

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS**  
**CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E DE TECNOLOGIA**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO *EM ENGENHARIA CIVIL***

**DETERMINAÇÃO DA RIGIDEZ DA LIGAÇÃO APARAFUSADA DO  
COMPÓSITO MADEIRA-CONCRETO SOB FLEXÃO: UM ESTUDO  
PARAMÉTRICO**

**Edson Fernando Castanheira Rodrigues**

São Carlos  
2025

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS**  
**CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E DE TECNOLOGIA**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO *EM ENGENHARIA CIVIL***

**DETERMINAÇÃO DA RIGIDEZ DA LIGAÇÃO APARAFUSADA DO  
COMPÓSITO MADEIRA-CONCRETO SOB FLEXÃO: UM ESTUDO  
PARAMÉTRICO**

**Edson Fernando Castanheira Rodrigues**

Texto apresentado ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de São Carlos para a obtenção do título de doutor em Engenharia Civil.

**Área de Concentração:** Estruturas e Geotecnia

**Orientador:** Prof. Dr. André Luis Christoforo

São Carlos  
2025



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS**

Centro de Ciências Exatas e de Tecnologia  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

---

**Folha de Aprovação**

---

Defesa de Tese de Doutorado do candidato Edson Fernando Castanheira Rodrigues, realizada em 11/06/2025.

**Comissão Julgadora:**

Prof. Dr. Andre Luis Christoforo (UFSCar) Prof.

Dr. Leandro Jose da Silva (UFSJ)

Prof. Dr. Markssuel Teixeira Marvila (UFV)

Prof. Dr. Jorge Daniel de Melo Moura (UEL)

Prof. Dr. Alex Micael Dantas de Sousa (UNESP)

O Relatório de Defesa assinado pelos membros da Comissão Julgadora encontra-se arquivado junto ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil.

## AGRADECIMENTOS

---

À minha minha mãe Maria Abadia, por todo seu amor e apoio.

Ao meu irmão Junior, pela amizade de uma vida.

Ao meu Pai Sebastião pelo apoio e carinho.

Ao meu saudoso avô, José Barbosa, símbolo máximo de amor e resiliência. Em todos momentos difíceis dessa caminhada me lembrei de sua inabalável determinação.

Aos meus grandes amigos e familiares: Max, Mailson, Hélio, Rodrigo, Daniel, Ariel, Vitória e Letícia. Obrigado por tudo!

À Larissa, por ser determinante nesse caminho acadêmico que escolhi percorrer.

À Gabriela, pela amizade e consideração. Obrigado, minha amiga.

À minha doce Jéssica, pelo seu companheirismo e amor.

Aos amigos que a vida acadêmica me deu: João Boff, Fernando Mascarenhas, Heloiza Ruthes e Iuri Fazolin.

Ao meu orientador e amigo, André Luis Christoforo. O seu apoio, amizade e paciência tornou tudo mais fácil. Muito obrigado!

Aos demais familiares e colegas que de alguma forma me apoiaram nessa caminhada.

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

À Universidade Federal de São Carlos, que me proporcionou a chance de me tornar um pesquisador e professor.

E por fim, ao dom da vida que me foi concedido.

---

### Referência [PT]:

RODRIGUES, E. F. C. **Determinação da rigidez da ligação aparafusada do compósito madeira-concreto sob flexão: um estudo paramétrico**. 2025. 116f. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) - Universidade Federal de São Carlos. São Carlos, 2025.

### Reference [EN]:

RODRIGUES, E. F. C. **Determination of the Stiffness of the screwed Timber-Concrete Composite Connection under Bending: A Parametric Study**. 2025. 116f. PhD thesis (PhD in Civil Engineering) – Federal University of São Carlos. São Carlos, 2025.

