS

Agradeço, primeiramente, a Deus, autor da minha vida, por me iluminar durante esta caminhada.

Agradeço aos meus pais, meus incentivadores, pois, sem eles, eu não teria uma base estrutural de vida.

Agradeço a minha namorada, por sempre me incentivar nos momentos difíceis, pela força transmitida, pelo amor, pelo companheirismo e pela paciência.

Agradeço a meu orientador Prof. Dr. André Luis Christoforo, pela dedicação, oportunidade, incentivo e orientação constante e segura, pela grande ajuda e motivação passada a mim.

Agradeço ao Prof. Dr. Edson Denner Leonel pela participação em minha qualificação e grande ajuda com seus apontamentos para melhorar esta dissertação.

Agradeço ao Prof. Dr. Francisco Antonio Rocco Lahr pela participação em minha qualificação e defesa, com grandes ensinamentos repassados.

Agradeço a Profa. Dra. Elen Aparecida Martines Morales por sua participação em minha banca de defesa.

Agradeço à Universidade Federal de São Carlos, ao Departamento de Engenharia Civil da UFSCar e ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, pela oportunidade, pelas amizades, desafios superados e aprendizado constante.

Agradeço a toda minha família, que colaborou muito para este momento, apoiando-me em todas as dificuldades.

E a todos que, de alguma forma, colaboraram e torceram para a realização e conclusão desta pesquisa.

Um agradecimento especial ao CNPq e à CAPES pelo auxílio financeiro durante o desenvolvimento desta pesquisa.

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

RESUMO

LEONI, V. L. **Análise numérica da força última e do modo de falha de ligações com cisalhamento duplo em estruturas de madeira**. 2023. 69p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2023.

A madeira é um material com diversos benefícios para a construção civil pois, além de ser sustentável e renovável, ainda traz boas propriedades para o uso em estruturas. Porém, exatamente por ser um material natural, a grande quantidade de espécies de madeira existentes e suas diferentes propriedades mecânicas dificultam os estudos. Para isso, este trabalho analisou, através de uma análise numérica realizada no software ABAQUS, algumas espécies de madeira e seus desempenhos em ligações estruturais com pinos metálicos e situação de cisalhamento duplo. O objetivo principal foi de avaliar a precisão das equações normativas e da literatura correlata e, com isso, utilizar modelos de regressão para propor uma equação da estimativa da força última e do modo de falha dessas ligações. Dois modelos de regressão com coeficientes de determinação de 95,74% e 91,50% foram obtidos demonstrando que todos os parâmetros analisados influenciam de forma significativa nos valores de força última calculados. Foi possível, dessa maneira, comparar a precisão das equações desses parâmetros e verificar as divergências entre os modelos incorporados em códigos normativos (como os da ABNT NBR 7190-1 (2022) e do EUROCODE 5 (2004)) e os resultados obtidos na pesquisa. Notou-se grande diferença entre os resultados teóricos do documento normativo brasileiro em relação a todos os outros valores calculados, indicando que os valores das equações normativas são muito conservadores.

Palavras-chave: Madeira; Ligações Tipo Cavilha; ABAQUS; Modo de Falha; Força Última.

ABSTRACT

LEONI, V. L. **Numerical analysis of ultimate force and failure mode of double shear connections in timber structures.** 2023. 69p. Dissertation (Master in Civil Engineering) – Federal University of São Carlos, São Carlos, 2023.

Timber is a material with several benefits for the construction industry because, in addition to being sustainable and renewable, it also possesses favorable properties for use in structures. However, precisely because it is a natural material, the vast number of wood species and their varying mechanical properties pose challenges for research. Consequently, this present study undertook a comprehensive numerical analysis employing the ABAQUS software to investigate some wood species and their performance in structural connections involving metallic pins under double shear conditions. The principal objective of this study was to evaluate the precision of normative equations and pertinent literature. In light of this, regression models were employed to formulate an equation capable of estimating the ultimate strength and failure mode of these connections. Two regression models, characterized by determination coefficients of 95.74% and 91.50% respectively, were successfully derived, clearly illustrating the significant influence of all analyzed parameters on the calculated values of ultimate strength. This approach facilitated a meticulous comparison of the precision exhibited by these parameter equations, effectively identifying any divergences that may exist between the models integrated into normative codes, such as ABNT NBR 7190-1 (2022) and EUROCODE 5 (2004), and the results acquired through this research results. Conspicuous disparities were observed, particularly when contrasting the theoretical outcomes obtained from the Brazilian normative code with all other calculated values. These findings compellingly suggest that the values generated by normative equations are overly cautious in nature.

Keywords: *Timber; Dowel Connections; ABAQUS; Failure Mode; Ultimate Strength.*

Sumário

1.	INTRODUÇÃO	8
1.1	JUSTIFICATIVA	9
1.2	OBJETIVOS	10
2.	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	11
2.1	REVISÃO DA LITERATURA.....	11
2.1.1	<i>Teoria de Johansen (1949)</i>	12
2.1.2	<i>Estudos Complementares à Teoria de Johansen (1949)</i>	14
2.1.3	<i>Antiga Abordagem do Documento Normativo Brasileiro ABNT NBR 7190 (1997)</i>	17
2.1.4	<i>Abordagem da Nova ABNT NBR 7190-1 (2022) e do EUROCODE 5 (2004)</i>	18
2.1.5	<i>Distâncias Mínimas e Restrições</i>	20
2.1.6	<i>Resistência ao Embutimento da Madeira</i>	21
2.1.7	<i>Trabalhos da Literatura Correlata</i>	21
2.2	CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE O CAPÍTULO.....	22
3.	METODOLOGIA	24
3.1	DESCRIÇÃO DOS MATERIAIS.....	25
3.2	DIMENSÕES E ESPESSURAS MÍNIMAS DAS PEÇAS DE MADEIRA.....	26
3.3	DIMENSÕES DOS PROTÓTIPOS DE LIGAÇÃO	26
3.4	HIPÓTESES ADMITIDAS.....	29
3.4.1	<i>Modelo Constitutivo Do Aço</i>	29
3.4.2	<i>Modelo Constitutivo da Madeira</i>	31
3.5	SIMULAÇÃO NUMÉRICA.....	36
3.5.1	<i>Modelagem dos Protótipos de Ligação</i>	36
3.5.2	<i>Malha dos Elementos Finitos</i>	38
3.5.3	<i>Carregamento e Condições de Contorno</i>	39
3.5.4	<i>Determinação da Força de Carregamento nos Modelos</i>	40
3.5.5	<i>Contato</i>	41
3.5.6	<i>Obtenção dos Deslocamentos Relativos dos Modelos</i>	41
3.6	ESTUDO PARAMÉTRICO.....	42
3.7	ANÁLISE ESTATÍSTICA	44
3.8	CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE O CAPÍTULO.....	45
4.	CALIBRAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO	46
4.1	PROPRIEDADES DAS MADEIRAS ENSAIADAS POR JOHANNIS (2020).....	46
4.2	FORÇAS EXPERIMENTAIS ÚLTIMAS OBTIDAS POR JOHANNIS (2020)	49

4.3	COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS NUMÉRICOS E EXPERIMENTAIS	49
4.4	CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE O CAPÍTULO.....	53
5.	RESULTADOS E DISCUSSÕES	54
6.	CONCLUSÕES	65
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	67

1. INTRODUÇÃO

A presente pesquisa tem como temática a análise numérica de ligações com cisalhamento duplo em estruturas de madeira, a fim de determinar a força última e o modo de falha desses elementos. Como, no Brasil, a madeira não é muito utilizada atualmente como elemento estrutural de edificações, esse material deve ser mais estudado, já que traz muitos benefícios.

A indústria da construção civil causa muitos impactos ambientais e possui grande importância para a economia dos países. A extração das matérias-primas, para a produção dos materiais utilizados na construção, causa a degradação do ambiente, assim como a produção de cimento e materiais cerâmicos, por exemplo, que consome grande quantidade de combustíveis e libera poluentes na atmosfera. Em conjunto com o avanço da tecnologia, cada vez mais tem-se buscado formas mais eficientes de construir, com sistemas mais produtivos, com menor desperdício de materiais e capazes de atender à crescente demanda do setor.

Para buscar uma forma de minimizar os impactos gerados pela construção civil, diversos materiais alternativos podem ser utilizados, um deles é a madeira, um material de fonte renovável e que não necessita de grandes quantidades de energia para ser produzido, somente o gasto energético para o seu manuseio e beneficiamento. Além disso, seu uso favorece o reflorestamento de diversas áreas e ainda contribui significativamente para a absorção e retenção do carbono da atmosfera, gerando uma diminuição dos poluentes do ar atmosférico.

O uso da madeira na construção civil não é algo novo, já que, antigamente, havia uma grande abundância e facilidade de aquisição desse material. Por ter um baixo índice de condutividade térmica, atuando como um bom isolante do frio e do calor, a madeira ainda é muito usada em regiões com climas mais frios e invernos mais intensos, como em países da Europa e da América do Norte, exatamente por ajudar a manter a temperatura interna dos ambientes.

Com o grande uso da madeira nesses países, também pela tradição desse tipo de construção, diversos estudos já foram realizados para entender melhor as propriedades desse material e aperfeiçoar as técnicas construtivas. Entretanto, um cenário que possui grande importância e necessidade de ainda ser bem esclarecido são as ligações em estruturas de madeira, regiões que são submetidas a esforços localizados e devem cumprir sua função estrutural de unir elementos e transmitir os esforços entre eles sem comprometer a segurança da edificação.

A maioria dos estudos da literatura relacionados a ligações em madeira trazem modelos de cálculo desenvolvidos de forma empírica, com experimentações reais, ou

analítica, de forma a prever o comportamento da ligação. Entretanto, os estudos empíricos demandam grande número de experimentações para formular as equações, o que torna o estudo inviável muitas vezes. Por outro lado, os modelos analíticos são sempre desenvolvidos com base em fundamentações e hipóteses simplificadoras de cálculo, hipóteses que não ocorrem no mundo real, portanto não condizem com o comportamento efetivo da ligação.

Sendo assim, de que forma seria possível estimar o comportamento das ligações em estruturas de madeira, considerando diversas espécies, de uma maneira mais efetiva, com uma menor quantidade de simplificações e sem a necessidade de inúmeros experimentos que demandam gastos com materiais e tempo de ensaios?

1.1 JUSTIFICATIVA

Nesse contexto de uma maior utilização da madeira como elemento estrutural nas edificações, este trabalho se justifica pelo fato de que os métodos mais tradicionais, analítico e experimental, usados para estimar as propriedades desse material, podem ser substituídos por um método numérico, que utiliza um software para simular diversas situações.

Porteous e Kermani (2007) comentam que as ligações em estruturas de madeira normalmente serão o fator crítico do dimensionamento do projeto e que a resistência de toda a estrutura usualmente é determinada pela resistência das ligações. Além disso, também citam que a rigidez das ligações irá influenciar bastante no deslocamento da estrutura e que, frequentemente, as dimensões dos elementos estruturais serão determinadas pela quantidade e características físicas do tipo de conector utilizado e não pelos requisitos de resistência do material dos próprios elementos.

Para Branco (2003), as ligações entre os elementos em estruturas de madeira, geralmente também representam os pontos mais fracos da estrutura, de forma que influenciam o comportamento do conjunto no Estado Limite Último, na durabilidade e na resistência ao fogo. A concepção deficiente das ligações pode causar diversas patologias e interferir na própria estabilidade das estruturas.

Como a maior parte dos estudos da literatura são experimentais ou analíticos, um trabalho com um modelo numérico pode trazer grandes benefícios para um melhor conhecimento das ligações em estruturas de madeira. Em um modelo numérico, exclui-se a necessidade de diversos ensaios com o material e, também, um menor número de simplificações é exigido no estudo, gerando um modelo mais robusto e menos restritivo. Com a modelagem e a devida calibração do modelo, diversas simulações podem ser executadas e analisadas, gerando uma grande quantidade de dados, que podem, posteriormente, possibilitar uma análise estatística e criação de equações para estimar as propriedades das ligações.

A partir de um modelo numérico, diversos parâmetros podem ser variados e simulados, o que possibilita uma grande quantidade de análises da influência de cada parâmetro no todo. Um estudo paramétrico com a variação da espessura das madeiras, diferentes diâmetros dos parafusos e conectores ou até mesmo mudança das espécies de madeira torna possível o estudo de uma gama de situações, que praticamente seriam inviáveis de forma experimental ou analítica. Para tanto, são necessárias uma devida calibração e demonstração de que o modelo numérico simula de forma satisfatória o que de fato acontece no mundo real. Por isso, os estudos experimentais anteriores são de extrema importância para o trabalho.

Um exemplo que mostra que um estudo numérico pode ser de extrema importância e utilidade é o caso dos documentos normativos ABNT NBR 7190-1 (2022) e EUROCODE 5 (2004), que tratam sobre o dimensionamento de ligações em estruturas de madeira, mas que usam parâmetros como o módulo de deslizamento e a resistência ao embutimento, que são estimados através de equações provenientes de análises experimentais, que muitas vezes não conseguem abranger as inúmeras espécies de madeira que existem em todo o mundo.

A ABNT NBR 7190-1 (2022), com revisão concluída e publicada durante o desenvolvimento deste trabalho, utiliza critérios para o dimensionamento de ligações que foram baseados no EUROCODE 5 (2004). Entretanto, Johanns (2020) ressalta que muitas espécies de madeiras brasileiras apresentam densidade e resistência muito superiores às de madeiras europeias, mostrando a relevância de estudos que comprovem que o modelo de cálculo do documento normativo europeu pode ser devidamente aplicado nas espécies de madeiras brasileiras.

1.2 OBJETIVOS

O objetivo geral deste trabalho é avaliar a precisão das equações da estimativa da força última e do modo de falha de ligações parafusadas em estruturas de madeira, com situação de cisalhamento duplo, presentes nos modelos incorporados em códigos normativos e nos modelos da literatura correlata.

Para isso, têm-se os seguintes objetivos específicos:

- Verificar as simulações numéricas com os dados experimentais obtidos por Johanns (2020);
- Realizar simulações envolvendo outras classes de resistência de madeiras, com informações da literatura correlata, e diferentes quantidades e diâmetros de parafusos;
- Comparar os resultados numéricos, obtidos por meio das simulações, com os resultados teóricos dos documentos normativos e da literatura como, por exemplo, da ABNT NBR 7190-1 (2022) e do EUROCODE 5 (2004);

- Investigar, principalmente, a precisão das equações da ABNT NBR 7190-1 (2022);
- Propor uma equação, utilizando modelos de regressão e análise estatística, da estimativa da força última e do modo de falha das ligações estudadas.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Na etapa de levantamento do estado da arte do assunto abordado nesta pesquisa, buscas foram realizadas nas bases de dados do Google Acadêmico, Scopus e Web of Science (WoS) através do uso das palavras-chave: madeira, ligações tipo cavilha, ABAQUS, modo de falha e força última. Com isso, artigos relevantes para o texto em questão puderam ser encontrados e contribuir com o desenvolvimento do trabalho.

2.1 REVISÃO DA LITERATURA

No Brasil, o documento normativo ABNT NBR 7190-1 (2022) - Projeto de Estruturas de Madeira - Parte 1: Critérios de dimensionamento, recentemente publicado, trata sobre as condições gerais a serem seguidas no projeto, na execução e no controle das estruturas de madeira. Quanto à parte de ligações, o documento normativo brasileiro foi baseado nos critérios de dimensionamento presentes no EUROCODE 5 (2004), que por sua vez utiliza como base o modelo desenvolvido por Johansen (1949).

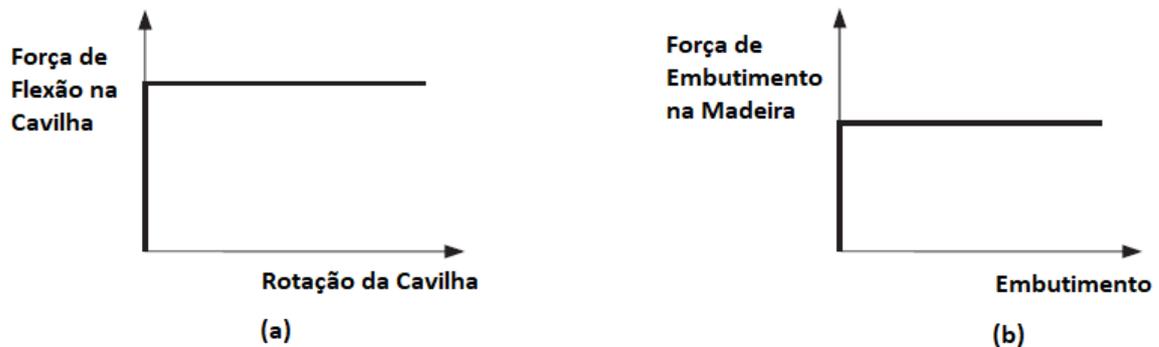
Especificamente olhando para os elementos de fixação do tipo cavilha, tipo de conexão utilizada neste trabalho, esse tipo de ligação é um meio de junção do tipo mecânico, que transmite os esforços por meio de elementos metálicos que atravessam as peças. O termo cavilha usualmente refere-se de forma genérica a pregos, parafusos autoroscantes, parafusos com porca e arruela, pinos e as próprias cavilhas em si. Os esforços usuais a que estes elementos de ligação são submetidos são esforços de flexão e corte. A transferência de carga entre os elementos estruturais é conseguida por flexão do elemento de ligação, por corte da madeira ao longo de seu comprimento e por pressão diametral (BRANCO, 2003).

A ABNT NBR 7190-1 (2022) adotou o modelo de dimensionamento das ligações com parafusos passantes apresentado no EUROCODE 5 (2004), porém a densidade e resistência das espécies de madeiras utilizadas na Europa são diferentes das propriedades apresentadas pelas madeiras brasileiras. Por isso, Johans (2020) deixa claro que mais estudos devem ser realizados para avaliar a aplicabilidade dos critérios estabelecidos pelo documento normativo europeu. Parâmetros como o módulo de deslizamento e a resistência ao embutimento são estimados mediante o uso de equações advindas de análises experimentais, o que pode diferir bastante para as espécies de madeiras do Brasil (JOHANNNS, 2020).

2.1.1 Teoria de Johansen (1949)

A teoria inicial proposta por Johansen (1949) prevê dois modos de ruptura de uma ligação do tipo cavilha com elementos metálicos: um governado pela resistência ao embutimento da madeira e, o outro, pelo momento resistente do conector metálico. A teoria utilizada para as conexões desse tipo considera a interação entre a madeira e o pino metálico como uma ligação entre dois elementos rígidos e com comportamento totalmente plástico, como pode ser visto na Figura 1, com as relações de força-deslocamento dos materiais (PORTEOUS; KERMANI, 2007).

Figura 1 – Relações de força-deslocamento consideradas para ligações tipo cavilha: (a) comportamento mecânico da cavilha; (b) comportamento mecânico do pino metálico.

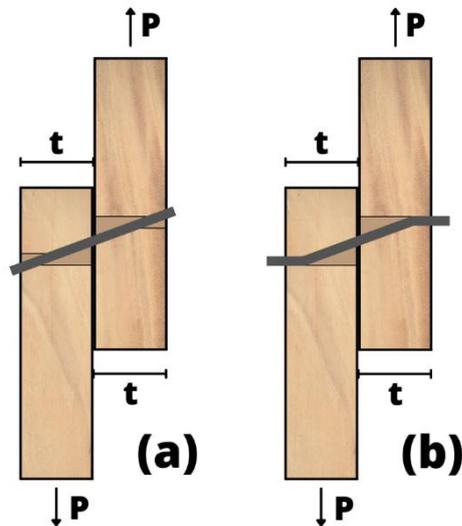


Fonte: Adaptado de Porteous e Kermani (2007)

Johansen (1949) desenvolveu sua teoria para dois modelos de conexões. Em um deles ocorre somente uma ligação de cisalhamento simples entre a madeira e o pino metálico, com os elementos de madeira possuindo as mesmas espessuras. Já no segundo modelo de conexão, ocorre um cisalhamento duplo na ligação, porém somente foi considerada uma ligação simétrica, com os elementos de madeira externos possuindo a mesma espessura e variando a espessura somente do elemento de madeira interno. Em ambos os modelos, todos os elementos de madeira foram considerados com as mesmas propriedades de resistência, como a resistência ao embutimento.

Na situação de cisalhamento simples, dois modos de ruptura podem ocorrer: o embutimento do conector na peça de madeira, como mostrado na Figura 2 (a), e a plastificação do conector, como mostrado na Figura 2 (b). O primeiro caso ocorre quando o conector possui rigidez suficiente para não plastificar enquanto a resistência ao embutimento da madeira é atingida. Já no segundo caso, o conector não possui tamanha rigidez e acaba plastificando antes de ocorrer seu embutimento na madeira.

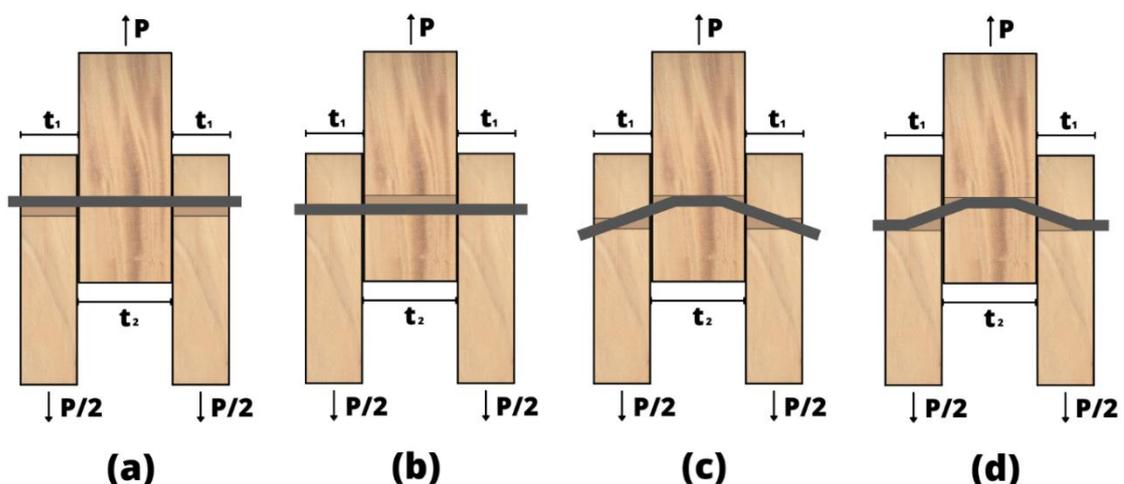
Figura 2 – Modos de ruptura com cisalhamento simples: (a) embutimento do conector na madeira; (b) plastificação do conector.



Fonte: Adaptado de Johansen (1949).

Para o caso em que ocorre cisalhamento duplo, Johansen (1949) mostra que quatro modos de ruptura são possíveis. No primeiro caso, a ruptura ocorre com o embutimento do pino metálico nas peças de madeira externas, no segundo caso, ocorre o embutimento do conector na peça de madeira interna, no terceiro caso, já ocorre a flexão do conector metálico na peça interna de madeira e, no quarto caso, a flexão do conector ocorre em ambas as peças de madeira. A Figura 3 exemplifica todos esses modos de ruptura.

Figura 3 – Modos de ruptura com cisalhamento duplo: (a) embutimento nas peças externas; (b) embutimento na peça interna; (c) flexão do conector na peça interna; (d) flexão do conector em todas as peças.



Fonte: Adaptado de Johansen (1949).

Johansen (1949) determina em seu trabalho as equações da força máxima (P) que a ligação suporta em todos os casos mostrados, considerando as simplificações já comentadas. No caso da Figura 2(a), essa força máxima pode ser obtida através da Equação (1), a

Equação (2) possibilita o cálculo da força máxima para o caso (b) da Figura 2. Já as Equações (3), (4), (5) e (6) possibilitam o cálculo da força máxima para os casos (a), (b), (c) e (d) da Figura 3, respectivamente.

$$P = (\sqrt{2} - 1) \cdot f_H \cdot t \cdot d \quad (1)$$

$$P = \frac{d^2}{4} \cdot \sqrt{\pi \cdot f_H \cdot f_Y} \quad (2)$$

$$P = 2 \cdot f_H \cdot t_1 \cdot d \quad (3)$$

$$P = f_H \cdot t_2 \cdot d \quad (4)$$

$$P = \frac{2 \cdot f_H \cdot t_1 \cdot d}{3} \cdot \left(\sqrt{4 + \frac{3 \cdot \pi \cdot f_Y \cdot d^2}{8 \cdot f_H \cdot t_1^2}} - 1 \right) \quad (5)$$

$$P = \frac{d^2}{2} \cdot \sqrt{\pi \cdot f_H \cdot f_Y} \quad (6)$$

Em que:

f_H = resistência ao embutimento da madeira;

f_Y = resistência ao escoamento do pino metálico;

t = espessura dos elementos de madeira para cisalhamento simples;

t_1 = espessura dos elementos externos de madeira para cisalhamento duplo;

t_2 = espessura do elemento interno de madeira para cisalhamento duplo;

d = diâmetro do pino metálico.

Conforme discutido por Johans (2020), no caso da utilização de parafusos nas ligações, o modelo de Johansen (1949), apesar de mencionar sobre esse efeito, não considera a parcela adicional de resistência gerada pelo confinamento que as porcas e arruelas causam nas peças. Após o escoamento do pino metálico, um efeito de segunda ordem proveniente da não linearidade do problema surge, conforme os deslocamentos assumem valores significativos, aparece um esforço de tração ao longo do parafuso, elevando a capacidade de carga da ligação.

2.1.2 Estudos Complementares à Teoria de Johansen (1949)

Meyer (1957, *apud* JOHANNNS, 2020) estudou os efeitos de segunda ordem, que surgem nos casos de parafusos com porcas e arruelas, e demonstrou que as componentes da força normal (N) que atuam sobre o conector metálico após a sua flexão, realmente levam a um acréscimo de resistência na ligação. Para isso, o conector deve estar devidamente ancorado e, assim, o acréscimo de resistência (P') pode ser obtido através da Equação (7),

na qual a componente vertical da força normal contribui diretamente sobre o aumento de resistência e a componente horizontal contribui pelo atrito gerado nas peças de madeira.

$$P' = N \cdot (\text{sen } \alpha + \text{cos} \alpha \cdot \mu) \quad (7)$$

Em que:

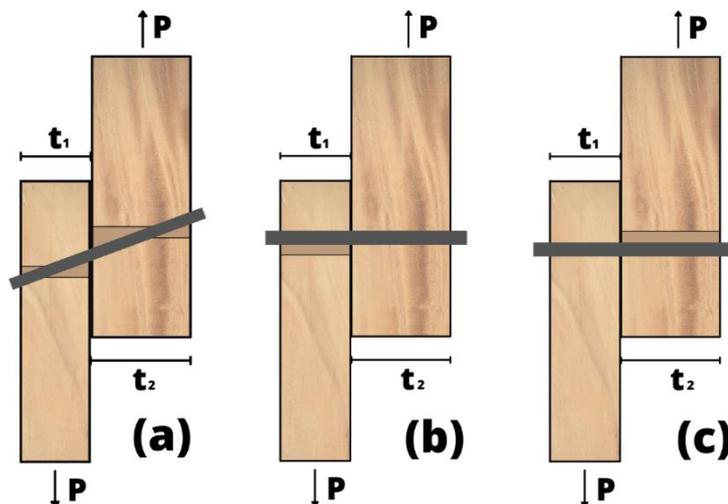
N = força normal no conector metálico;

α = ângulo formado entre o eixo longitudinal do conector metálico e a direção horizontal;

μ = coeficiente de atrito entre as peças de madeira.

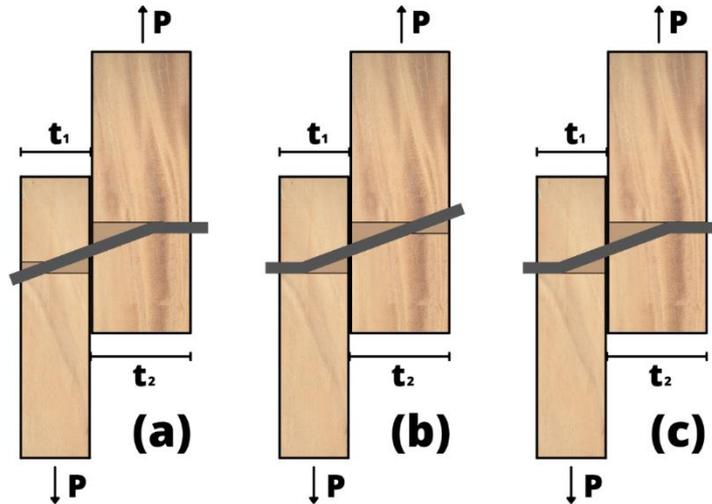
Pela grande simplificação que Johansen (1949) considerou em sua teoria, novos estudos foram realizados para aumentar a abrangência de seu método. Um exemplo disso foi o trabalho de Möller (1951 *apud* JOHANNES, 2020) que tornou possível o estudo de peças de madeira com diferentes resistências ao embutimento em uma mesma ligação. Da mesma forma que já foi mostrada, foram desenvolvidos pelo autor os modos de ruptura para o cisalhamento simples e para o cisalhamento duplo. No caso do cisalhamento simples, seis casos podem ocorrer e são demonstrados nas Figuras 4 e 5. Já no cisalhamento duplo, os mesmos modos de ruptura da Figura 3 ocorrem.

Figura 4 – Modos de ruptura com cisalhamento simples e embutimento: (a) embutimento do conector em ambas as peças de madeira; (b) embutimento do conector na peça da esquerda; (c) embutimento do conector na peça da direita.



Fonte: Adaptado de Johansen (1949).

Figura 5 – Modos de ruptura com cisalhamento simples e flexão do conector: (a) flexão do conector na peça da direita; (b) flexão do conector na peça da esquerda; (c) flexão do conector em ambas as peças.



Fonte: Adaptado de Johansen (1949).

Da mesma forma, o autor desenvolve as equações para o cálculo da força máxima (P) que a ligação suporta, realizando as adaptações necessárias para a consideração de diferentes resistências ao embutimento. Para isso, é necessário o cálculo de um parâmetro adimensional β , que representa a relação entre as resistências ao embutimento das diferentes peças de madeira. Esse cálculo pode ser realizado com o uso da Equação (8).

$$\beta = \frac{f_{H,2}}{f_{H,1}} \quad (8)$$

Em que:

$f_{H,1}$ = resistência ao embutimento da peça madeira com espessura t_1 ;

$f_{H,2}$ = resistência ao embutimento da peça madeira com espessura t_2 .

Para os casos (a), (b) e (c) de cisalhamento simples demonstrados na Figura 4, a força máxima associada a cada caso de ruptura pode ser obtida através das Equações (9), (10) e (11), respectivamente.

$$P = \frac{f_{H,1} \cdot t_1 \cdot d}{1 + \beta} \cdot \left[\sqrt{\beta + 2\beta^2 \cdot \left[1 + \frac{t_2}{t_1} + \left(\frac{t_2}{t_1} \right)^2 \right] + \beta^3 \cdot \left(\frac{t_2}{t_1} \right)^2} - \beta \cdot \left(1 + \frac{t_2}{t_1} \right) \right] \quad (9)$$

$$P = f_{H,1} \cdot t_1 \cdot d \quad (10)$$

$$P = f_{H,2} \cdot t_2 \cdot d \quad (11)$$

Já para os casos (a), (b) e (c) de cisalhamento simples demonstrados na Figura 5, as respectivas equações para determinar a força máxima da ligação são as Equações (12), (13)

e (14) . Para Möller (1951 *apud* JOHANNNS, 2020), o momento resistente do conector metálico é referente à plastificação total da seção transversal do mesmo, esse momento pode ser obtido através da Equação (15).

$$P = \frac{f_{H,1} \cdot t_1 \cdot d}{2 + \beta} \cdot \left[\sqrt{2 \beta \cdot (1 + \beta) + \frac{4 \beta \cdot (2 + \beta) \cdot M_y}{f_{H,1} \cdot t_1^2 \cdot d}} - \beta \right] \quad (12)$$

$$P = \frac{f_{H,2} \cdot t_2 \cdot d}{2 + \beta} \cdot \left[\sqrt{2 \beta \cdot (1 + \beta) + \frac{4 \beta \cdot (2 + \beta) \cdot M_y}{f_{H,2} \cdot t_2^2 \cdot d}} - \beta \right] \quad (13)$$

$$P = \sqrt{\frac{2 \beta}{(1 + \beta)}} \cdot \sqrt{2 M_y \cdot f_{H,1} \cdot d} \quad (14)$$

$$M_y = \frac{f_Y \cdot d^3}{6} \quad (15)$$

Em que:

M_y = momento resistente do conector metálico;

β = fator adimensional calculado pela Equação (8).

As situações de cisalhamento duplo, referentes aos mesmos modos de ruptura apresentados na Figura 3, também são formuladas por Möller (1951 *apud* JOHANNNS, 2020). As Equações (16), (17), (18) e (19) são, respectivamente, referentes aos casos (a), (b), (c) e (d) da Figura 3 e permitem o cálculo das forças máximas suportadas pelas ligações em cada caso.

$$P = 2 \cdot f_{H,1} \cdot t_1 \cdot d \quad (16)$$

$$P = f_{H,2} \cdot t_2 \cdot d \quad (17)$$

$$P = 2 \frac{f_{H,1} \cdot t_1 \cdot d}{2 + \beta} \cdot \left(\sqrt{2 \beta \cdot (1 + \beta) + \frac{4 \beta \cdot (2 + \beta) \cdot M_y}{f_{H,1} \cdot t_1^2 \cdot d}} - \beta \right) \quad (18)$$

$$P = 2 \sqrt{\frac{2 \beta}{(1 + \beta)}} \cdot \sqrt{2 M_y \cdot f_{H,1} \cdot d} \quad (19)$$

2.1.3 Antiga Abordagem do Documento Normativo Brasileiro ABNT NBR 7190 (1997)

A ABNT NBR 7190 (1997) tratava as ligações entre peças de madeira da mesma forma do que foi teorizado por Johansen (1949). Os dois modos de ruptura já abordados (embutimento do conector nas peças de madeira e flexão do conector metálico) também eram

abordados no documento normativo brasileiro, porém as estimativas das forças máximas (P_d), que correspondem ao esgotamento da capacidade resistente da ligação, eram levemente diferentes das formulações de Johansen (1949). O valor máximo P_d para a situação de embutimento do conector na madeira era dado pela Equação (20), já o valor máximo de P_d para a situação de falha por flexão do conector metálico era dado pela Equação (21).

$$P_d = 0,4 \cdot \frac{t^2}{\beta} \cdot f_{H,d} \quad (20)$$

$$P_d = 0,625 \cdot \frac{d^2}{\beta_{lim}} \cdot f_{Y,d} \quad (21)$$

Em que:

$f_{H,d}$ = valor de cálculo da resistência ao embutimento da madeira;

$f_{Y,d}$ = valor de cálculo da resistência ao escoamento do conector metálico.

As situações de cisalhamento duplo estavam incluídas no texto da ABNT NBR 7190 (1997) também nas Equações (20) e (21). Para tanto, devia assumir-se que o valor de t era o menor valor entre t_1 e $t_2/2$ e a capacidade máxima da ligação era obtida ao multiplicar o valor de P_d encontrado por 2. Os parâmetros β e β_{lim} estavam associados a cada modo de ruptura, quando β era menor que β_{lim} , a falha ocorria por embutimento do conector na madeira, já quando β era maior que β_{lim} , a falha se dava por flexão do conector. O cálculo dos parâmetros β e β_{lim} podia ser obtido pelas Equações (22) e (23).

$$\beta = \frac{t}{d} \quad (22)$$

$$\beta_{lim} = 1,25 \sqrt{\frac{f_{Y,d}}{f_{H,d}}} \quad (23)$$

2.1.4 Abordagem da Nova ABNT NBR 7190-1 (2022) e do EUROCODE 5 (2004)

A abordagem do EUROCODE 5 (2004) e da ABNT NBR 7190-1 (2022) sobre a estimativa de resistência das ligações é fundamentada nos modelos de Möller (1951 *apud* JOHANNNS, 2020). O documento normativo europeu, e agora também o brasileiro, contemplam madeiras com diferentes resistências ao embutimento através do parâmetro β , calculado pela Equação (24). Para as situações de cisalhamento simples, seis modos de ruptura são considerados, enquanto que para o cisalhamento duplo, são quatro modos de ruptura. As Equações (25), (26) e (27) são para os casos (a), (b) e (c) da Figura 4, já as Equações (28), (29) e (30) são para os casos (a), (b) e (c) da Figura 5, respectivamente. Para os casos de cisalhamento duplo, casos (a), (b), (c) e (d) da Figura 3, as respectivas Equações

(31), (32), (33) e (34) possibilitam o cálculo. O valor máximo característico de força resistente da ligação ($F_{v,Rk}$) por plano de corte é obtido como sendo o menor valor de P_k das equações a seguir.

$$\beta = \frac{f_{H,2,k}}{f_{H,1,k}} \quad (24)$$

$$P_k = \frac{f_{H,1,k} \cdot t_1 \cdot d}{1 + \beta} \cdot \left[\sqrt{\beta + 2\beta^2 \cdot \left[1 + \frac{t_2}{t_1} + \left(\frac{t_2}{t_1} \right)^2 \right] + \beta^3 \cdot \left(\frac{t_2}{t_1} \right)^2} - \beta \cdot \left(1 + \frac{t_2}{t_1} \right) \right] + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \quad (25)$$

$$P_k = f_{H,1,k} \cdot t_1 \cdot d \quad (26)$$

$$P_k = f_{H,1,k} \cdot t_2 \cdot d \cdot \beta \quad (27)$$

$$P_k = 1,05 \cdot \frac{f_{H,1,k} \cdot t_1 \cdot d}{2 + \beta} \cdot \left[\sqrt{2\beta \cdot (1 + \beta) + \frac{4\beta \cdot (2 + \beta) \cdot M_{y,Rk}}{f_{H,1,k} \cdot t_1^2 \cdot d}} - \beta \right] + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \quad (28)$$

$$P_k = 1,05 \cdot \frac{f_{H,1,k} \cdot t_2 \cdot d}{1 + 2\beta} \cdot \left[\sqrt{2\beta^2 \cdot (1 + \beta) + \frac{4\beta \cdot (1 + 2\beta) \cdot M_{y,Rk}}{f_{H,1,k} \cdot t_2^2 \cdot d}} - \beta \right] + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \quad (29)$$

$$P_k = 1,15 \cdot \sqrt{\frac{2\beta}{(1 + \beta)}} \cdot \sqrt{2 M_{y,Rk} \cdot f_{H,1,k} \cdot d} + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \quad (30)$$

$$P_k = f_{H,1,k} \cdot t_1 \cdot d \quad (31)$$

$$P_k = 0,5 \cdot f_{H,1,k} \cdot t_2 \cdot d \cdot \beta \quad (32)$$

$$P_k = 1,05 \cdot \frac{f_{H,1,k} \cdot t_1 \cdot d}{2 + \beta} \cdot \left(\sqrt{2\beta \cdot (1 + \beta) + \frac{4\beta \cdot (2 + \beta) \cdot M_{y,Rk}}{f_{H,1,k} \cdot t_1^2 \cdot d}} - \beta \right) + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \quad (33)$$

$$P_k = 1,15 \cdot \sqrt{\frac{2\beta}{(1 + \beta)}} \cdot \sqrt{2 M_{y,Rk} \cdot f_{H,1,k} \cdot d} + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \quad (34)$$

$$M_{y,Rk} = 0,3 \cdot f_{u,k} \cdot d^{2,6} \quad (35)$$

Em que:

P_k = valor característico da força máxima associada a cada modo de ruptura por plano de corte e por pino utilizado;

$f_{h,1,k}$ = valor característico da resistência ao embutimento da peça de madeira com espessura igual a t_1 ;

$f_{h,2,k}$ = valor característico da resistência ao embutimento da peça de madeira com espessura igual a t_2 ;

$M_{y,Rk}$ = valor característico do momento resistente do conector metálico calculado pela Equação (35);

$f_{u,k}$ = a resistência última característica à tração do aço do conector metálico;

$F_{ax,Rk}$ = valor característico da resistência ao arrancamento do conector metálico.

Nota-se que o EUROCODE 5 (2004) e a ABNT NBR 7190-1 (2022) abordam os esforços utilizando os valores característicos das propriedades mecânicas. Para obter o valor de cálculo da capacidade resistente da ligação ($F_{v,Rd}$) nesses documentos normativos, deve-se aplicar o fator de ponderação de 1,3 ao valor característico obtido ($F_{v,Rk}$), como mostra a Equação (36).

$$F_{v,Rd} = \frac{F_{v,Rk}}{1,3} \quad (36)$$

O parâmetro $F_{ax,Rk}/4$, presente no final das equações, representa a contribuição do efeito de confinamento gerado pela compressão das arruelas nas bordas externas da ligação, ou pela resistência ao arrancamento no caso de pregos e parafusos de rosca soberba, ou ainda pelo embutimento da cabeça do prego ou parafuso de rosca soberba na superfície externa da peça de madeira. Essa contribuição sempre deve ser limitada a certas porcentagens, conforme indicado pela ABNT NBR 7190-1 (2022), no caso de conexões com pinos metálicos ajustados, essa porcentagem é nula e, portanto, nenhum ganho de resistência deve ser considerado na ligação, já que não existe nenhum confinamento dos pinos metálicos.

2.1.5 Distâncias Mínimas e Restrições

A ABNT NBR 7190-1 (2022) também traz em seu texto, os espaçamentos e distâncias mínimas para elementos de ligações com pinos metálicos. Essas distâncias acabam definindo dimensões mínimas para os elementos de madeira e elas são indicadas para evitar o fendilhamento deles e, conseqüentemente, a perda de resistência do componente estrutural.

Similarmente às dimensões mínimas das peças de madeira, o documento normativo traz restrições para os pinos metálicos e parafusos. Para o interesse desta pesquisa, vale atestar que o diâmetro mínimo para os pinos metálicos é de 10 mm e que não é aceita a elaboração de ligações com somente um conector.

2.1.6 Resistência ao Embutimento da Madeira

A ABNT NBR 7190-1 (2022) indica que para se obter a resistência ao embutimento da madeira, seja utilizado o ensaio de embutimento descrito em sua parte complementar, a ABNT NBR 7190-3 (2022), referente aos métodos de ensaio para corpos de prova isentos de defeitos para madeiras de florestas nativas. Todavia, se não houver uma determinação experimental específica, pode-se utilizar as relações aproximadas apresentadas a seguir, nas Equações (37) e (38).

$$\rho_k = \frac{\rho_{med}}{1,2} \quad (37)$$

$$f_{H0,k} = 0,082 \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \cdot \rho_k \quad (38)$$

Em que:

ρ_k = valor característico da densidade da madeira;

ρ_{med} = valor médio da densidade da madeira;

$f_{H0,k}$ = valor característico da resistência ao embutimento da madeira na direção paralela às fibras;

d = diâmetro do conector metálico.