## RESUMO

Estruturas mistas madeira-concreto (MMC) vêm sendo bastante investigadas devido as vantagens de seu uso. Essa combinação dos dois materiais proporciona maior rigidez na flexão (concreto) e mais leveza (madeira) dentre outras vantagens. Uma propriedade que se faz importante na determinação da rigidez à flexão desse tipo de compósito é a rigidez da ligação. Essa pode ser analisada no estado limite de serviço (ELS) [ $K_{ser}$ ] e último (ELU) [ $K_u$ ]. Porém, devido à complexidade de sua determinação, poucas estimativas para seu cálculo podem ser encontradas. A estimativa apresentada pelo Eurocode 5 (2004) para o cálculo da rigidez de ligações com parafusos, não leva em consideração aspectos importantes como o módulo de elasticidade da madeira e comprimento de confinamento do parafuso na madeira. Para que fosse possível a determinação da rigidez da ligação de vigas com seus vários parâmetros de ligação, espaçamento dos parafusos e diferentes vãos, se fez necessário uma estimativa mais precisa que a do Eurocode 5 (2004). Devido a essa lacuna encontrada no cálculo da rigidez da ligação com parafusos, esse trabalho objetivou a obtenção de regressões que estimem o valor do  $K_{ser}$  e  $K_u$  para este tipo de conector. Tais regressões foram obtidas por meio de um estudo numérico paramétrico realizado no software Abaqus. Para este estudo paramétrico foram considerados modelos numéricos de vigas ao invés de ensaios push-out. Esta abordagem foi escolhida visando simular a situação real onde estas ligações são submetidas. Assim, as rigidezes foram estimadas em função dos módulos de elasticidade da madeira (7.635 MPa e 13.800 MPa), diâmetro (8 mm e 16 mm) e comprimento de confinamento do parafuso (80 mm e 160 mm), altura da viga de madeira (175 mm e 300 mm), espaçamento entre parafusos (250 mm e 500 mm), e do comprimento livre do vão da viga (2,8 m e 6,8 m), todos estes sempre variados em dois níveis. Esses parâmetros e níveis adotados resultaram em 64 simulações numéricas realizadas. Assim, esse trabalho tem o objetivo final de agregar maior segurança e eficiência no cálculo da rigidez da ligação desse tipo de estrutura. De acordo com resultados das simulações, definiu-se que o nível de rigidez da ligação é melhor relacionado com a carga de ruptura da viga e não com a da própria ligação. Os resultados apontaram que o módulo de elasticidade da madeira foi a propriedade que mais influenciou os resultados de rigidez da ligação, seguida pelo diâmetro do parafuso, comprimento de confinamento do parafuso na madeira, vão da viga, razão entre o vão da viga e altura da viga, e razão entre vão da viga e espaçamento entre parafusos. No caso do  $K_{u,60\%}$ , a altura da viga também passa a ser significativa. Porém, propriedades como espaçamento dos parafusos (para o  $K_{ser}$  e  $K_{u,60\%}$ ) e altura da viga (para o  $K_{ser}$ ) não foram significativas de forma isolada. As equações para o cálculo do  $K_{ser}$  e  $K_{u,60\%}$  apresentaram um R-quadrado de 0,842 e 0,91, e coeficiente de Pearson igual a 0,92 e 0,954, respectivamente. Para confirmar esses resultados, uma análise de variância reforçou a validade dos modelos de regressão encontrados. Os resultados também apontam que as rigidezes fornecidas pelas simulações numéricas são significativamente mais conservadoras que as estimativas realizadas pelo Eurocode 5 (2004) e Mirdad & Chui (2020a), com erros médios relativos de 135,79 % e 149,13 % na determinação do  $K_{ser}$ , e de 131,92 % e 147,29 % para o  $K_{u,60\%}$ , respectivamente. Assim recomenda-se a aplicação das regressões obtidas nesta pesquisa para o caso em que as propriedades da viga MMC se enquadrarem na gama de valores investigados. Já para o caso de ensaios push-out, essas equações não são aplicáveis devido à significância das propriedades de vão e altura da viga de madeira. O uso dessa equação se faz de grande valor para o projeto de estruturas MMC, visto que agrega maior segurança e precisão ao cálculo, conforme validação realizada.