2.1.7 Trabalhos da Literatura Correlata

Ensaio experimentais para comparar os valores obtidos pelas formulações de ambos os documentos normativos com os valores obtidos em laboratório são a chave para verificar se o documento normativo se aproxima da situação real encontrada no país. O estudo de (ALMEIDA et al., 2014) é um bom exemplo disso. No trabalho foi realizada uma comparação entre os valores de resistência ao embutimento da madeira *Pinus taeda* L. determinados experimentalmente e os valores calculados utilizando os parâmetros recomendados pela ABNT NBR 7190 (1997). O cálculo dos valores de resistência com embutimento paralelo às fibras foi muito eficiente para a madeira estudada, com valores praticamente iguais. Já para a direção normal em relação às fibras, isso não ocorreu, o que mostra que são necessários mais estudos para possibilitar o desenvolvimento de projetos estruturais mais seguros.

Dias, Trevisan e Johanns (2020) também estudaram os critérios normativos da ABNT NBR 7190 (1997) e da ABNT NBR 7190-1 (2022), quando ainda estava em processo de revisão. As espécies de madeiras estudadas nesse caso foram Roxinho (*Peltogyne* spp.), de alta densidade, e Marupá (*Simarouba amara* Aubl.), de baixa densidade. Os autores chegaram a conclusão de que a proposta de revisão do documento normativo brasileiro gerava valores calculados com melhor concordância comparados com os resultados

experimentais do que os valores calculados utilizando os critérios do documento normativo antigo.

Já o trabalho de Silva Junior (2017), que também faz uma comparação entre valores experimentais e teóricos, utilizou as espécies de madeira Garapeira (*Apuleia leiocarpa*) e Caixeta (*Tabebuia cassinoides*) para mostrar que o modelo de cálculo do EUROCODE 5 (2004) é mais adequado para o cálculo de resistência de ligações parafusadas do que o modelo antigo de cálculo da ABNT NBR 7190 (1997).

Todos esses trabalhos experimentais mostraram que realmente foi necessária a revisão do documento normativo brasileiro, para atualizar os métodos de cálculo e garantir maior segurança para os projetos desenvolvidos em madeira no país.

Por outro lado, diversos trabalhos foram desenvolvidos com uma análise numérica de elementos e ligações em estruturas de madeira. Alguns trabalhos desenvolvidos nos últimos anos são o de Christoforo *et. al.* (2016), Vilguts, Stamatopoulos e Malo (2021), O'ceallaigh *et. al.* (2021), Khelifa *et. al.* (2016) e Silva e Souza (2018). Uma análise numérica pode prever diversas situações e obter resultados muito próximos da realidade com um modelo bem calibrado, isso possibilita ampliar os estudos em determinada área para confirmar resultados experimentais e também ir além, com a mudança de parâmetros que permitem analisar diversas situações diferentes. No caso de Vilguts, Stamatopoulos e Malo (2021), os autores conseguiram obter expressões simples para estimar alguns resultados, através da análise paramétrica realizada.

O'ceallaigh *et. al.* (2021) desenvolveram um modelo numérico que examina o uso de cavilhas de madeira densificada como um reforço sustentável contra tensões perpendiculares às fibras da madeira. Um modelo completo de um elemento finito, sólido e tridimensional foi implementado no software ABAQUS e mostrou dar boas previsões do desempenho da interação cavilha-madeira e da capacidade de suporte de carga do sistema composto. O modelo numérico também foi usado em um estudo paramétrico para examinar a influência do diâmetro e comprimento da cavilha no comportamento da ruptura do elemento, indo muito além da abordagem experimental, o que permitiu aos autores recomendar uma relação comprimento-diâmetro máxima da cavilha com base nos resultados numéricos obtidos.

2.2 CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE O CAPÍTULO

Após a pesquisa da literatura correlata, diversos trabalhos que validam experimentos através de simulações numéricas foram encontrados. A grande maioria utiliza dos mesmos recursos ou formas muito parecidas de modelar a madeira nos softwares como ABAQUS e ANSYS. Foram encontrados bons trabalhos que já validaram os modelos constitutivos tanto do aço, quanto da madeira, e contêm informações valiosas sobre como modelar esses

materiais em uma simulação numérica. Através deles, é possível ter uma maior confiança nos parâmetros que serão adotados e utilizados nessa pesquisa.

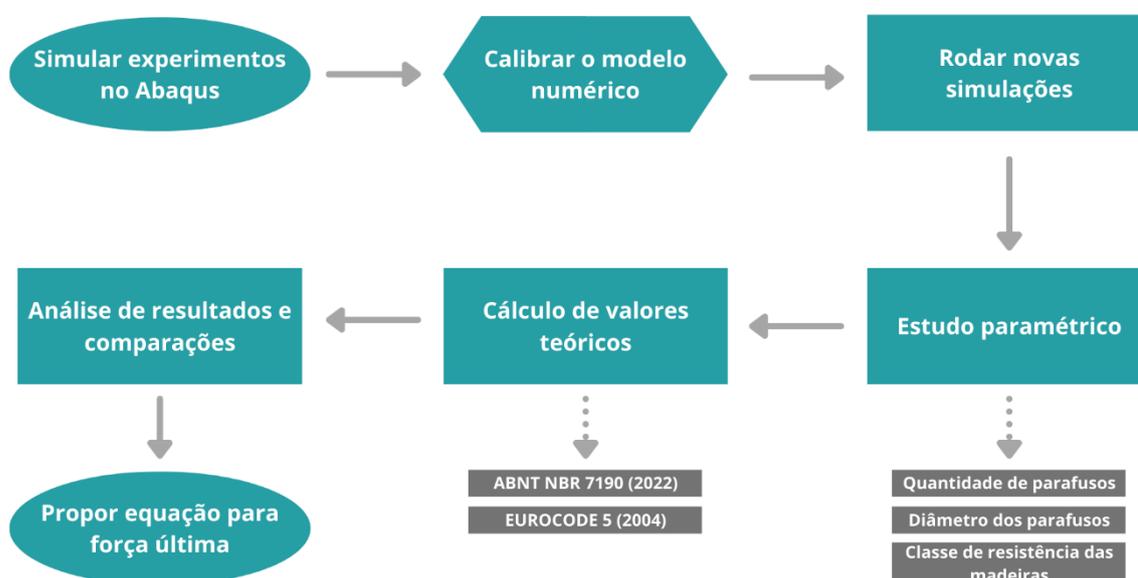
Não foram encontrados trabalhos da literatura que contenham uma premissa parecida com o objetivo de propor uma equação, ou um modelo, para calcular a força última de ligações de madeira com cisalhamento duplo. Os únicos modelos encontrados foram os presentes nos documentos normativos europeu e brasileiro e os modelos predecessores desses documentos normativos e nos quais os mesmos foram baseados.

Nota-se no recente documento normativo brasileiro revisado, a ABNT NBR 7190-1 (2022), que os modelos para cálculo da força última foram os mesmos presentes no EUROCODE 5 (2004). Ainda assim, as espécies de madeiras do território brasileiro possuem características bem diferentes das espécies europeias, o que ainda corrobora com a necessidade de estudos mais específicos para validar e avaliar esses modelos no país.

3. METODOLOGIA

Para avaliar os modelos normativos e da literatura correlata e, ainda, propor uma equação da estimativa da força última e do modo de falha de ligações parafusadas em estruturas de madeira, este trabalho desenvolveu um modelo numérico utilizando o software ABAQUS, no qual foram modelados os protótipos de ligação com situação de cisalhamento duplo, conforme o modelo inicialmente proposto por Johansen (1949). Na Figura 6, pode-se ver um resumo das atividades que foram desenvolvidas ao longo desta pesquisa para se alcançar o objetivo final.

Figura 6 – Fluxograma de atividades a serem desenvolvidas.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Inicialmente, para efetuar a calibração da modelagem numérica realizada, foi simulado o desempenho mecânico dos protótipos de ligação confeccionados por Johanns (2020) com as espécies Caixeta e Roxinho e parafusos metálicos de 10 e 12,5 mm de diâmetro, considerando somente o caso sem porcas e arruelas. Isso permitiu avaliar e comparar os resultados numéricos, obtidos através das simulações, com os resultados experimentais e demonstrar que o modelo representa bem o que aconteceu nos ensaios reais.

Após confirmada a efetividade do modelo numérico em representar os ensaios de cisalhamento duplo, foram analisadas todas as classes de resistência das espécies de madeiras nativas brasileiras, presentes no texto da ABNT NBR 7190-1 (2022). Para cada protótipo de ligação, foram utilizados pinos metálicos fabricados a partir de barras de aço SAE 1020 com diâmetros variando de 10 a 16 mm, em situações com somente o pino no protótipo.

Na sequência do trabalho, foi realizado um estudo paramétrico para avaliar os protótipos de ligação, no qual alterou-se a quantidade de parafusos, o diâmetro desses parafusos e a classe de resistência dos elementos de madeira. Para cada situação a ser analisada, foi possível obter os valores de resistência última e modo de falha da ligação através das simulações numéricas.

Para efeitos comparativos, os resultados teóricos de resistência última das ligações também foram calculados conforme a ABNT NBR 7190-1 (2022) e o EUROCODE 5 (2004).

3.1 DESCRIÇÃO DOS MATERIAIS

Para a calibragem do modelo numérico, as duas espécies de madeiras folhosas brasileiras utilizadas por Johanns (2020) na fabricação dos protótipos de ligação foram modeladas. De acordo com o trabalho desenvolvido por ele, essas espécies foram escolhidas devido à diferença de densidades entre elas e por serem os dois extremos de densidades presentes em sua pesquisa. As duas espécies empregadas para as simulações desse trabalho são apresentadas na Tabela 1.

Tabela 1 – Espécies de madeiras folhosas brasileiras utilizadas por Johanns (2020) nos protótipos de ligação

Nome popular	Nome científico
Caixeta	<i>Simarouba amara</i>
Roxinho	<i>Peltogyne spp.</i>

Fonte: Johanns (2020).

Após a calibração do modelo numérico, foram utilizadas as classes de resistência da Tabela 2, que são apresentadas pela ABNT NBR 7190-1 (2022) para as espécies de madeiras folhosas (prefixo “D”), para realizar as simulações posteriores. Essa classificação foi apresentada e incorporada no novo documento normativo para padronizar as propriedades das madeiras, de forma a orientar a escolha do material na elaboração de projetos estruturais.

Tabela 2 – Classes de resistência de espécies de florestas nativas

Classes	f_{c0k} [MPa]	$f_{v0,k}$ [MPa]	$E_{c0,med}$ [MPa]	Densidade a 12 % [kg/m ³]
D20	20	4	10.000	500
D30	30	5	12.000	625
D40	40	6	14.500	750
D50	50	7	16.500	850
D60	60	8	19.500	1.000

Fonte: ABNT NBR 7190-1 (2022).

Tanto na calibração dos modelos, quanto nas simulações posteriores, os pinos metálicos utilizados nas ligações foram fabricados através de barras de aço SAE 1020 lisas. Os pinos utilizados neste trabalho serão do modelo totalmente liso, não sendo considerados os casos ensaiados por Johanns (2020) de pinos com roscas nas extremidades, para as ligações com arruelas e porcas.

3.2 DIMENSÕES E ESPESSURAS MÍNIMAS DAS PEÇAS DE MADEIRA

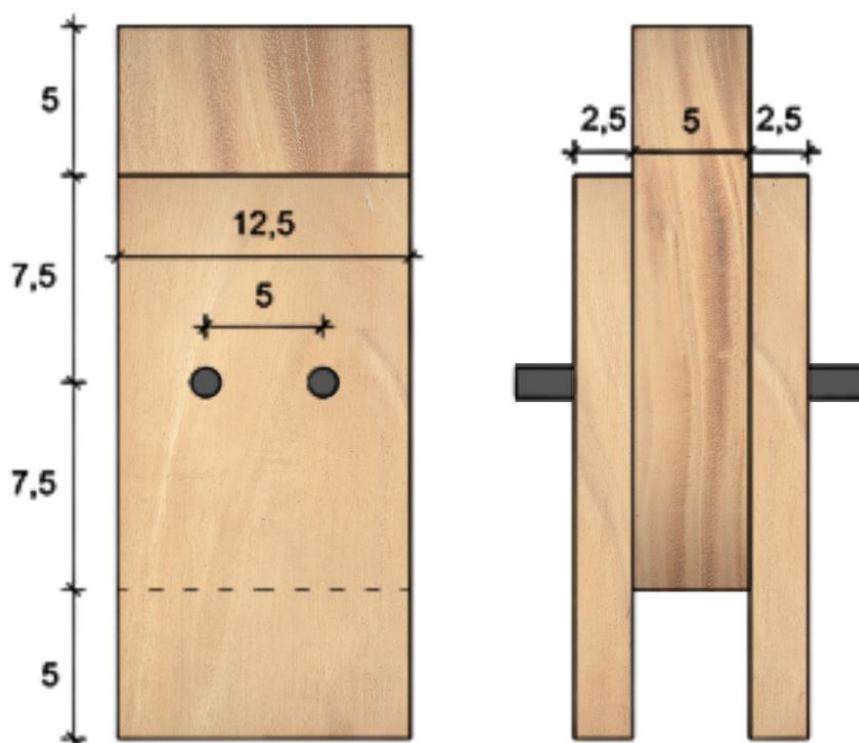
Para os ensaios de determinação da resistência ao embutimento nas direções paralela e perpendicular às fibras das madeiras, Johanns (2020) utilizou dimensões compatíveis às apresentadas pela EN 383 (2007) – *Timber structures – Test methods – Determination of embedment strength and foundation values for dowel type fasteners*. Esse documento normativo, além de informar as dimensões mínimas das peças de madeira, também define as espessuras dessas peças variando de $1,5 \cdot d$ a $4,0 \cdot d$, sendo “d” o diâmetro do pino metálico utilizado. O valor adotado foi de $2,0 \cdot d$, que é exatamente o valor mínimo exigido pelo documento normativo brasileiro vigente.

$$1,5 \cdot d \leq e \leq 4,0 \cdot d$$

3.3 DIMENSÕES DOS PROTÓTIPOS DE LIGAÇÃO

Os protótipos de ligação ensaiados por Johanns (2020) e que foram utilizados para a calibragem dos modelos numéricos deste trabalho foram produzidos seguindo as dimensões demonstradas na Figura 7, utilizando dois pinos na ligação distribuídos paralelamente à sollicitação em duas linhas. As dimensões adotadas foram as mesmas para todos os diâmetros de parafusos utilizados nos protótipos, sendo que elas atendem aos espaçamentos mínimos entre parafusos e às distâncias mínimas entre parafusos e bordas das peças de madeira, ambos requeridos pela ABNT NBR 7190-1 (2022).

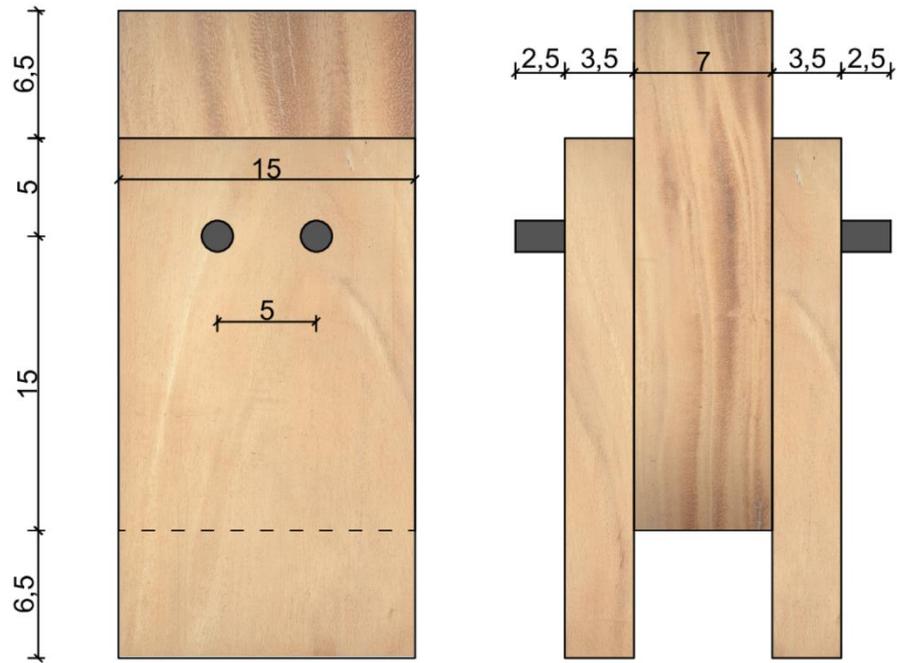
Figura 7 – Dimensões dos protótipos de ligação de Johanns (2020) [cm]



Fonte: Adaptado de Johanns (2020).

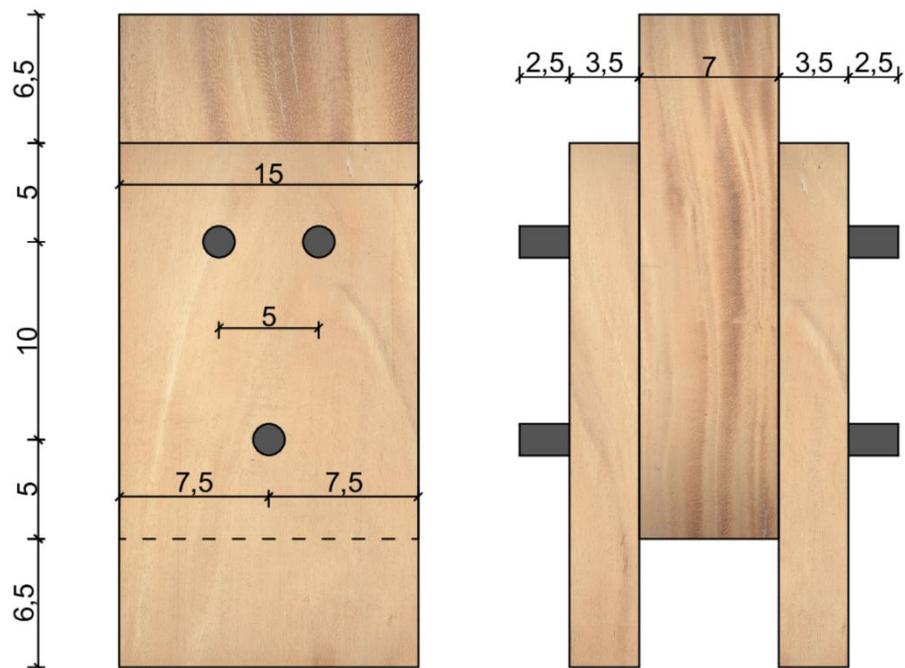
No caso das simulações do estudo paramétrico, foi necessário alterar a dimensão dos protótipos de ligação para que os espaçamentos mínimos entre parafusos e as distâncias mínimas entre parafusos e bordas das peças de madeira fossem respeitadas, já que nesse estudo também foram utilizados pinos com 16 mm de diâmetro. Além disso, foram modeladas ligações com dois, três e quatro pinos metálicos, portanto as dimensões já foram escolhidas para atender a todos os casos. Na Figura 8, pode-se ver o protótipo de ligação do estudo paramétrico com dois pinos. Na Figura 9, o protótipo com três pinos e na Figura 10, o com quatro pinos.

Figura 8 – Dimensões dos protótipos de ligação do estudo paramétrico com 2 pinos [cm]



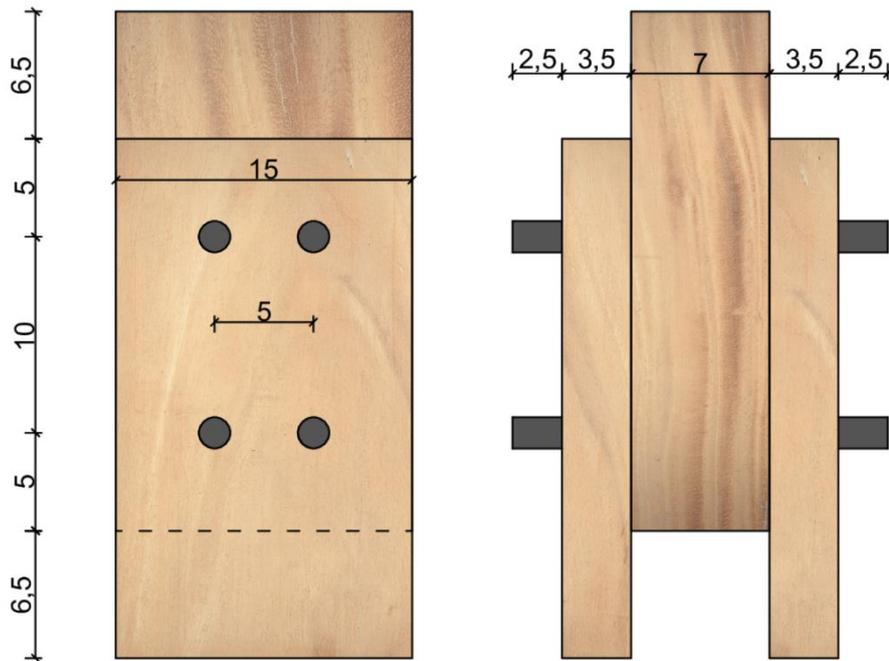
Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 9 – Dimensões dos protótipos de ligação do estudo paramétrico com 3 pinos [cm]



Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 10 – Dimensões dos protótipos de ligação do estudo paramétrico com 4 pinos [cm]



Fonte: Elaborada pelo autor.