**Palavras-chave:** Viga mista madeira-concreto; Rigidez da ligação; Flexão-cisalhamento; Parafuso; Ruptura na flexão.

## ABSTRACT

Timber-concrete composite (TCC) structures have been extensively investigated due to the advantages arising from its use. The combination of these two materials provides greater bending stiffness (concrete) and reduced self-weight (timber). A key property in determining the bending stiffness of this type of composite is the connection stiffness, which can be evaluated at the serviceability limit state (SLS) [ $K_{ser}$ ] and ultimate limit state (ULS) [ $K_u$ ]. However, due to the complexity of its determination, few accurate estimation models are available. The estimation proposed by Eurocode 5 (2004) for screwed connections does not consider important parameters such as the timber's elastic modulus and the screw embedment length in the timber. In order to enable a more reliable estimation of connection stiffness in beams with varying connection configurations, screw spacing, and span lengths, this study aimed to propose regression models that are more accurate than the Eurocode 5 (2004) predictions. To address this gap, a parametric numerical study was conducted using the Abaqus software, employing beam models instead of push-out specimens to reflect real structural behavior. The stiffness values were estimated as functions of timber elastic modulus (7,635 MPa and 13,800 MPa), screw diameter (8 mm and 16 mm), screw embedment length (80 mm and 160 mm), timber beam height (175 mm and 300 mm), screw spacing (250 mm and 500 mm), and beam span (2.8 m and 6.8 m), all varied at two levels, resulting in 64 simulations. The goal was to increase the safety and efficiency of stiffness prediction in this structural typology. Results indicated that connection stiffness correlates better with the beam failure load in bending than with the connection's capacity itself. The most influential parameter was the timber's elastic modulus, followed by screw diameter, embedment length, beam span, span-to-height ratio, and span-to-screw spacing ratio. For  $K_{u,60\%}$ , the beam height also proved to be significant. However, screw spacing (for both  $K_{ser}$  and  $K_{u,60\%}$ ) and beam height (for  $K_{ser}$ ) were not individually significant. The developed regression equations for  $K_{ser}$  and  $K_{u,60\%}$  yielded R-squared values of 0.842 and 0.91 and Pearson correlation coefficients of 0.92 and 0.954, respectively. ANOVA confirmed the statistical validity of these models. Compared to estimates from Eurocode 5 (2004) and Mirdad & Chui (2020a), the numerical simulations produced significantly more conservative stiffness values, with mean relative errors of 135.79% and 149.13% for  $K_{ser}$ , and 131.92% and 147.29% for  $K_{u,60\%}$ , respectively. Thus, it is recommended to use these regressions when the values range within the investigated parameters. For push-out tests, however, these equations are not applicable due to the significance of the span length and timber beam height parameters. The application of this equation is highly valuable for the design of TCC structures, as it enhances both the safety and accuracy of the stiffness prediction, as validated by the results.

**Keywords:** Timber-concrete composite beam; Connection stiffness; Bending-shear; Screw; Bending failure.

## LISTA DE FIGURAS

---

Figura 1.1 – Cobertura em estrutura mista madeira-concreto .....	9
Figura 1.2 – Compósito madeira-concreto utilizado como tabuleiro de ponte .....	9
Figura 1.3 – Esquema de recuperação de piso de madeira .....	10
Figura 1.4 – Estruturas de cobertura industrializadas: (a) Treliza MLC; (b) Treliza CDE .....	12
Figura 2.1 - Produção científica anual.....	26
Figura 2.2 - Autores mais relevantes .....	27
Figura 2.3 - Produção por ano dos autores mais produtivos .....	27
Figura 2.4 - Produção científica mundial .....	28
Figura 2.5 - Citações de artigos por países.....	28
Figura 2.6 - Fontes mais relevantes.....	29
Figura 2.7 - Periódicos de maior impacto e seus links .....	30
Figura 2.8 - Artigos mais citados.....	30
Figura 2.9 - Co-ocorrência de palavras-chave .....	31
Figura 2.10 - Palavras compostas mais encontradas em abstracts.....	32
Figura 2.11 - Comportamento geral das ligações.....	36
Figura 2.12 – Diagrama de corpo livre e deformada do parafuso.....	39
Figura 2.13 – Modelo de rigidez da ligação.....	41
Figura 2.14 – Diagrama de corpo livre do parafuso .....	43
Figura 2.15 – Distribuição de forças e tensões na ligação .....	49
Figura 2.16 – Distribuição de esforços com parafuso rígido.....	50
Figura 3.1 - Resposta do material para um carregamento uniaxial de Compressão (a) e de tração (b) .....	77
Figura 3.2 - Curva tensão x deformação na compressão.....	78
Figura 3.3 - Curva tensão x deformação na compressão.....	79
Figura 3.4 - Curva tensão x deformação na tração .....	80
Figura 3.5 – Relação tensão x deformação uniaxial do aço .....	81
Figura 4.1 – Malha para validação do modelo numérico .....	84
Figura 4.2 - Força x deslizamento (CWW1) .....	85
Figura 4.3 - Força x deslizamento (CWW3) .....	85
Figura 4.4 – Tensões no instante imediatamente anterior à falha (CWW3).....	86
Figura 4.5 - Tensões no momento da falha (CWW3) .....	86
Figura 4.6 – Tensões no parafuso e madeira na região do parafuso N4 imediatamente antes da falha.....	87
Figura 4.7 – Tensões no parafuso e madeira na região do parafuso N4 no momento da falha .....	87
Figura 4.8 – Tensões na madeira na região do parafuso N4 imediatamente antes da falha .....	88
Figura 4.9 – Tensões na madeira na região do parafuso N4 no momento da falha .....	88
Figura 4.10 – Malha de elementos finitos do modelo numérico com vão de 2,8 m.....	89
Figura 4.11 – Malha de elementos finitos do modelo numérico com vão de 6,8 m.....	90
Figura 4.12 – Deformada típica dos parafusos da viga MMC.....	90
Figura 4.13 – Deslocamento relativo padrão obtido em todas as simulações .....	91
Figura 4.14 – Resultados de rigidez da ligação no ELS .....	91
Figura 4.15 - Resultados de rigidez da ligação no ELU (60% da ruptura) .....	92
Figura 4.16 - Resultados de rigidez da ligação no ELU (70% da ruptura) .....	93
Figura 4.17 - Resultados de rigidez da ligação no ELU (80% da ruptura) .....	94
Figura 4.18 - Resultados de rigidez da ligação no colapso da viga.....	94
Figura 4.19 – Rigidez de deslizamento da simulação 7 .....	96

## LISTA DE TABELAS

---

Tabela 1.1 – Valores do $K_{ser}$ para ligações madeira-concreto com parafusos ASSY plus VG .....	14
Tabela 2.1 - Passo a passo para definição de strings .....	22
Tabela 2.2 - Critérios para seleção de trabalhos .....	23
Tabela 2.3 - Resumo de informações dos artigos primários.....	25
Tabela 2.4 - Dados das ligações/conectores utilizadas nos 37 trabalhos primários .....	33
Tabela 2.5 – Relações de coeficientes de flexibilidade, deslocamentos e rotações .....	40
Tabela 2.6 – Intervalo de parâmetros a serem adotados para o cálculo de $l^*$ .....	42
Tabela 3.1 – Simulações e parâmetros do estudo paramétrico.....	65
Tabela 4.1 – Propriedades mecânicas do aço e concreto .....	82
Tabela 4.2 – Propriedades plásticas do CDP.....	83
Tabela 4.3 – Propriedades mecânicas e elásticas da madeira.....	83
Tabela 4.4 – Propriedades de resistência da madeira .....	83
Tabela 4.5 – Resultado comparativo para a rigidez da ligação .....	97
Tabela 4.6 – Estatística dos coeficientes da função.....	103
Tabela 4.7 – Estatística da regressão linear .....	103
Tabela 4.8 – Análise de variância .....	103
Tabela 4.9 – Estatística dos coeficientes da função.....	106
Tabela 4.10 – Estatística da regressão linear .....	106
Tabela 4.11 – Análise de variância .....	106