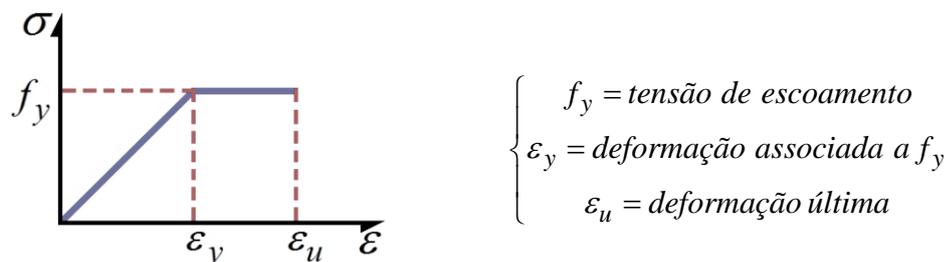
3.4 HIPÓTESES ADMITIDAS

No modelo estudado, dois tipos de materiais precisaram ser adotados para permitir que as simulações numéricas fossem realizadas: um para representar os pinos metálicos e outro para representar as madeiras utilizadas.

3.4.1 Modelo Constitutivo Do Aço

A representação do aço dos pinos metálicos empregou um modelo constitutivo seguindo o critério de Von Mises, muito utilizado na verificação de falha em materiais dúcteis. Foi usado um modelo de material elástico perfeitamente plástico, como pode ser visto na Figura 11, para simular o aço SAE 1020 aplicado para a fabricação dos pinos dos protótipos.

Figura 11 – Modelo constitutivo adotado para o aço SAE 1020 dos pinos



Fonte: Elaborada pelo autor.

As barras de aço foram caracterizadas no estudo de Johanns (2020) somente com um valor médio de resistência última à tração igual a 652,75 MPa e um coeficiente de variação (CV) de 0,73%. Com o trabalho desenvolvido por Luca e Marano (2012), é possível obter as propriedades mecânicas para as barras de aço, como mostrado na Tabela 3. Nota-se que o valor da tensão de tração última obtido nos ensaios de Luca e Marano (2012) são muito próximos ao obtidos por Johanns (2020) na caracterização de suas barras. Também pode-se comentar que o valor característico de 425,2 MPa e os módulos de elasticidade mostrados na Tabela 3 são muito próximos dos valores das propriedades mecânicas do aço SAE 1020, que possui resistência à tração de 420 MPa e módulo de elasticidade típico de 205 GPa, portanto as propriedades demonstradas podem ser utilizadas no trabalho para simular esse material.

Tabela 3 – Propriedades mecânicas das barras de aço

Propriedades	Valor médio	Valor Característico (5%)
Tensão de tração última [MPa]	675,8	425,2
Tensão de compressão última [MPa]	1510,0	1091,2
Deformação de tração última [adimensional]	0,2256	0,1970
Deformação de compressão última [adimensional]	0,4944	0,4100
Módulo de elasticidade na tração [MPa]	342375	213190
Módulo de elasticidade na compressão [MPa]	342588	205238

Fonte: Luca e Marano (2012).

Com trabalhos já desenvolvidos na literatura simulando o material aço, como os de Dias *et al.* (2007) e Moses e Prion (2004), sabe-se que mesmo com a consideração de um comportamento elástico perfeitamente plástico para o aço, ainda é necessário considerar uma pequena inclinação na curva de plastificação do material, de forma a evitar problemas decorrentes de possíveis instabilidades numéricas, caso a inclinação do patamar de plastificação fosse considerada como nula no software. Para isso, o módulo de elasticidade será reduzido para 0,02% do seu valor inicial após a tensão de plastificação (f_y). Na Tabela 4 estão todas as propriedades do aço a serem consideradas nas simulações numéricas.

Tabela 4 – Propriedades do material aço consideradas para as simulações

Propriedades elásticas			
Tensão de compressão última [MPa]	1091,2	Tensão de tração última [MPa]	<u>425,2</u>
Coeficiente de Poisson	0,3	Coeficiente de Poisson	<u>0,3</u>
Módulo de elasticidade na compressão [MPa]	<u>205238</u>	Módulo de elasticidade na tração [MPa]	213190

Propriedades plásticas

Tensão [MPa]	Deformação inelástica	Tensão [MPa]	Deformação inelástica
1091,2	0	<u>425,2</u>	<u>0</u>
1095,3	0,1	<u>429,5</u>	<u>0,1</u>

Fonte: Elaborada pelo autor.

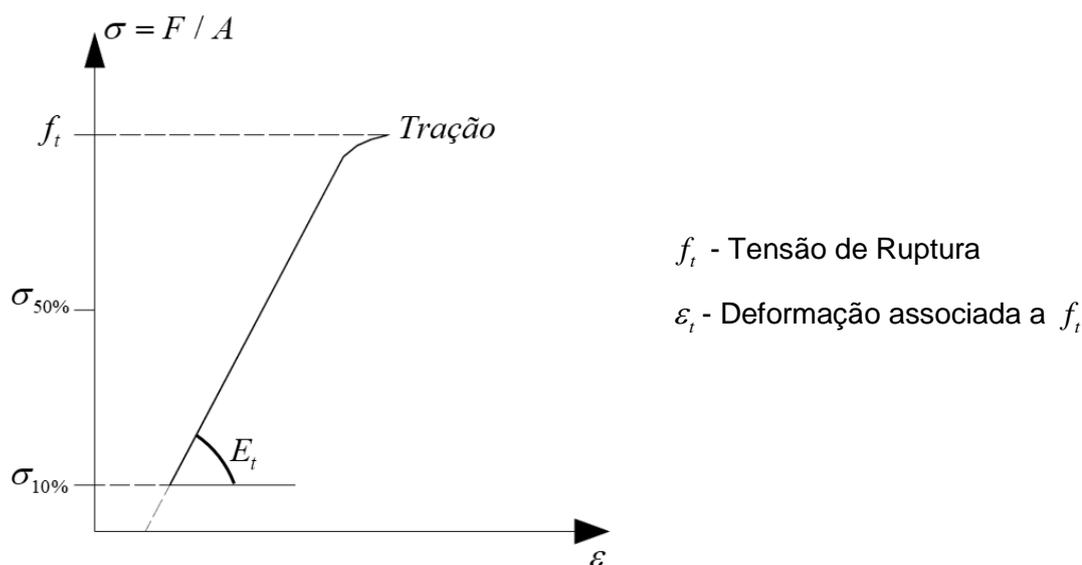
Para modelagem no software ABAQUS, foram utilizados os menores valores da Tabela 4 para a tensão última e para o módulo de elasticidade. Esses valores foram sublinhados na tabela para destaque.

3.4.2 Modelo Constitutivo da Madeira

No caso da madeira, CHEN *et al.* (2020) evidenciam que, por ser um material ortotrópico, é necessário o conhecimento de várias de suas propriedades para sua devida caracterização, tanto no comportamento elástico, como no plástico. Se um modelo constitutivo adequado não for definido para a madeira, um modelo de elementos finitos não poderá prever com precisão o comportamento mecânico e o modo de falha desse material.

Para a situação de tração simples, a madeira apresenta comportamento frágil, com pequenas deformações perto da ruptura, conforme mostra a Figura 12. Dessa forma, quando é submetida à tração na direção paralela às fibras, ela pode ser caracterizada por um regime linear até tensões próximas à tensão de ruptura (PFEIL; PFEIL, 2017).

Figura 12 – Diagrama tensão x deformação genérico da madeira submetida à tração paralela às fibras.

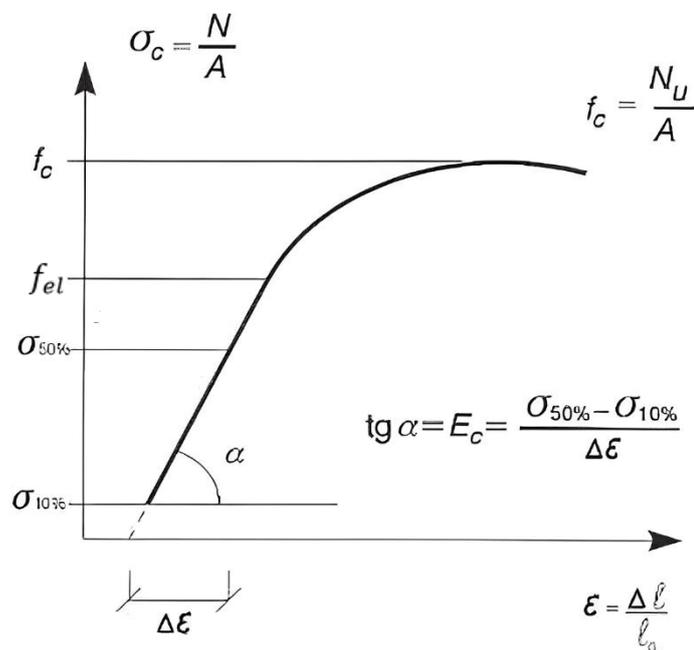


Fonte: Pfeil e Pfeil (2017).

Para a situação de compressão paralela às fibras, a madeira já apresenta um comportamento não-linear. Ocorre um trecho linear no diagrama tensão x deformação, no

qual o comportamento do material é elástico, até determinada tensão limite de proporcionalidade, denominada f_{el} . Após esse trecho, já é possível verificar a existência de um trecho com comportamento não-linear, associado à flambagem das fibras da madeira. Pfeil e Pfeil (2017) demonstram esse comportamento conforme a Figura 13, na qual pode ser visto o comportamento da madeira nessa situação. Segundo eles, sob compressão axial, as células que compõem as fibras da madeira atuam como tubos de paredes finas paralelos e colados entre si, portanto o colapso da peça se dá pela fratura do material ligante e flambagem das células.

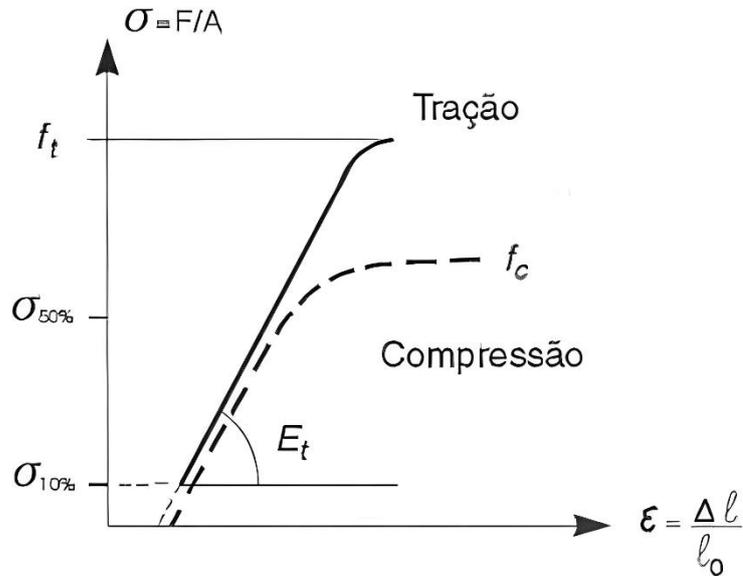
Figura 13 – Diagrama tensão x deformação genérico da madeira submetida à compressão paralela às fibras.



Fonte: Pfeil e Pfeil (2017).

Comparando esses dois comportamentos da madeira, a Figura 14 traz os dois diagramas de tensão x deformação juntos. Com isso, pode-se notar menor resistência à compressão e maiores deformações do que em tração, destacando uma ruptura elastofrágil em compressão e frágil em tração.

Figura 14 – Comparação entre os diagramas tensão x deformação da madeira



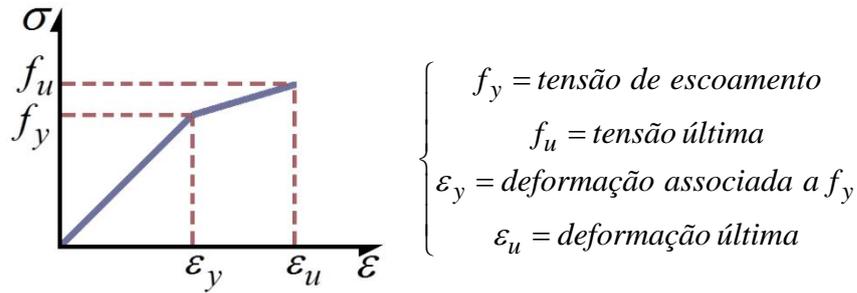
Fonte: Pfeil e Pfeil (2017).

As três direções que caracterizam uma peça de madeira (longitudinal, radial e tangencial) foram definidas no ABAQUS como sendo as direções X (ou 1), Y (ou 2) e Z (ou 3), respectivamente, para o modelo deste trabalho. Para cada uma dessas direções, o material apresenta uma propriedade mecânica intrínseca e, além disso, o comportamento do mesmo à tração diferencia-se do comportamento à compressão, na mesma direção.

Como forma de simplificação do modelo numérico, foram adotados comportamentos idênticos na direção radial e tangencial da madeira, assim como desempenho semelhante tanto à tração como à compressão para uma mesma direção. Muitos autores como Reiterer e Stanzl-Tschegg (2001), Tran *et al.* (2018), Christoforo *et al.* (2022) e Gomes *et al.* (2022) vêm utilizado essa condição e demonstrado resultados compatíveis com os experimentais. Assim, como mostrado na Figura 15, um modelo constitutivo elastoplástico ortotrópico com curva bi linear foi empregado, associado com o critério de resistência de Hill (HILL, 1948) com encruamento isotrópico do material.

A tensão última do modelo foi adotada igual a resistência à compressão paralela às fibras. Conforme utilizado por Fernandes (2018), o início da plastificação foi considerado quando o material atinge 50% da tensão última, de forma que, na plastificação, ocorrerá uma redução de 25% no módulo de elasticidade.

Figura 15 – Modelo constitutivo adotado para a madeira



Fonte: Elaborada pelo autor.

A adoção do critério de resistência de Hill (HILL, 1948), uma extensão do critério de von Mises para aplicação em materiais anisotrópicos, consiste na relação das tensões de plastificação, em cada direção, com uma tensão de referência, a função de plastificação desse critério é definida pela Equação (39).

$$f(\sigma)^2 = F \cdot (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G \cdot (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H \cdot (\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2 \cdot L \cdot \sigma_{23}^2 + 2 \cdot M \cdot \sigma_{31}^2 + 2 \cdot N \cdot \sigma_{12}^2 \quad (39)$$

Em que:

F, G, H, L, M e N = constantes definidas pelas Equações (40), (41), (42), (43), (44) e (45);

$\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}$ = resistências à compressão perpendiculares às fibras da madeira em cada direção;

$\sigma_{12}, \sigma_{13}, \sigma_{23}$ = resistências ao cisalhamento da madeira nos planos 1-2, 1-3 e 2-3, respectivamente.

$$F = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{1}{(\sigma_{22}/\sigma_0)^2} + \frac{1}{(\sigma_{33}/\sigma_0)^2} - \frac{1}{(\sigma_{11}/\sigma_0)^2} \right) \quad (40)$$

$$G = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{1}{(\sigma_{33}/\sigma_0)^2} + \frac{1}{(\sigma_{11}/\sigma_0)^2} - \frac{1}{(\sigma_{22}/\sigma_0)^2} \right) \quad (41)$$

$$H = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{1}{(\sigma_{11}/\sigma_0)^2} + \frac{1}{(\sigma_{22}/\sigma_0)^2} - \frac{1}{(\sigma_{33}/\sigma_0)^2} \right) \quad (42)$$

$$L = \frac{3}{2 \cdot (\sqrt{3} \cdot \sigma_{23}/\sigma_0)^2} \quad (43)$$

$$M = \frac{3}{2 \cdot (\sqrt{3} \cdot \sigma_{13}/\sigma_0)^2} \quad (44)$$

$$N = \frac{3}{2 \cdot (\sqrt{3} \cdot \sigma_{12} / \sigma_0)^2} \quad (45)$$

Em que:

σ_0 = tensão de referência, adotada como sendo a resistência à compressão paralela às fibras da madeira (MOLINA, 2008).

Os coeficientes de plasticidade, utilizados na modelagem numérica deste trabalho e indicados nas Equações (46) e (47), foram definidos assim como preconizado pela EN 338 (2009), no caso da relação entre a resistência à compressão perpendicular à fibra da madeira ($\sigma_{90} = \sigma_{22} = \sigma_{33}$) e a resistência à compressão paralela às fibras ($\sigma_0 = \sigma_{11}$), e conforme preconizado pela ABNT NBR 7190-1 (2022) no caso da relação entre a resistência ao cisalhamento da madeira ($\sigma_v = \sigma_{12} = \sigma_{13} = \sigma_{23}$) e a resistência à compressão paralela às fibras ($\sigma_0 = \sigma_{11}$).

$$\frac{\sigma_{90}}{\sigma_0} = 0,25 \quad (46)$$

$$\frac{\sqrt{3} \cdot \sigma_v}{\sigma_0} = 0,25 \quad (47)$$

Conforme notação utilizada no software ABAQUS, os coeficientes acima ficam definidos como demonstrado nas Equações (48), (49) e (50).

$$R_{11} = \frac{\sigma_{11}}{\sigma_0} = 1,00 \quad (48)$$

$$R_{22} = R_{33} = \frac{\sigma_{90}}{\sigma_0} = 0,25 \quad (49)$$

$$R_{12} = R_{13} = R_{23} = \frac{\sqrt{3} \cdot \sigma_v}{\sigma_0} = 0,25 \quad (50)$$

Na caracterização do comportamento elástico ortotrópico da madeira, os dados das relações entre parâmetros foram obtidos a partir da EN 338 (2009), da ABNT NBR 7190-1 (2022) e de Molina e Calil Junior (2009). Eles são apresentados na Tabela 5 abaixo.

Tabela 5 – Relações entre parâmetros e propriedades elásticas

Propriedades	Valores
$\nu_{12} = \nu_{13}$	0,013
ν_{23}	0,32
$E_2 = E_3$	$E_1/20$
$G_{12} = G_{13} = G_{23}$	$E_1/16$

Fonte: Elaborada pelo autor.

Em que:

E_1, E_2 e E_3 = módulos de elasticidade nas direções longitudinal, radial e tangencial, respectivamente;

G_{12}, G_{13} e G_{23} = módulos de elasticidade transversal nos planos 1-2, 1-3 e 2-3, respectivamente;

ν_{12}, ν_{13} e ν_{23} = coeficientes de Poisson nos planos 1-2, 1-3 e 2-3, respectivamente.

Com essas informações expostas, todos os materiais conseguem ser modelados no software de forma a aproximar o máximo possível do comportamento real do mesmo. Assim, pôde-se prosseguir para a simulação numérica e modelagem 3D dos experimentos.

3.5 SIMULAÇÃO NUMÉRICA

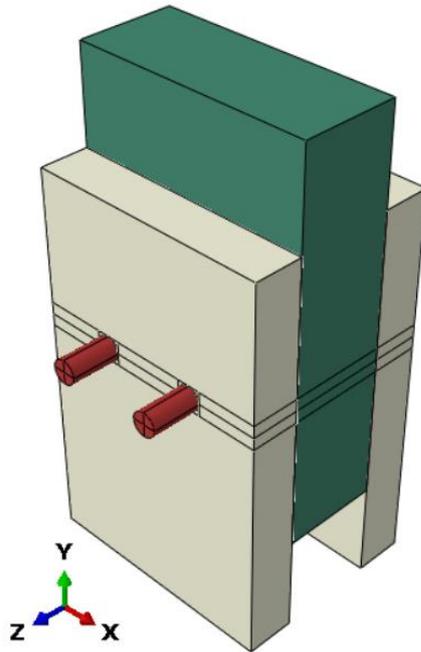
Os protótipos de ligação estudados serão modelados no ABAQUS CAE 2020 | SIMULIA™, desenvolvido pela Dassault Systèmes®, que é um programa de análise em elementos finitos. Os procedimentos adotados nos ensaios das simulações serão iguais aos desenvolvidos por Johans (2020) em laboratório, seguindo todas as prescrições da EN 26891 (1991) – *Timber structures – Joints made with mechanical fasteners – General principles for the determination of strength and deformation characteristics*.

3.5.1 Modelagem dos Protótipos de Ligação

Os protótipos de ligação foram modelados com duas configurações das peças de madeira. Nos primeiros modelos, utilizados para a calibração da simulação numérica, os protótipos seguiram as dimensões mostradas na Figura 7. A configuração do modelo pode ser visualizada em 3D na Figura 16, onde é possível notar as três partes que foram modeladas separadamente e montadas conforme necessário posteriormente. As partes que constituem o modelo são: as peças das madeiras externas, a peça da madeira interna e os pinos metálicos.

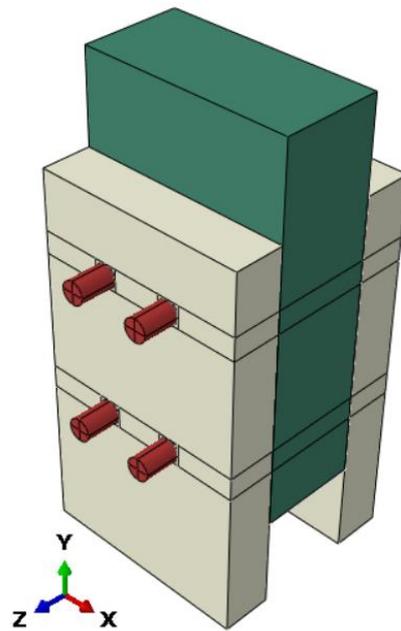
Com o modelo calibrado, modelaram-se os protótipos para execução do estudo paramétrico, seguindo as dimensões já mostradas em 3.3. A Figura 17 exemplifica um dos protótipos com quatro pinos metálicos.

Figura 16 – Modelo em 3D do protótipo de ligação



Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 17 – Modelo em 3D de um protótipo com quatro pinos metálicos



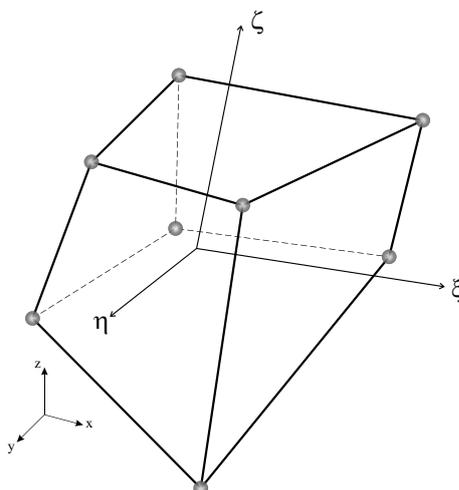
Fonte: Elaborada pelo autor.

3.5.2 Malha dos Elementos Finitos

Para a composição da malha de elementos finitos das peças de madeira, utilizou-se o elemento sólido do tipo C3D8R, hexaédrico, isoparamétrico, de integração reduzida, composto de 8 nós e de interpolação linear, que está disponível na biblioteca interna do software ABAQUS e pode ser visualizado, de forma genérica, na Figura 18. O elemento finito genérico possui sistemas de coordenadas naturais (ξ , η , ζ) e globais (X, Y, Z). Cada nó possui liberdade de movimento em cada um dos três eixos globais, portanto o elemento possui três graus de liberdade por nó, com um total de vinte e quatro graus de liberdade por elemento.

Para a composição da malha de elementos finitos dos pinos metálicos também foi utilizado o elemento sólido do tipo C3D8R, entretanto o refinamento da malha foi maior nesses elementos e em seu contorno, por conta da geometria curva característica da barra de aço.

Figura 18 – Elemento finito genérico



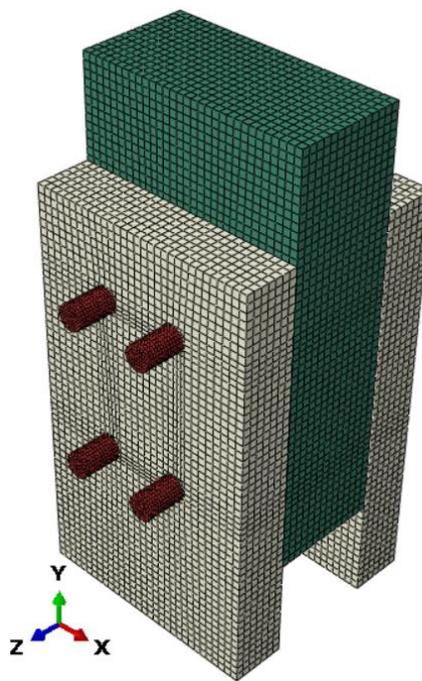
Fonte: Elaborada pelo autor.

Uma análise de sensibilidade das malhas foi desenvolvida para determinar o tamanho ideal de cada elemento finito. Com isso, diversos testes de refinamento progressivo das malhas foram rodados ao longo do processo de calibração dos modelos para avaliar os resultados e promover um resultado coerente e sem muitas alterações devido ao tamanho dos elementos utilizados. Chegou-se a um tamanho global ideal igual a 50 mm para as peças de madeira e um tamanho global de 20 mm para os pinos metálicos.

Cada simulação teve um número específico de elementos finitos gerados em cada parte, já que houve a variação dos tamanhos dos pinos metálicos e, conseqüentemente, dos furos nas respectivas peças de madeira. Como exemplo, no modelo de calibração com diâmetro do pino igual a 12,5 mm, foram gerados 11.260 elementos na peça de madeira interna, 5.630 elementos em cada peça de madeira externa e 3.450 elementos em cada pino

metálico, totalizando 29.420 elementos finitos no total dessa simulação. Na Figura 19, pode-se ver um exemplo de modelo numérico com a sua respectiva malha de elementos finitos.

Figura 19 – Malha de elementos finitos em um modelo com quatro pinos



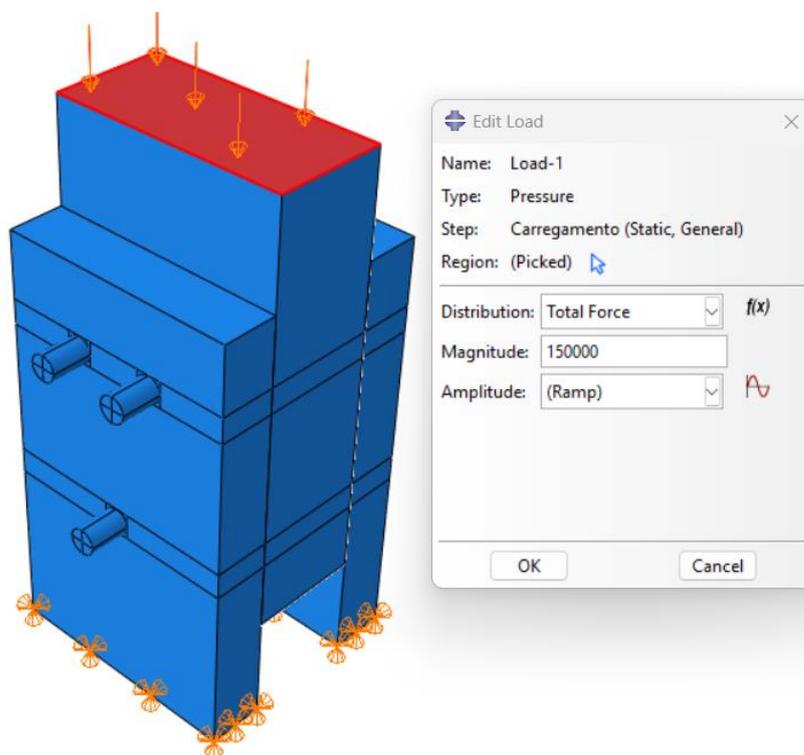
Fonte: Elaborada pelo autor.

3.5.3 Carregamento e Condições de Contorno

O carregamento foi distribuído na área do topo da peça interna de madeira do protótipo, enquanto que as bases das duas peças de madeira externas tiveram o deslocamento restringido nas três direções (X, Y e Z) do software, caracterizando um apoio fixo com rotação liberada. O carregamento foi aplicado de forma incremental utilizando o método de Newton-Raphson, devido a consideração da não linearidade física e geométrica do modelo. Os incrementos de carga foram controlados automaticamente pelo software ABAQUS e, para isso, foi definido um valor de 10^{-3} para o incremento inicial de carga, um número limite de 1000 incrementos no processamento e uma tolerância de incremento mínimo de 10^{-10} para que existisse convergência do modelo.

Em todas as simulações, empregou-se a ferramenta do ABAQUS de aplicação de uma carga distribuída em uma superfície indicando o seu valor total. Com isso, só foi necessário informar a carga total a ser aplicada no modelo, que o próprio software distribuiu essa carga em forma de pressão na área indicada, que foi o topo da peça interna de madeira, conforme pode ser notado na Figura 20.

Figura 20 – Aplicação do carregamento por indicação de força total e apoio fixo na parte inferior das peças externas



Fonte: Elaborada pelo autor.

3.5.4 Determinação da Força de Carregamento nos Modelos

Para que fosse possível iniciar as simulações, uma estimativa da força última das ligações foi feita para se obter o valor que seria inserido no modelo numérico para extrair os resultados. As Equações (31), (32), (33) e (34) foram utilizadas para se obter os valores e possíveis modos de falhas das ligações, sendo que o menor valor obtido dentre as quatro equações é a capacidade teórica resistente da ligação por plano de corte e por pino. Com isso, esse valor foi multiplicado pela quantidade de conectores presentes nas simulações e foi colocado um adicional extra de 50% de carga para que a simulação realmente chegasse à falha ou deslocamento excessivo.

Para utilizar nas determinadas equações, as resistências ao embutimento das classes de resistência das madeiras foram calculadas com as Equações (37) e (38), que determinam essa propriedade aproximadamente através da densidade média das madeiras utilizadas. Como a Tabela 2 traz a informação da densidade média do respectivo grupo a 12% de umidade, foi possível estimar com tranquilidade as resistências ao embutimento de cada classe do documento normativo.

3.5.5 Contato

As regiões de contato entre as partes de uma modelagem em elementos finitos são muito importantes para que haja uma correta interação entre cada elemento e resultados plausíveis com os experimentais. O tipo de contato entre as peças de madeira e os pinos metálicos foi definido com a opção de “deslizamento finito” existente no ABAQUS. Ela é uma aproximação que aplica propriedades normais e tangenciais para estabelecer a interação entre os materiais. Essa opção é muito interessante, pois permite a separação e deslizamento relativo entre as superfícies, utilizando as propriedades definidas.

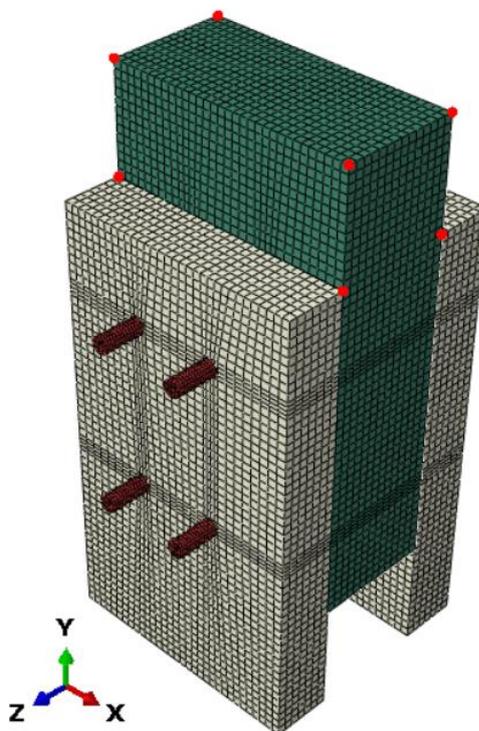
A opção que foi utilizada dentro do software foi uma interação com propriedades de contato com comportamento normal de “*Hard Contact*”, que evita que as superfícies de contato penetrem uma na outra, e comportamento tangencial do tipo “*Penalty*”, que simula uma interação entre as superfícies respeitando a Lei de Coulomb. Após o processo de calibração, o melhor valor para o coeficiente de atrito que foi empregado em todas as simulações é de 0,5.

Como forma de facilitar a aplicação da propriedade de contato em todas as superfícies necessárias, recorreu-se a ferramenta de “procurar pares de contatos” presente no ABAQUS. Essa ferramenta busca todos os pares com determinada tolerância de separação, escolhida pelo usuário, e permite aplicar em todas essas superfícies, de uma só vez, a propriedade de interação de contato criada anteriormente.

3.5.6 Obtenção dos Deslocamentos Relativos dos Modelos

De forma a obter os resultados de deslocamento após rodar todas as simulações desta pesquisa, foram criados determinados “*Sets*” no ABAQUS para facilitar e agilizar esse processo. Os pontos escolhidos para a leitura dos deslocamentos no eixo Y foram os quatro pontos dos cantos superiores da peça interna de madeira e os quatro respectivos pontos nos cantos das peças externas logo abaixo dos pontos superiores. A Figura 21 mostra a posição de sete dos oito pontos escolhidos para a leitura dos dados, destacados em vermelho, o oitavo ponto está logo atrás da peça central de madeira, bem no canto escondido da peça exterior de trás.

Figura 21 – Pontos escolhidos para as leituras dos deslocamentos



Fonte: Elaborada pelo autor.

Ao efetuar a leitura do deslocamento em cada ponto, ambos os grupos de quatro pontos com deslocamentos praticamente idênticos entre eles, foi tirada a média de deslocamento dos pontos superiores e dos pontos inferiores e feita a subtração das duas médias para obtenção do deslocamento relativo entre a peça de madeira central, que recebe o carregamento, e as peças externas, que estão apoiadas em uma base fixa. De acordo com os procedimentos prescritos pela EN 26891 (1991), a carga última da ligação é obtida quando ocorre ou a falha da ligação ou um deslocamento relativo de 15mm entre as peças é alcançado. Com isso, o critério de obtenção da força última dos modelos simulados foi de realizar a leitura da força total aplicada que causou um deslocamento relativo de 15mm entre os elementos de madeira.

3.6 ESTUDO PARAMÉTRICO

Para melhor estudar a força última suportada pelos protótipos de ligação desta pesquisa, um estudo paramétrico foi desenvolvido para avaliar a sensibilidade de cada parâmetro no resultado final.

Os parâmetros considerados nesse estudo foram a quantidade de pinos utilizados na ligação (n_p) sendo [2; 3; 4 unidades], o diâmetro dos pinos (\varnothing_p) [10; 12,5; 16 mm] e a classe

de resistência das madeiras folhosas (CR) [D20; D30; D40; D50; D60] conforme classificação apresentada na ABNT NBR 7190-1 (2022). A combinação dos fatores indicados gerou um total de 45 simulações distintas, que permitiram avaliar muito bem a influência de cada parâmetro na força última suportada pela ligação. A Tabela 6 traz um resumo de todas as simulações que foram modeladas e analisadas.

Tabela 6 – Simulações realizadas no trabalho

Simulação	Classe de Resistência [MPa]	Quantidade de Pinos [un]	Diâmetro dos Pinos [mm]
Sim-1	20.00	2	10.0
Sim-2	30.00	2	10.0
Sim-3	40.00	2	10.0
Sim-4	50.00	2	10.0
Sim-5	60.00	2	10.0
Sim-6	20.00	2	12.5
Sim-7	30.00	2	12.5
Sim-8	40.00	2	12.5
Sim-9	50.00	2	12.5
Sim-10	60.00	2	12.5
Sim-11	20.00	2	16.0
Sim-12	30.00	2	16.0
Sim-13	40.00	2	16.0
Sim-14	50.00	2	16.0
Sim-15	60.00	2	16.0
Sim-16	20.00	3	10.0
Sim-17	30.00	3	10.0
Sim-18	40.00	3	10.0
Sim-19	50.00	3	10.0
Sim-20	60.00	3	10.0
Sim-21	20.00	3	12.5
Sim-22	30.00	3	12.5
Sim-23	40.00	3	12.5
Sim-24	50.00	3	12.5
Sim-25	60.00	3	12.5
Sim-26	20.00	3	16.0
Sim-27	30.00	3	16.0
Sim-28	40.00	3	16.0
Sim-29	50.00	3	16.0
Sim-30	60.00	3	16.0

Sim-31	20.00	4	10.0
Sim-32	30.00	4	10.0
Sim-33	40.00	4	10.0
Sim-34	50.00	4	10.0
Sim-35	60.00	4	10.0
Sim-36	20.00	4	12.5
Sim-37	30.00	4	12.5
Sim-38	40.00	4	12.5
Sim-39	50.00	4	12.5
Sim-40	60.00	4	12.5
Sim-41	20.00	4	16.0
Sim-42	30.00	4	16.0
Sim-43	40.00	4	16.0
Sim-44	50.00	4	16.0
Sim-45	60.00	4	16.0

Fonte: Elaborada pelo autor.

3.7 ANÁLISE ESTATÍSTICA

Com todos os dados coletados pelo estudo, uma análise estatística dos dados também foi executada para avaliar a influência e a sensibilidade de cada fator na variável-resposta desejada, que no caso é a força última (F_u) suportada pela ligação. Além disso, isso permitiu que os resultados das simulações pudessem ser comparados com os valores teóricos calculados para avaliar a precisão das equações presentes nos documentos normativos.

Modelos de regressão linear a múltiplas variáveis (Equação (51)) foram utilizados para relacionar os três fatores (n_p ; \emptyset_p ; CR) com a resposta F_u de interesse considerada nas simulações (força última suportada pela ligação), em que β_i são os coeficientes ajustados pelo método dos mínimos quadrados e ε é o erro aleatório do modelo.

$$F_u = \beta_0 + \beta_1 \cdot CR + \beta_2 \cdot n_p + \beta_3 \cdot \emptyset_p + \varepsilon \quad (51)$$

A análise de variância (ANOVA), ao nível de 5% de significância e com o auxílio do software Minitab® 18, foi utilizada para avaliar a significância dos modelos e dos termos dos modelos lineares de regressão múltipla, consistindo em uma análise de sensibilidade dos coeficientes desses modelos. Pela formulação da ANOVA, valor-p (probabilidade p) inferior ao nível de significância implica na significância do modelo e dos termos, e na não significância em caso contrário (valor $p \geq 0.05$). O gráfico de Pareto foi utilizado de maneira a sintetizar os resultados da ANOVA dos modelos de regressão. Do gráfico de Pareto, índice

de Pareto de um determinado fator maior do que o índice de Pareto de referência implica que tal fator é significativo, e não significativo em caso contrário.

O teste de Anderson-Darling foi utilizado para avaliar a normalidade dos resíduos gerados pela ANOVA dos modelos de regressão. Pela formulação ao teste, também ao nível de 5% de significância, valor-p maior ou igual a 0.05 implica na normalidade da distribuição dos resíduos, o que valida os resultados da análise de sensibilidade.

Além da análise de sensibilidade, os modelos de regressão, com base nos valores obtidos do coeficiente de determinação (R^2 – qualidade dos ajustes), podem também ser utilizados na estimativa da força última de ligações considerando valores das variáveis independentes (n_p ; \emptyset_p ; CR) não considerados no presente estudo paramétrico, de maneira a fornecer estimativas das forças últimas suportadas por ligações com esses parâmetros.

3.8 CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE O CAPÍTULO

Com todas as variáveis e parâmetros determinados, já é possível realizar as simulações de calibragem do modelo para averiguar o quanto ele representa os dados reais obtidos experimentalmente. Todos os parâmetros utilizados e a forma de obtê-los foi claramente apresentada e isso permite que essas mesmas simulações possam ser replicadas por outros pesquisadores, tanto para aprendizado, quanto para continuação da pesquisa e validação dos dados, garantindo a confiabilidade dos resultados obtidos.

Por fim, esse capítulo de metodologia desempenhou um papel fundamental no delineamento e execução dessa pesquisa científica para que ela tenha qualidade. Por meio da descrição detalhada dos procedimentos adotados para a coleta e análise dos dados, esse capítulo proporcionou transparência e rigor científico ao estudo. Além disso, é sempre importante reconhecer as limitações inerentes à metodologia utilizada, o que permite uma avaliação crítica dos resultados e uma base para futuros estudos. Em suma, o capítulo de metodologia forneceu um arcabouço sólido para a pesquisa, contribuindo para a compreensão e avanço do conhecimento na área de estudo das ligações com cisalhamento duplo em estruturas de madeira.

4. CALIBRAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO

Nesse capítulo é apresentado todo o processo de calibragem das simulações numéricas, tomando como base os ensaios experimentais de Johanns (2020). Isso é necessário para uma devida representação da realidade por parte dos modelos numéricos e para que sirva como confirmação de que é possível confiar nos resultados obtidos no estudo paramétrico realizado.

4.1 PROPRIEDADES DAS MADEIRAS ENSAIADAS POR JOHANNS (2020)

A fim de iniciar a modelagem dos protótipos de ligação, foi necessário obter todas as propriedades dos materiais utilizados. O aço foi determinado conforme explanado em 3.4.1. Já para as madeiras, ainda era necessário determinar as suas resistências à compressão paralela às fibras e o valor de seu módulo de elasticidade na direção longitudinal, para que assim todos os outros parâmetros pudessem ser calculados conforme relações descritas em 3.4.2.

Johanns (2020) fez a caracterização das peças utilizadas na confecção dos protótipos de ligação quanto à resistência ao embutimento e à resistência à compressão, ambas na direção paralela às fibras da madeira. Esses resultados podem ser visualizados nas Tabelas 7 e 8, respectivamente.

Tabela 7 – Caracterização das madeiras quanto à f_{h0}

Espécie	CP	d (mm)					
		10			12,5		
		f_{h0} (MPa)	U (%)	ρ (g/cm ³)	f_{h0} (MPa)	U (%)	ρ (g/cm ³)
Caixeta	1	37,3	14,8	0,44	34,7	15,1	0,43
	2	35,0	14,6	0,40	33,5	15,2	0,39
	3	35,8	14,9	0,41	34,2	15,6	0,41
	4	33,7	14,9	0,40	29,1	15,1	0,41
	5	35,2	15,7	0,41	32,9	15,6	0,41
	6	33,2	14,9	0,40	30,3	15,8	0,39
Roxinho	1	71,9	14,4	0,73	69,4	14,9	0,73
	2	83,4	13,3	0,77	87,6	12,8	0,81
	3	77,7	14,5	0,75	73,9	14,1	0,77
	4	91,2	13,8	0,80	82,6	13,9	0,79
	5	83,6	12,2	0,80	83,2	12,7	0,90
	6	91,6	12,8	0,87	94,7	13,1	0,80

Fonte: Johanns (2020).

Tabela 8 – Caracterização das madeiras quanto à f_{c0}

Espécie/Propriedade	Peça						
	1	2	3	4	5	6	
Caixeta	f_{c0} (MPa)	33,3	29,5	31,8	30,6	30,4	29,3
	U (%)	14,2	14,4	14,2	14,7	15,0	15,5
Roxinho	f_{c0} (MPa)	58,0	65,8	57,2	64,2	69,0	73,6
	U (%)	15,0	13,9	14,5	13,7	12,6	13,7

Fonte: Johanns (2020).

O único parâmetro que não foi caracterizado ou comentado no trabalho de Johanns (2020) foi o módulo de elasticidade na direção longitudinal de cada madeira utilizada. Com isso, foi possível obtê-los através do site do Laboratório de Produtos Florestais do Serviço Florestal Brasileiro (2023), que possui um banco de dados com diversas madeiras brasileiras, incluindo suas propriedades físicas e mecânicas.

Através do site, foi possível obter o módulo de elasticidade à flexão estática, tanto para a Caixeta, quanto para o Roxinho. Ainda assim, eram necessários os módulos de elasticidade na direção longitudinal, por isso, utilizou-se a Equação (52) presente na EN 338 (2009) para determinar as propriedades relevantes.

$$E_M = 0,85 \cdot E_x \quad (52)$$

Em que:

E_M = módulo de elasticidade à flexão estática;

E_x = módulo de elasticidade na direção longitudinal da madeira.

Além disso, Johanns (2020) não corrigiu as propriedades caracterizadas para o teor de umidade de 12%, então as Equações (53) e (54) da ABNT NBR 7190-1 (2022) foram utilizadas para obter os valores dos módulos de elasticidade corrigidos para a umidade média dos resultados experimentais.

$$f_{12} = f_U \cdot \left[1 + \frac{3 \cdot (U - 12)}{100} \right] \quad (53)$$

$$E_{12} = E_U \cdot \left[1 + \frac{2 \cdot (U - 12)}{100} \right] \quad (54)$$

A Tabela 9 contém uma síntese dos valores calculados e utilizados para as simulações de calibragem dos modelos, considerando que a Caixeta teve um f_{c0} médio de 30,80 MPa na umidade média de 14,67% e o Roxinho teve um f_{c0} médio de 64,54 MPa na umidade média

de 13,90%. Os valores sublinhados indicam os módulos de elasticidade na direção longitudinal das madeiras lançados no ABAQUS na propriedade E_1 .

Tabela 9 – Propriedades mecânicas da Caixeta e Roxinho

Espécie	Propriedade Mecânica na Umidade Indicada		
	Caixeta	E_M (MPa)	7257
E_x (MPa)		8538	<u>8082</u>
U (%)		12,00	14,67
Roxinho	E_M (MPa)	17750	17076
	E_x (MPa)	20882	<u>20089</u>
	U (%)	12,00	13,90

Fonte: Elaborada pelo autor.

Com a propriedade E_1 definida, usando as relações da Tabela 5, foi possível obter todos os outros parâmetros necessários para modelar as madeiras Caixeta e Roxinho, como pode ser visto na Tabela 10 e na Tabela 11

Tabela 10 – Propriedades elásticas utilizadas na calibragem

Propriedades	Caixeta	Roxinho
$\nu_{12} = \nu_{13}$	0,013	0,013
ν_{23}	0,32	0,32
$E_2 = E_3$	$E_1/20 = 404 \text{ MPa}$	$E_1/20 = 1004 \text{ MPa}$
$G_{12} = G_{13} = G_{23}$	$E_1/16 = 505 \text{ MPa}$	$E_1/16 = 1256 \text{ MPa}$

Fonte: Elaborada pelo autor.

Tabela 11 – Propriedades plásticas utilizadas na calibragem

Propriedades	Tensão [MPa]	Deformação inelástica
Caixeta	15,40	0
	30,80	0.0006352
Roxinho	32,27	0
	64,54	0.0005355

Fonte: Elaborada pelo autor.

4.2 FORÇAS EXPERIMENTAIS ÚLTIMAS OBTIDAS POR JOHANNIS (2020)

Em seguida, as forças médias últimas obtidas nos experimentos de Johanns (2020) foram utilizadas nas simulações. A Tabela 12 traz uma síntese dessas forças e também o valor calculado de 40% utilizado nos gráficos Força x Deslocamento de cada situação.

Tabela 12 – Propriedades plásticas utilizadas na calibragem

Espécie	d (mm)		d (mm)	
	10,0	12,5	10,0	12,5
	F _U (N)	F _U (N)	F _{U,40%} (N)	F _{U,40%} (N)
Caixeta	23830	39472	9532	15789
(CV)	5,5%	5,7%		
Roxinho	54476	72643	21790	29057
(CV)	10,9%	9,7%		

Fonte: Adaptado de Johanns (2020).

Dessa maneira, foram inicialmente realizadas as simulações numéricas utilizando a F_{U,40%}, já que os gráficos disponíveis para comparação eram referentes apenas ao primeiro ciclo de carregamento dos ensaios experimentais.

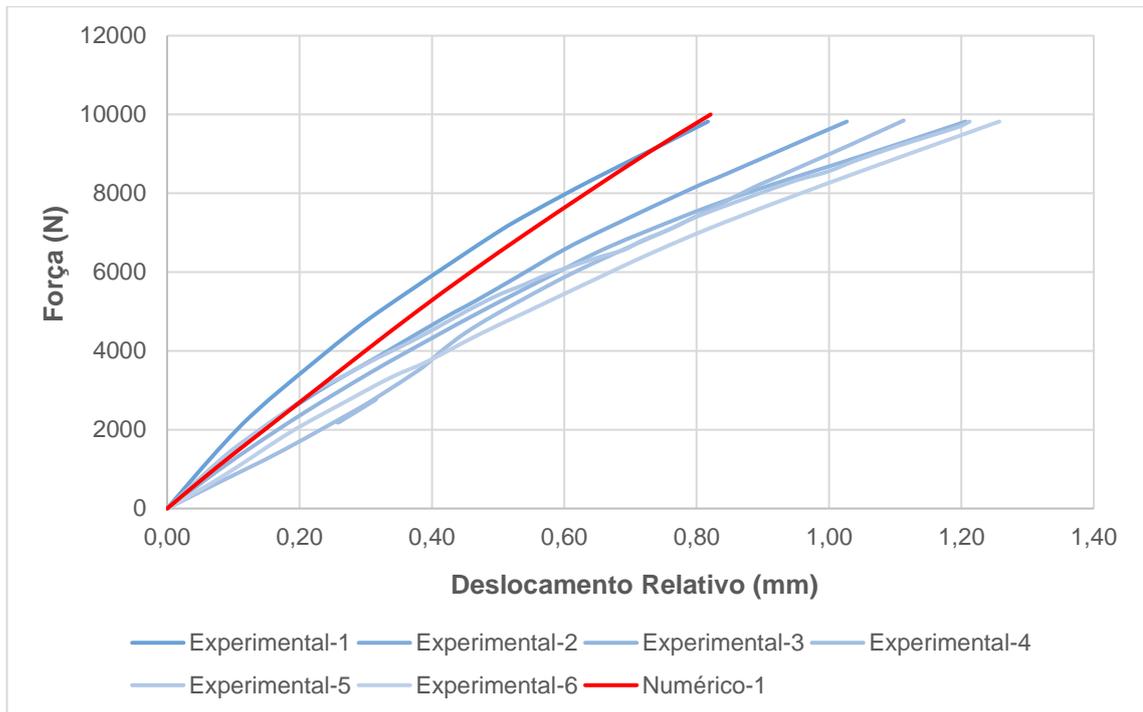
O procedimento da EN 26891 (1991) divide o carregamento dos protótipos em duas etapas: a primeira consiste em aplicar uma carga de 40% da carga última estimada, manter esse carregamento por 30 segundos, reduzir a carga aplicada para 10% da carga última estimada e manter por mais 30 segundos; a segunda, consiste em aumentar a carga aplicada até a falha do protótipo ou até um deslocamento relativo de 15mm entre as peças.

Esse procedimento de carregamento em duas etapas serve para que ocorra uma melhor acomodação das fibras das madeiras para que, em seguida, a força última do protótipo possa ser determinada.

4.3 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS NUMÉRICOS E EXPERIMENTAIS

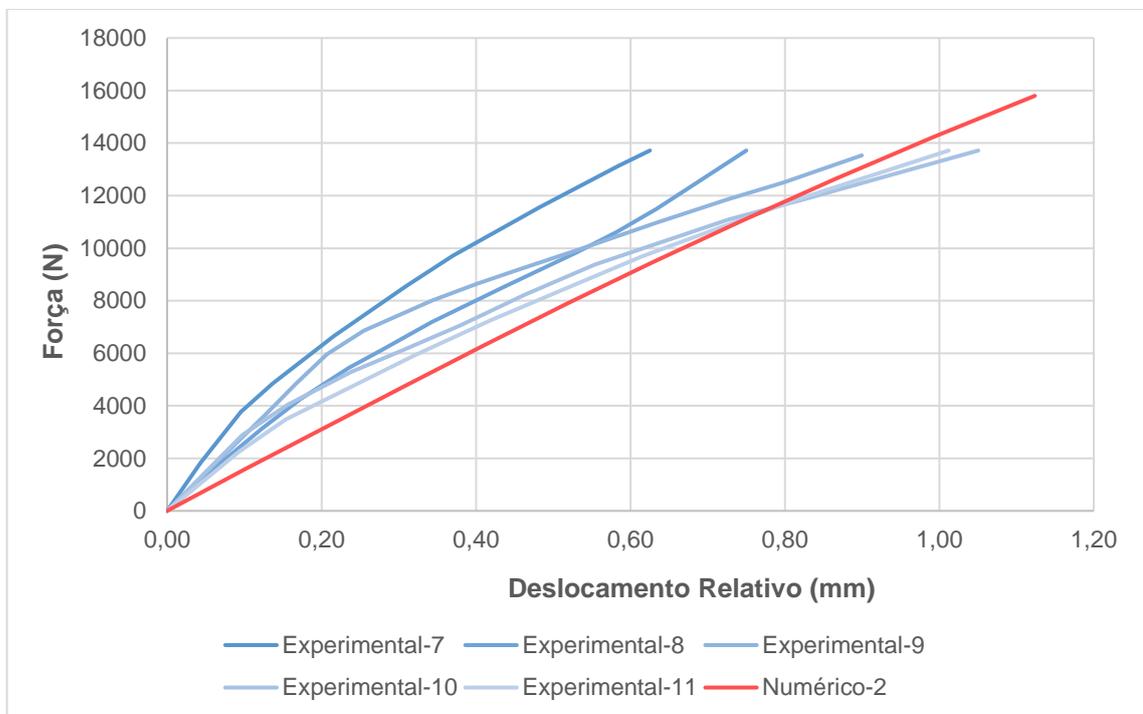
Quatro simulações foram rodadas para comparação das curvas Força x Deslocamento, utilizando os valores de F_{U,40%} retirados da Tabela 12 e arredondados para cima. Os casos contemplam as duas espécies de madeira com pinos metálicos de 10 e 12,5 mm. Para a espécie Caixeta e pinos de 10 mm, o valor da força simulada foi de 10000N, já com pinos de 12,5 mm, foi de 15800N. Para a espécie Roxinho, utilizou-se uma força de 21800N para o caso dos pinos de 10 mm e 29100N para os de 12,5 mm. As Figuras 22, 23, 24 e 25 mostram essa comparação das curvas e a aproximação das simulações com os resultados experimentais.

Figura 22 – Comparação das curvas Força x Deslocamento – Caixaeta – 10 mm



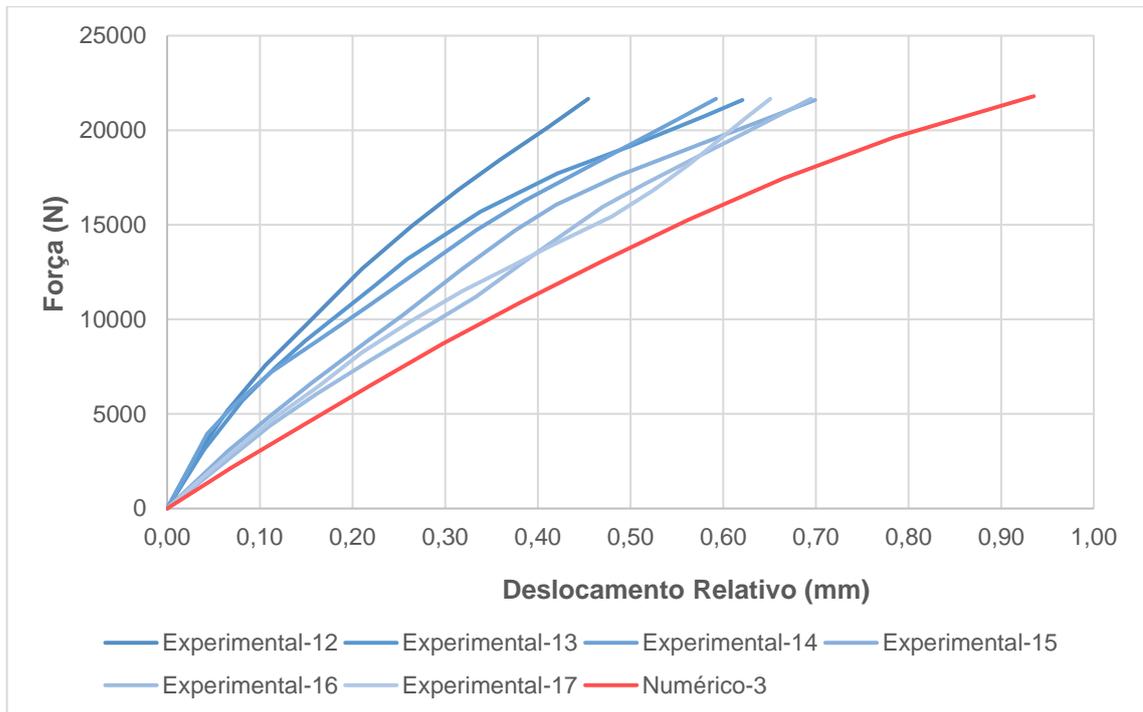
Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 23 – Comparação das curvas Força x Deslocamento – Caixaeta – 12,5 mm



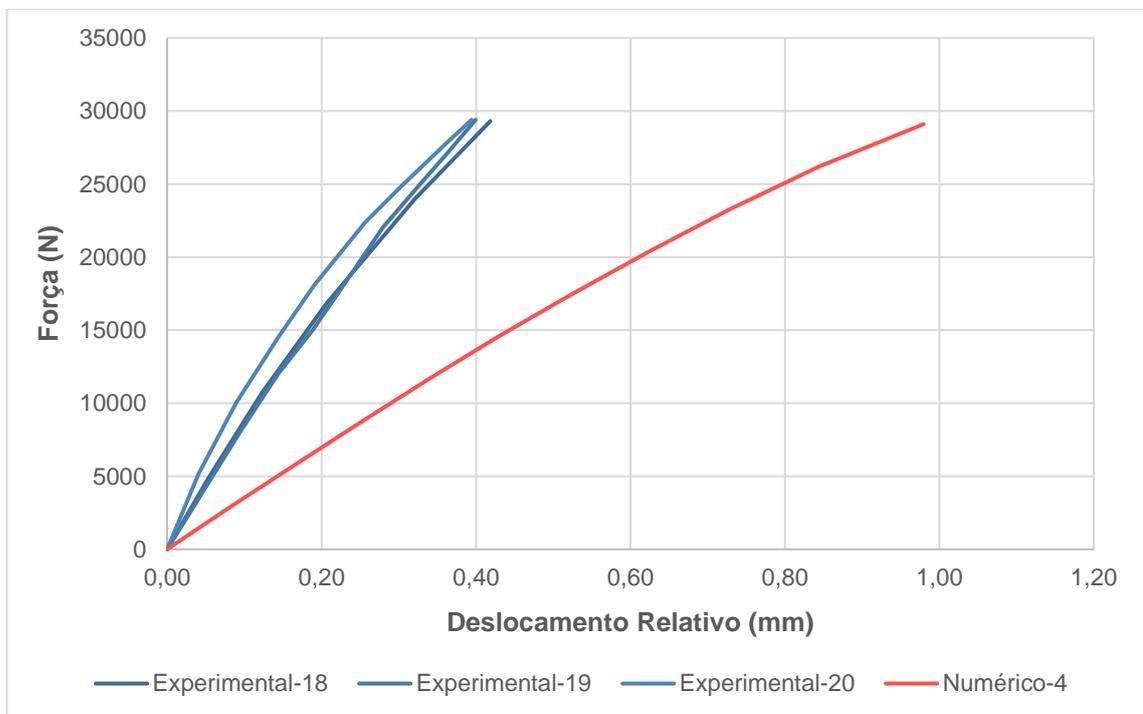
Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 24 – Comparação das curvas Força x Deslocamento – Roxinho – 10 mm



Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 25 – Comparação das curvas Força x Deslocamento – Roxinho – 12,5 mm



Fonte: Elaborada pelo autor.

Pode-se notar que, para a espécie Caixeta, as curvas ficaram bem próximas dos valores obtidos experimentalmente. Já para o Roxinho, com o diâmetro de pino de 10 mm, a curva também se aproximou bastante da experimental, entretanto a curva com pinos de 12,5 mm já se distanciou mais dos resultados obtidos por Johanns (2020). Constata-se também que foram poucos os resultados experimentais obtidos para esse último caso, o que pode ter influenciado nesse distanciamento maior da curva do modelo, além de todas as imprecisões e simplificações associadas ao modelo numérico, no qual foram adotadas certas propriedades mecânicas das madeiras, como os coeficientes de Poisson e módulos de elasticidade nas direções radial e tangencial.

Na sequência das simulações numéricas, foram analisadas as forças últimas de cada caso. Para isso uma carga com valor maior do que a força última máxima obtida experimentalmente foi utilizada nos modelos numéricos para avaliar qual seria a força limite obtida em cada situação. Para a Caixeta com pinos de 10 mm, o valor da força simulada foi de 28000N, já com pinos de 12,5 mm, foi de 45000N. Para a espécie Roxinho, utilizou-se uma força de 62000N para o caso com pinos de 10 mm e 85000N para os de 12,5 mm. Esses valores foram escolhidos arbitrariamente, sendo maiores do que as forças últimas experimentais da Tabela 12, para garantir que os critérios adotados para a falha da ligação fossem alcançados.

Tabela 13 – Comparação de forças últimas dos modelos

Espécie	d (mm)					
	10,0			12,5		
	F _{U,exp} (N)	F _{U,num} (N)	Diferença (%)	F _{U,exp} (N)	F _{U,num} (N)	Diferença (%)
Caixeta	23830	26037	9,26	39472	32918	-16,60%
Roxinho	54476	36546	-32,91%	72643	59705	-17,81%

Fonte: Elaborada pelo autor.

Em três das quatro situações simuladas, os modelos numéricos conseguiram se aproximar bem dos resultados experimentais. Mesmo com as simplificações adotadas para modelar os materiais e, ainda, considerando somente as médias dos valores de força última obtidos nos experimentos desenvolvidos por Johanns (2020), as diferenças foram inferiores a 20% nos dois modelos simulando a Caixeta e no modelo simulando o Roxinho com conector de 12,5 mm. Esses são resultados bem interessantes e mostram que as simulações numéricas podem representar com boa precisão a curva Força x Deformação dos materiais.

A divergência no modelo de simulação do Roxinho com pinos de 10 mm em relação aos resultados experimentais requer maiores estudos, pois não foi possível obter a

convergência do modelo no ABAQUS, testando de diversas formas. Isso também aconteceu em algumas outras simulações da pesquisa, conforme será explanado melhor nas discussões.

4.4 CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE O CAPÍTULO

Após todo o processo de calibragem, pôde-se concluir que os modelos simulados conseguiram representar bem os modelos obtidos experimentalmente e, com isso, puderam ser utilizados para um estudo paramétrico, a fim de avaliar qual a influência de cada parâmetro no resultado final da força última e no modo de falha dos protótipos de ligação.

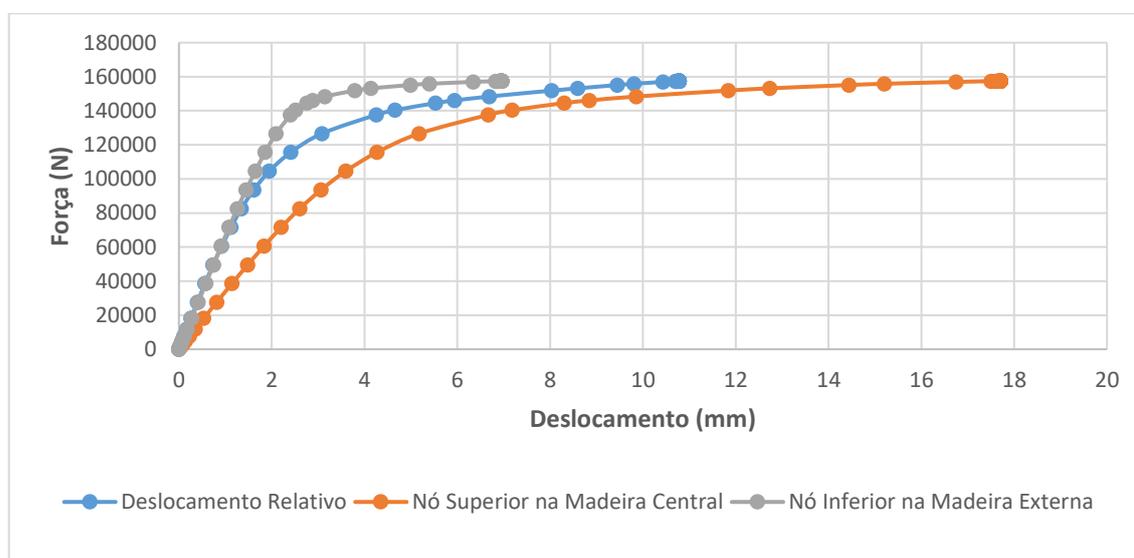
5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Conforme já comentado anteriormente, algumas inconsistências surgiram ao longo do desenvolvimento desta pesquisa e não puderam ser resolvidas mesmo após diversas tentativas de correção dos modelos. Aparentemente, não há nada de errado com a modelagem, já que simulações exatamente iguais, com somente variação no parâmetro da classe de resistência da madeira, foram bem-sucedidas e com resultados compatíveis.

A inconsistência enfrentada consistiu na não convergência de certas simulações muito antes do previsto, com deslocamentos muito distantes dos 15 mm recomendados para finalizar os ensaios e definir a força última. Em alguns casos também houve divergência dos modelos a partir de certo ponto, mas ficou muito caracterizado que a simulação realmente chegou no limite de resistência da ligação, com deslocamentos excessivos aumentando exponencialmente e gerando a parada da simulação. Todavia, em outras simulações, principalmente nos casos com quatro pinos de 16 mm na ligação, o modelo simplesmente não passava de incrementos baixos de carga, gerando pouco deslocamento total e relativo entre as peças, o que não permitiu a coleta de um resultado confiável para a força última do modelo simulado.

Os casos em que foi caracterizada a falha do modelo, mesmo antes de atingir os 15 mm de deslocamento relativo, puderam ter suas forças últimas determinadas como a parcela máxima de carga que o software conseguiu aplicar na ligação. Um exemplo disso foi a simulação Sim-45, na qual o deslocamento relativo máximo foi de 10,78 mm com uma carga aplicada de 157440 N. A Figura 26 mostra perfeitamente o decorrer da simulação, nota-se que foi alcançado um patamar em que os deslocamentos aumentam muito com pouca carga aplicada, indicando que a força última do modelo foi alcançada.

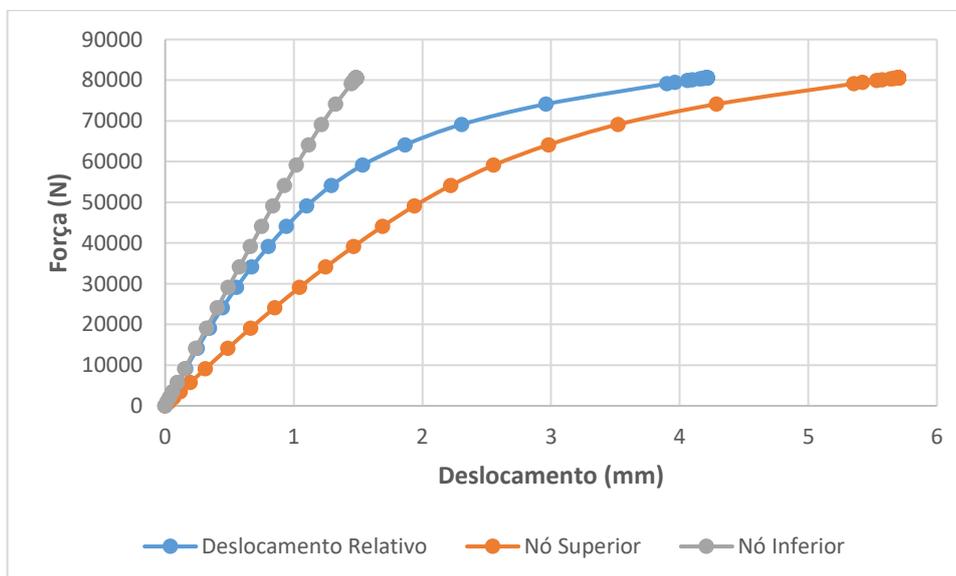
Figura 26 – Resultados Força x Deslocamento na Sim-45



Fonte: Elaborada pelo autor.

Agora, analisando um caso que não deu certo e com muito pouco deslocamento teve o critério de parada do ABAQUS alcançado, verifica-se na Figura 27 o caso da simulação Sim-25, que não conseguiu aplicar mais carga no modelo, mesmo com um deslocamento relativo de 4,21 mm. O último incremento de carga aplicado com sucesso foi de 80604 N, o que traz certa inconsistência se comparado com os valores de outras simulações parecidas, como por exemplo, quando comparado com a Sim-20, com os mesmos parâmetros, exceto o diâmetro do pino. Na Sim-20 temos uma força última de 87989 N com uma madeira classe D60 com três pinos de 10 mm, enquanto que na Sim-25 temos a mesma situação, mas com pinos de 12,5 mm. Intuitivamente, o valor da força última na Sim-25 deveria ser maior do que na Sim-20, assim como acontece com diversos outros casos aqui estudados.

Figura 27 – Resultados Força x Deslocamento na Sim-25

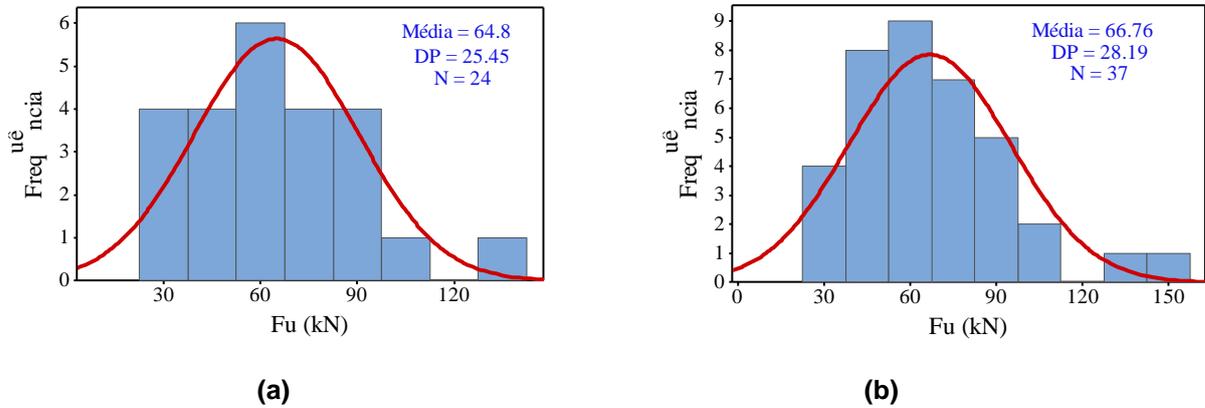


Fonte: Elaborada pelo autor.

Pela análise da Figura 27, podemos ver que a situação é totalmente diferente da encontrada na Figura 26. Não há indícios de que a simulação tenha alcançado um patamar de aplicação da força ou que a capacidade limite da ligação tenha sido alcançada. Por isso, resolveu-se não adicionar as simulações em que tal fato ocorreu nas análises estatísticas.

Na Figura 28 são ilustrados os histogramas acerca da distribuição de frequência da força última obtidos das simulações numéricas, cabendo destacar que foram considerados dois grupos, um em que os deslocamentos verticais relativos entre as peças de madeira se aproximaram de 15 mm, e outro em que tais deslocamentos foram inferiores.

Figura 28 – Histograma da distribuição de frequências acerca dos valores da força última obtidos das simulações numéricas considerando os casos com deslocamentos relativos muito próximos de 15 mm (a) e inferiores a 15 mm (b).



Fonte: Elaborada pelo autor.

Do total de 45 simulações, 24 delas tiveram modelos que convergiram e alcançaram deslocamentos verticais relativos acima de 15 mm. Já considerando os casos com deslocamentos que não atingiram o referido valor, mas que trouxeram bons indicadores de que a força última do modelo foi alcançada antes disso, obteve-se um total de 37 simulações. As 8 simulações restantes (Sim-35, Sim-38, Sim-39, Sim-40, Sim-41, Sim-42, Sim-43 e Sim-44), que ficaram de fora dos dois modelos estatísticos, não trouxeram resultados coerentes e não indicavam que a força última do modelo tenha sido alcançada.

Analisando o primeiro histograma da Figura 28(a), nota-se uma distribuição não tão adequada quanto a do histograma da Figura 28(b). Isso foi causado pela maior quantidade de simulações contidas na segunda distribuição e um melhor arranjo dos dados. Assim, eles não se acumulam nas pontas do histograma, e sim no centro.

Nas Tabelas 14 e 15 são apresentados os resultados da análise de correlação de Pearson ($-1 \leq r \leq 1$) e também da análise de variância (5% de significância) entre as variáveis livres (n_p , \emptyset_p , CR) e a força última para os grupos de resultados da força última associados aos deslocamentos próximos e inferiores a 15 mm, respectivamente.

Tabela 14 – Resultados das análises de correlação considerando os resultados das simulações com deslocamentos verticais relativos próximos de 15 mm.

Var.	Estat.	Fu	CR	n_p
CR	r	0.740		
	p-valor	<u>0.000</u>		
n_p	r	0.522	0.086	
	p-valor	<u>0.009</u>	0.688	
\emptyset_p	r	0.290	0.074	- 0.372
	p-valor	0.169	0.731	0.074

Fonte: Elaborada pelo autor.

Tabela 15 – Resultados das análises de correlação considerando os resultados das simulações com deslocamentos verticais relativos inferiores a 15 mm.

Var.	Estat.	F _u	CR	N _p
CR	r	0.712		
	p-valor	<u>0.000</u>		
n _p	r	0.411	-0.094	
	p-valor	<u>0.012</u>	0.581	
Ø _p	r	0.411	0.095	-0.160
	p-valor	<u>0.012</u>	0.574	0.344

Fonte: Elaborada pelo autor.

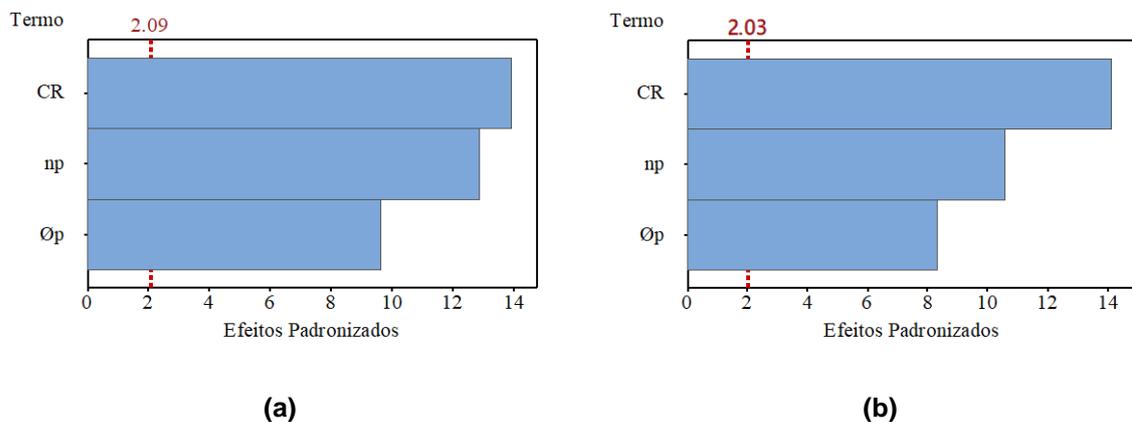
Em ambas as correlações os valores de r que relacionam os parâmetros com a força última (F_u) foram todos positivos, o que indica que aumentando os parâmetros analisados, a força última da ligação tende a aumentar também. Pela análise de variância desses casos, algo interessante apareceu, como a não significância do parâmetro Ø_p na correlação entre os dados do primeiro modelo e a força última. Já no segundo modelo, com maior número de dados, há correlação significativa entre todos os parâmetros para a determinação do resultado da força última.

As Equações (55) e (56) expressam os modelos de regressão obtidos considerando os valores da força última associados aos deslocamentos próximos e inferiores a 15 mm, respectivamente, e na Figura 29 são apresentados os gráficos de Pareto associados a ambas as equações.

$$F_u \text{ (kN)} = - 106.69 + 1.1759 \cdot CR + 24.97 \cdot n_p + 4.884 \cdot \text{Ø}_p \quad R^2 = 95.74\% \quad (55)$$

$$F_u \text{ (kN)} = - 107.30 + 1.412 \cdot CR + 20.56 \cdot n_p + 4.877 \cdot \text{Ø}_p \quad R^2 = 91.50\% \quad (56)$$

Figura 29 – Gráficos de Pareto referente aos modelos de regressão das Equações (55)(a) e (56)(b).



Fonte: Elaborada pelo autor.

Das equações de regressão obtidas, cabe destacar que o coeficiente de determinação para o primeiro modelo, com deslocamentos verticais relativos próximos de 15 mm, foi de 95,74% (o modelo explica quase 96% das variações das variáveis independentes). Para o segundo modelo, com deslocamentos verticais relativos inferiores a 15 mm, esse valor reduziu um pouco para 91,50%, porém ainda continua explicando mais de 90% das variações dos parâmetros. Isso implica que ambos os modelos podem ser utilizados com boa precisão na estimativa da força última em ligações de estruturas de madeira.

Ainda analisando as Equações (55) e (56), cabe evidenciar que aumentos nas variáveis independentes (n_p , \varnothing_p , CR) do estudo paramétrico implicam em aumentos no valor da força última suportada pelo protótipo de ligação. Da análise de sensibilidade de ambas as equações, o fator de maior significância consistiu na classe de resistência da madeira, seguida pela quantidade de conectores na ligação e, por fim, pelo diâmetro dos conectores metálicos. Todos os fatores têm significância por estarem com o valor de Pareto superior aos índices de referência (2,09 e 2,03), o que destaca que todos os parâmetros influenciam de forma significativa nos valores da força última.

Com as duas equações de regressão obtidas, foi possível comparar os resultados fornecidos por elas com os resultados de força última obtidos pelas equações da ABNT NBR 7190-1 (2022). Isso foi realizado a seguir e esses resultados estão indicados na Tabela 16.

Tabela 16 – Valores de força última calculados com Equações (55) e (56) e com as equações teóricas da ABNT NBR 7190-1 (2022).

Simulação	Equação (55)[kN]	Equação (56)[kN]	Equações ABNT NBR 7190-1 (2022)[kN]	F _u numérico [kN]
Sim-1	15.61	10.83	14.63	24.81
Sim-2	27.37	24.95	17.03	33.63
Sim-3	39.13	39.07	19.39	42.45
Sim-4	50.89	53.19	21.26	50.83
Sim-5	62.64	67.31	24.05	58.83
Sim-6	27.82	23.02	20.47	30.54
Sim-7	39.58	37.14	23.52	37.91
Sim-8	51.34	51.26	26.49	49.34
Sim-9	63.10	65.38	28.83	60.48
Sim-10	74.85	79.50	32.30	70.53
Sim-11	44.91	40.09	30.23	41.67
Sim-12	56.67	54.21	34.30	53.14
Sim-13	68.43	68.33	38.19	65.49
Sim-14	80.19	82.45	41.23	77.09
Sim-15	91.95	96.57	45.68	88.60

Sim-16	40.58	31.39	21.95	37.14
Sim-17	52.34	45.51	25.55	50.45
Sim-18	64.10	59.63	29.09	63.72
Sim-19	75.86	73.75	31.89	71.47
Sim-20	87.61	87.87	36.07	87.99
Sim-21	52.79	43.58	30.71	40.11
Sim-22	64.55	57.70	35.28	60.81
Sim-23	76.31	71.82	39.74	76.36
Sim-24	88.07	85.94	43.25	96.20
Sim-25	99.82	100.06	48.44	80.60
Sim-26	69.88	60.65	45.35	52.56
Sim-27	81.64	74.77	51.44	73.37
Sim-28	93.40	88.89	57.29	86.43
Sim-29	105.16	103.01	61.84	110.52
Sim-30	116.92	117.13	68.53	132.95
Sim-31	65.55	51.95	29.27	42.94
Sim-32	77.31	66.07	34.06	58.81
Sim-33	89.07	80.19	38.78	83.86
Sim-34	100.83	94.31	42.52	100.59
Sim-36	77.76	64.14	40.95	52.51
Sim-37	89.52	78.26	47.05	67.98
Sim-45	141.89	137.69	91.37	157.44

Fonte: Elaborada pelo autor.

Na Tabela 17, foi feita a relação entre as forças calculadas pelas Equações (55) e (56) com a força teórica obtida por meio das Equações (31), (32), (33) e (34) da ABNT NBR 7190-1 (2022). A força obtida diretamente dos modelos numéricos também foi relacionada com a força teórica do documento normativo brasileiro.

Tabela 17 – Relações entre as forças últimas dos modelos numérico e de regressão com a força última teórica da ABNT NBR 7190-1 (2022).

Simulação	$\frac{F_{TEO}}{F_{U,Eq. 55}}$	$\frac{F_{TEO}}{F_{U,Eq. 56}}$	$\frac{F_{TEO}}{F_{U,num}}$
Sim-1	0.94	1.35	0.59
Sim-2	0.62	0.68	0.51
Sim-3	0.50	0.50	0.46
Sim-4	0.42	0.40	0.42
Sim-5	0.38	0.36	0.41
Sim-6	0.74	0.89	0.67
Sim-7	0.59	0.63	0.62

Sim-8	0.52	0.52	0.54
Sim-9	0.46	0.44	0.48
Sim-10	0.43	0.41	0.46
Sim-11	0.67	0.75	0.73
Sim-12	0.61	0.63	0.65
Sim-13	0.56	0.56	0.58
Sim-14	0.51	0.50	0.53
Sim-15	0.50	0.47	0.52
Sim-16	0.54	0.70	0.59
Sim-17	0.49	0.56	0.51
Sim-18	0.45	0.49	0.46
Sim-19	0.42	0.43	0.45
Sim-20	0.41	0.41	0.41
Sim-21	0.58	0.70	0.77
Sim-22	0.55	0.61	0.58
Sim-23	0.52	0.55	0.52
Sim-24	0.49	0.50	0.45
Sim-25	0.49	0.48	0.60
Sim-26	0.65	0.75	0.86
Sim-27	0.63	0.69	0.70
Sim-28	0.61	0.64	0.66
Sim-29	0.59	0.60	0.56
Sim-30	0.59	0.59	0.52
Sim-31	0.45	0.56	0.68
Sim-32	0.44	0.52	0.58
Sim-33	0.44	0.48	0.46
Sim-34	0.42	0.45	0.42
Sim-36	0.53	0.64	0.78
Sim-37	0.53	0.60	0.69
Sim-45	0.64	0.66	0.58

Fonte: Elaborada pelo autor.

Nota-se que em todos os casos, exceto um, a força calculada pelas equações normativas é menor do que as forças últimas suportadas pelas ligações. Isso demonstra que realmente o documento normativo é muito conservador no cálculo da força última de ligações com cisalhamento duplo em estruturas de madeira, assim como constatado por Johans (2020). O valor calculado pelo documento normativo chega a ficar somente na faixa dos 40~50% em diversos casos, o que mostra que a ligação resistiria praticamente o dobro de carga para a qual está sendo dimensionada. Destaca-se também que todos os valores mostrados são característicos, ou seja, ainda haveria uma boa redução dessa força última teórica causada pelos coeficientes de ponderação.

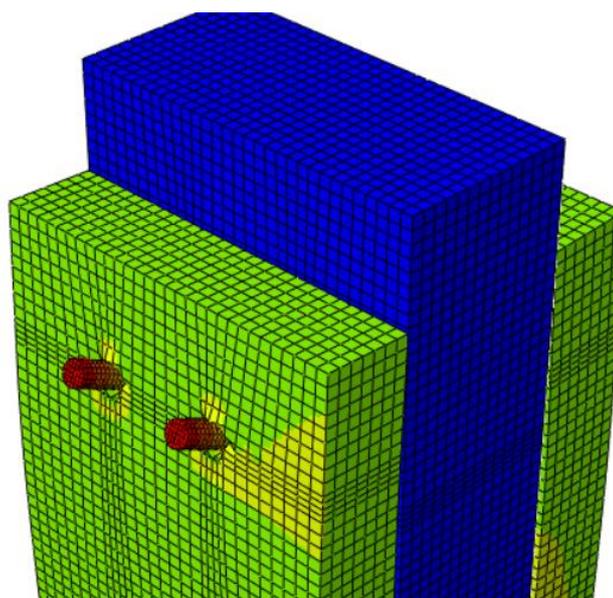
Analisando bem as relações, vê-se que os maiores valores ocorrem nas simulações com as menores classes de resistência da madeira, enquanto que os menores valores anotados ocorrem nas simulações com classe de resistência D60. Ou seja, as equações normativas geram resultados muito mais conservadores para as espécies de madeira com alta densidade, fato que pode ser justificado pela utilização dos modelos presentes no EUROCODE 5 (2004), que foram desenvolvidos com estudos em madeiras de regiões não tropicais e que possuem densidade e resistência muito inferiores a certas espécies de madeiras brasileiras.

Outra hipótese a se considerar é que os valores definidos para as propriedades mecânicas das madeiras estudadas podem ser muito próximos dos valores reais para as madeiras das menores classes de resistência, enquanto que podem não ser tão precisos nas madeiras mais resistentes. Com isso, é possível que as equações obtidas pelos modelos de regressão sejam muito mais precisas para calcular a força última de madeiras com menor resistência, do que para as das classes D50 e D60.

Quanto aos modos de falha obtidos nas simulações desse trabalho, a grande maioria dos casos mostrou a falha do protótipo ocorrendo na flexão dos pinos metálicos, com muito pouco embutimento na madeira. Alguns casos de falhas com embutimento dos pinos nas peças de madeira ocorreram somente nas simulações com quatro pinos e diâmetro de 16,0mm, nas quais ainda ocorreu certa flexão do pino, mas com valores não tão significativos.

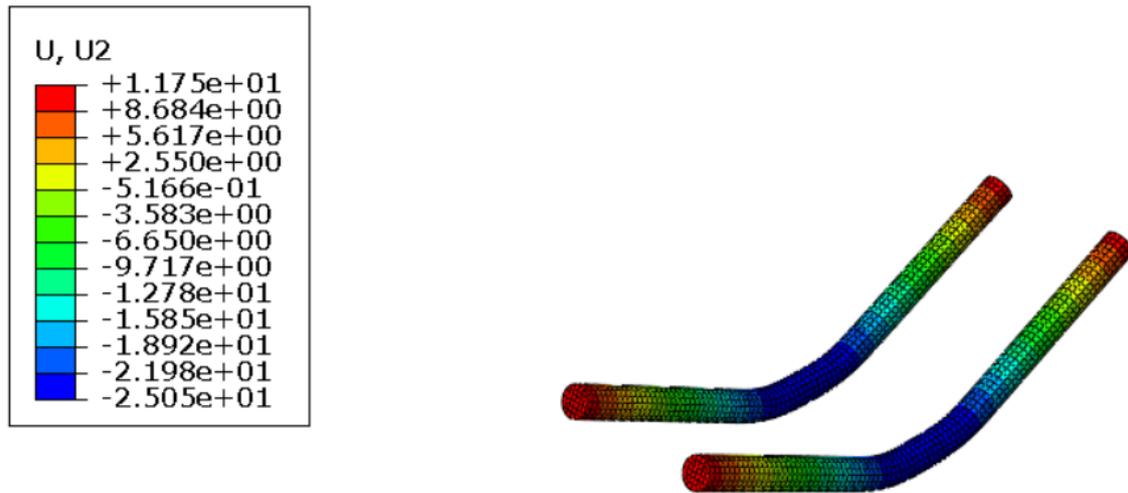
Alguns exemplos dos modos de falha obtidos podem ser visualizados nas Figuras 30, 31, 32, 33, 34 e 35.

Figura 30 – Modo de falha de um protótipo com dois pinos de 10,0mm



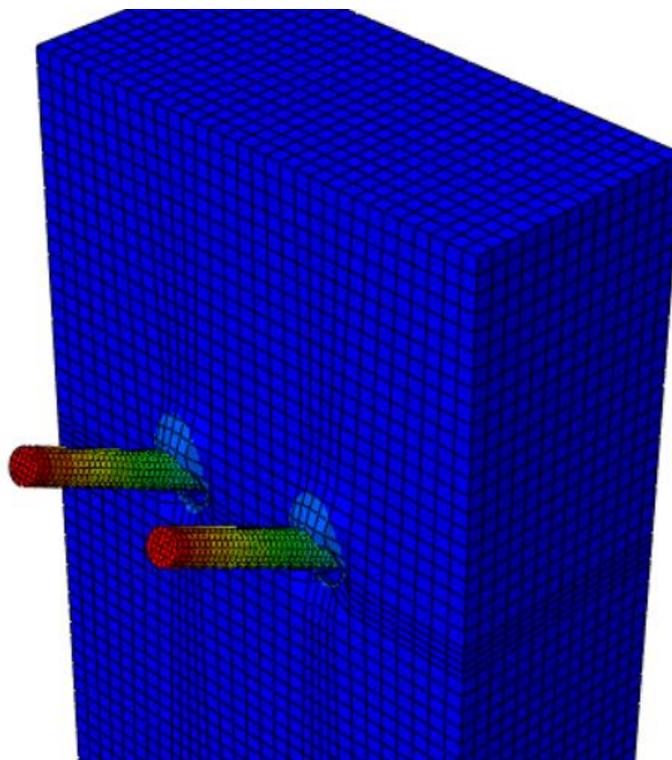
Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 31 – Visualização da flexão dos pinos na falha de um protótipo com dois pinos de 10,0mm



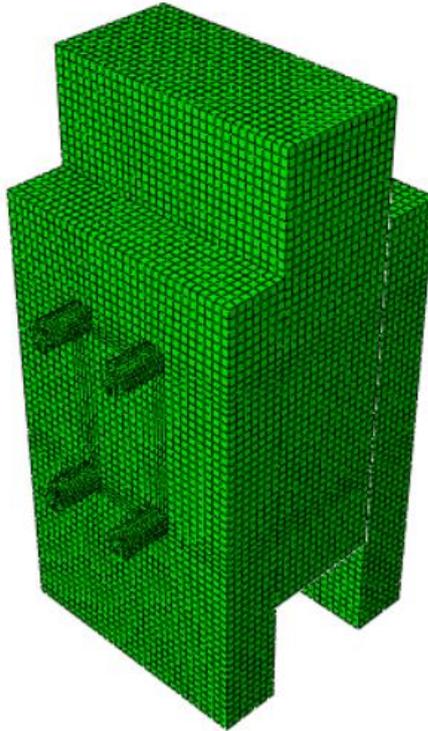
Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 32 – Visualização da peça interna de madeira na falha de um protótipo com dois pinos de 10,0mm



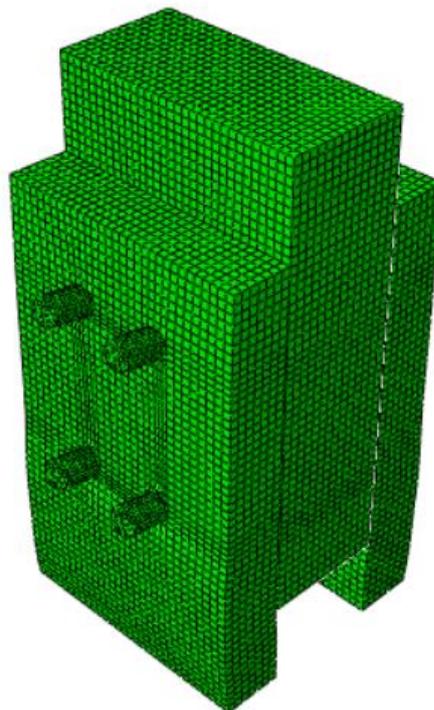
Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 33 – Protótipo com quatro pinos de 16,0mm antes da aplicação da carga



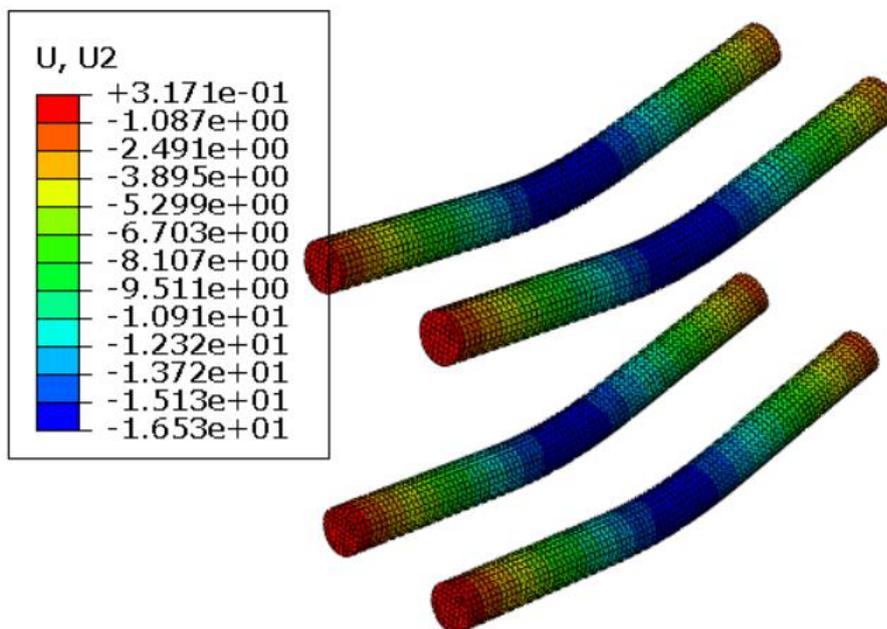
Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 34 – Protótipo com quatro pinos de 16,0mm após a aplicação da carga



Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 35 – Visualização da flexão dos pinos no protótipo de quatro pinos de 16,0mm



Fonte: Elaborada pelo autor.

As Figuras 33, 34 e 35 são referentes a Sim-45, a única simulação com quatro pinos de 16,0mm que não apresentou as inconsistências já comentadas e conseguiu aplicar um deslocamento relativo de 15mm entre as peças de madeira. Nela, pode-se ver que não ocorre tanta flexão nos pinos metálicos, quanto ao caso da Figura 31, referente à Sim-1. Quando a madeira foi mais requisitada e os pinos metálicos começaram a embutir nas peças, as simulações começaram a apresentar as inconsistências.

Verifica-se uma distorção dos elementos finitos nas peças de madeira externas próximo à base e ao apoio fixo. Isso pode ter alguma relação quanto a não convergência dos modelos e a impossibilidade de aplicação de mais carga. A situação demonstrada na Figura 34 aponta certo esmagamento das peças de madeira na base. São necessários mais estudos para avaliar esse comportamento e obter mais conclusões a respeito disso.

6. CONCLUSÕES

Fato muito presente na literatura correlata e citado desde o começo desse trabalho mostra que os modelos normativos para o cálculo e análise da força última de ligações em estruturas de madeira são muito conservadores e geram resultados de resistência bem inferiores aos reais, principalmente pelo fato de serem baseados em estudos provenientes de países em zona temperada. A grande maioria dos países da Europa e da América do Norte, assim como China, Japão e vários outros países desenvolvidos estão nessa zona, muito diferente do clima tropical que predomina em nosso país. Para ajudar, grande parte da produção científica mundial é proveniente desses países mais desenvolvidos.

As árvores do clima tropical são totalmente diferentes das do clima temperado, o que pode causar erros nos cálculos de propriedades resistentes de elementos de madeira. No caso, não há tamanha preocupação com a segurança das estruturas, já que as madeiras brasileiras são mais densas e mais resistentes do que as das zonas temperadas, o que ajuda a jogar a favor da segurança, caso um modelo não seja tão preciso. Entretanto, dependendo da imprecisão do modelo, isso pode gerar um certo desperdício de material, que no caso da madeira, ainda é um desperdício de recursos naturais.

Por isso, conforme discutido e analisado no capítulo anterior, fica evidente que maiores estudos precisam ser realizados para melhor entender os modos de falha e valores da força última de ligações com situação de cisalhamento duplo em estruturas de madeira. Particularmente, para que os tipos e classes de madeiras brasileiras e tropicais tenham suas propriedades melhor descritas e conhecidas.

No objetivo geral desta pesquisa, nota-se que é válido e muito útil realizar a modelagem numérica dessas ligações. O trabalho conseguiu modelar, simular e chegar a valores próximos aos ensaiados em laboratório por Johanns (2020), validando o modelo numérico e possibilitando o uso dele para outros estudos, como os casos avaliados no estudo paramétrico.

Um total de 45 simulações foram realizadas, variando as classes de resistência das madeiras entre 20 e 60MPa, além de variar as quantidades de pinos na ligação e o diâmetro desses pinos. Foi possível simular o modo de falha de 37 dessas simulações e obter o valor da força última que o protótipo de ligação suportou. As outras 8 simulações restantes não trouxeram resultados coerentes e não indicavam que a força última do modelo tinha sido alcançada.

Dos modos de falha obtidos no estudo, a grande maioria aconteceu com a flexão dos pinos metálicos nos protótipos. Somente nas situações com maior quantidade de pinos e maior diâmetro dos mesmos, que apareceram alguns modos de falha com embutimento nas peças de madeira. Vale destacar aqui que os modos de ruptura dos modelos teóricos

apresentados são idealizações. Na prática, a falha da ligação ocorre em um modo intermediário entre cada caso, evidenciando tanto uma flexão no pino metálico, quanto um embutimento do pino na madeira.

Em seguida, foi possível prosseguir com a análise estatística e obter dois bons modelos de regressão, com coeficientes de determinação de 95,74% e 91,50%, que representam muito bem os casos simulados e demonstram que todos os parâmetros analisados influenciam de forma significativa nos valores de força última calculados. Com esses modelos, duas equações foram propostas para o cálculo da força última de ligações em estruturas de madeira, sendo que ambas não dependem do modo de falha do protótipo, podendo ser utilizadas em qualquer caso com parâmetros contidos nos intervalos desse estudo.

Os modelos numéricos com simulações computacionais se mostraram muito práticos e rápidos, sem o gasto e desperdício de materiais para os estudos, contudo que sejam bem modelados e calibrados. Mesmo com certas simplificações utilizadas e imprecisões associadas a elas, os modelos ainda conseguem se aproximar bem dos resultados experimentais e gerar parâmetros confiáveis que podem ser melhor estudados.

Nota-se que o estudo numérico não substitui totalmente o trabalho experimental para obter valores confiáveis, entretanto ele pode servir como um complemento essencial e ajudar muito na economia de tempo e de materiais, já que é possível realizar diversas simulações pelo computador antes de iniciar os ensaios em laboratório, levando a focar o trabalho experimental somente nos casos mais necessários ou em situações específicas.

Por fim, foi possível comparar os valores de força última, calculados pelas duas equações de regressão obtidas, com os valores calculados pelo modelo incorporado na ABNT NBR 7190-1 (2022) e com o valor de força última obtido na simulação numérica. Constatou-se uma considerável diferença entre os resultados teóricos do documento normativo brasileiro em relação a todos os outros valores calculados, demonstrando que os valores obtidos através das equações normativas são muito conservadores para os casos analisados.

Em síntese, com um olhar mais aprofundado nas simulações que não convergiram e aumentando o número de casos estudados, é possível que os modelos de regressão possam ficar ainda melhores e mais abrangentes. Além disso, as simulações numéricas ganham cada vez mais espaço no meio acadêmico para ajudar ainda mais no desenvolvimento científico de nosso país.

Referências Bibliográficas

ALMEIDA, D. H.; FERRO, F. S.; VARANDA, L. D.; CHRISTOFORO, A. L.; LAHR, F. A. R.; MOLINA, J. C.; CALIL JUNIOR, C. Comparação entre valores de ensaios experimentais e calculados da resistência ao embutimento da madeira de *Pinus taeda* L. **Revista Árvore**, v. 38, n. 2, p. 347–352, abr. 2014.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 7190**: Projeto de estruturas de madeira. Rio de Janeiro, 1997.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 7190-1**: Projeto de estruturas de madeira - Parte 1: Critérios de dimensionamento. Rio de Janeiro, 2022.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **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, 2022.

BRANCO, J. M. G. **Comportamento Das Ligações Tipo Cavilha Em Estruturas Mistas Madeira - Betão**. 2003. 150 f. Dissertação de mestrado em Engenharia Civil (área de especialização em Estruturas, Geotecnia e Fundações) – Escola de Engenharia, Universidade do Minho, Guimarães, 2003.

CHEN, Z.; NI, C.; DAGENAIS, C.; KUAN, S. WoodST: A Temperature-Dependent Plastic-Damage Constitutive Model Used for Numerical Simulation of Wood-Based Materials and Connections. **Journal of Structural Engineering**, v. 146, n. 3, mar. 2020.

CHRISTOFORO, A.L.; GOMES, A.F.F.; ARROYO, F.N.; MASCARENHAS, F.J.R.; SANTOS, H.F.D.; TOPOLNIAK, L.; AKASAKI, J.L. Reinforcement of Timber Beams with Steel Bars: Parametric Analysis Using the Finite Element Method. **Buildings**, v. 12, n. 7, p. 1036, 2022. DOI: <https://doi.org/10.3390/buildings12071036>

CHRISTOFORO, A. L.; PANZERA, T. H.; SILVEIRA, M. E.; SILVA, D. A. L.; PINHEIRO, R. V.; LAHR, F. A. R. Avaliação numérica do módulo de elasticidade em vigas roliças de madeira da espécie *Pinus elliottii*. **Ciência Florestal**, v. 26, n. 4, p. 1271, 28 dez. 2016.

DIAS, A. A.; TREVISAN, J. V. K.; JOHANNES, F. P. Critérios normativos para dimensionamento de ligações por parafusos passantes: avaliação experimental de protótipos. **Encontro Brasileiro em Madeiras e em Estruturas de Madeira**, mar. 2020.

DIAS, A. M. P. G.; VAN DE KUILEN, J. W.; LOPES, S.; CRUZ, H. A non-linear 3D FEM model to simulate timber–concrete joints. **Advances in Engineering Software**, v. 38, n. 8–9, p. 522–530, ago. 2007.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **BS EN 26891**: Timber structures - Joints made with mechanical fasteners - General principles for the determination of strength and deformation characteristics, Brussels: CEN, 1991.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **BS EN 338**: Structural timber - Strength classes, Brussels: CEN, 2009.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **BS EN 383**: Timber Structures - Test methods - Determination of embedment strength and foundation values for dowel type fasteners, Brussels: CEN, 2007.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **EUROCODE 5**: Design of timber structures - Part 1-1: General - Common rules and rules for buildings, Brussels: CEN, 2004.

FERNANDES, F. P. D. **Análise numérica de vigas mistas de madeira e concreto em situação de incêndio**. 171f. Dissertação de Mestrado (Engenharia de Estruturas), Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2018.

GOMES, A. F. F.; ALMEIDA FILHO, F. M. DE; MOLINA, J. C.; MASCARENHAS, F. J. R.; LAHR, F. A. R.; CHRISTOFORO, A. L. Influence of mean value of the modulus of elasticity in compression parallel to the grain on the design of timber trusses. **Acta Scientiarum. Technology**, v. 45, n. 1, p. e58733, 26 Aug. 2022. DOI: <https://doi.org/10.4025/actascitechnol.v45i1.58733>

HILL, R. A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. **Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences**, v. 193, n. 1033, p. 281–297, 27 maio 1948.

JOHANNIS, F. P. **Avaliação de parâmetros de resistência e de rigidez para o dimensionamento de ligações com parafusos passantes em estruturas de madeira**. 2020. 65 f. Dissertação (Mestrado em Ciências - Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas)) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2020.

JOHANSEN, K. W. Theory of timber connections. **International Association for Bridge and Structural Engineering**, v. 9, p. 249–262, 1949.

KHELIFA, M.; KHENNANE, A.; EL GANAOU, M.; CELZARD, A. Numerical damage prediction in dowel connections of wooden structures. **Materials and Structures**, v. 49, n. 5, p. 1829–1840, 19 maio 2016.

LUCA, V.; MARANO, C. Prestressed glulam timbers reinforced with steel bars. **Construction and Building Materials**, v. 30, p. 206–217, maio 2012.

MOLINA, J. C. **Análise de comportamento dinâmico da ligação formada por barras de aço coladas para tabuleiros mistos de madeira e concreto para pontes**. Tese de Doutorado, Universidade de São Paulo, 2008.

MOLINA, J. C.; CALIL JUNIOR, C. Estratégia para modelagem numérica de sistemas mistos considerando diferentes modelos de ruptura para os materiais. **Ingeniare. Revista chilena de ingeniería**, v. 17, n. 2, p. 256–266, ago. 2009.

MOSES, D. M.; PRION, H. G. L. Stress and failure analysis of wood composites: a new model. **Composites Part B: Engineering**, v. 35, n. 3, p. 251–261, jan. 2004.

O'CEALLAIGH, C.; CONWAY, M.; MEHRA, S.; HARTE, A. M. Numerical Investigation of Reinforcement of Timber Elements in Compression Perpendicular to the Grain using Densified Wood Dowels. **Construction and Building Materials**, v. 288, p. 122990, 21 jun. 2021.

PFEIL, W.; PFEIL, M. **Estruturas de Madeira**. 6. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2017.

PORTEOUS, J.; KERMANI, A. **Structural Timber Design To Eurocode 5**. Oxford, UK: Blackwell Science Ltd, 2007.

REITERER, A.; STANZL-TSCHEGG, S. E. Compressive behaviour of softwood under

uniaxial loading at different orientations to the grain. **Mechanics of Materials**, v. 33, n. 12, p. 705–715, dez. 2001.

SERVIÇO FLORESTAL BRASILEIRO. **Laboratório de Produtos Florestais**, 2022. Banco de dados de Madeiras Brasileiras - MARUPÁ. Disponível em: https://lpf.florestal.gov.br/pt-br/?option=com_madeirasbrasileiras&view=especieestudada&especieestudadaid=231. Acesso em: 22 jan. 2023.

SERVIÇO FLORESTAL BRASILEIRO. **Laboratório de Produtos Florestais**, 2022. Banco de dados de Madeiras Brasileiras - ROXINHO. Disponível em: <https://lpf.florestal.gov.br/pt-br/component/madeirasbrasileiras/especieestudada?especieestudadaid=192>. Acesso em: 22 jan. 2023.

SILVA, E. N.; SOUZA, A. S. C. Simulação numérica do comportamento de vigas mistas de aço e concreto protendidas [Numerical behavior analysis of prestressed steel-concrete composite beams]. **REEC - Revista Eletrônica de Engenharia Civil**, v. 15, n. 1, 30 jul. 2018.

SILVA JUNIOR, J. **Avaliação experimental da resistência de ligações em corte duplo em madeira com parafusos passantes**. 2017. 79 f. Trabalho de Conclusão de Curso (Bacharelado em Engenharia Civil) – Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Campo Mourão, 2017.

TRAN, T. T.; THI, V. D.; KHELIFA, M.; OUDJENE, M.; ROGAUME, Y. A constitutive numerical modelling of hybrid-based timber beams with partial composite action. **Construction and Building Materials**, v. 178, p. 462–472, jul. 2018.

VILGUTS, A.; STAMATOPOULOS, H.; MALO, K. A. Parametric analyses and feasibility study of moment-resisting timber frames under service load. **Engineering Structures**, v. 228, p. 111583, 1 fev. 2021.