<b>1. INTRODUÇÃO.....</b>	<b>9</b>
<b>1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO.....</b>	<b>9</b>
<b>1.2 COMPORTAMENTO NA FLEXÃO E RIGIDEZ DA LIGAÇÃO .....</b>	<b>12</b>
<b>1.3 OBJETIVOS .....</b>	<b>14</b>
<b>1.4 JUSTIFICATIVA .....</b>	<b>15</b>
<b>1.5 ESTRUTURA DA TESE .....</b>	<b>16</b>
<b>2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....</b>	<b>18</b>
<b>2.1 REVISÃO SISTEMÁTICA DA LITERATURA.....</b>	<b>19</b>
2.1.1 Método.....	19
2.1.1.1 Critério de seleção de bases de dados .....	19
2.1.1.2 Bases de dados selecionadas.....	19
2.1.1.3 Strings utilizadas .....	20
2.1.1.4 Integração das bases e exclusão de duplicatas.....	22
2.1.1.5 Tratamento de dados .....	23
2.1.1.6 Análise bibliométrica .....	24
2.1.2 Resultados e discussões .....	26
2.1.2.1 Quantidade de publicações.....	26
2.1.2.2 Autores mais produtivos.....	26
2.1.2.3 Países mais produtivos .....	27
2.1.2.4 Periódicos científicos mais influentes.....	29
2.1.2.5 Artigos mais influentes .....	30
2.1.2.6 Análise de co-palavras.....	31
2.1.2.7 Resumo da extração de informações.....	32
2.1.3 Conclusões .....	37
<b>2.2 RIGIDEZ DA LIGAÇÃO COM PARAFUSOS.....</b>	<b>38</b>
2.2.1 Teorias analíticas para o cálculo da rigidez da ligação.....	38
2.2.1.1 Gelfi et al. (2002).....	38
2.2.1.2 Symons et at. (2010) .....	42
2.2.1.3 Du et al. (2019).....	45
2.2.1.4 Di Nino et al. (2020) .....	46
2.2.1.5 Mirdad & Chui (2020a) .....	48
2.2.2 Cálculo da rigidez da ligação por meio de regressões.....	53
2.2.3 Propriedades da ligação .....	53
2.2.3.1 Atrito.....	53
2.2.3.2 Comprimento de confinamento do parafuso na madeira.....	54
2.2.3.3 Inclinação do parafuso .....	55
2.2.3.4 Propriedades físico-mecânicas e de material do concreto .....	56
2.2.3.5 Propriedades físico-mecânicas e de material da madeira.....	57
2.2.3.6 Propriedades físico-mecânicas e de material do parafuso.....	58
2.2.3.7 Propriedades do sistema MMC .....	58
2.2.4 Simulações numéricas de vigas MMC e ligações.....	59
2.2.5 Conclusões .....	62
<b>3. METODOLOGIA.....</b>	<b>64</b>

<b>3.1</b>	<b>ESTUDO PARAMÉTRICO .....</b>	<b>64</b>
<b>3.2</b>	<b>VALIDAÇÃO DO MODELO DE ELEMENTOS FINITOS .....</b>	<b>67</b>
<b>3.3</b>	<b>MODELO CONSTITUTIVO DOS MATERIAIS .....</b>	<b>69</b>
3.3.1	Madeira .....	69
3.3.1.1	Matriz de rigidez ortotrópica .....	70
3.3.1.2	Compressão na madeira .....	72
3.3.1.3	Tração da madeira .....	75
3.3.2	Concreto .....	77
3.3.3	Aço.....	80
<b>4.</b>	<b>RESULTADOS .....</b>	<b>82</b>
<b>4.1</b>	<b>VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO .....</b>	<b>82</b>
<b>4.2</b>	<b>RESULTADOS DO ESTUDO PARAMÉTRICO.....</b>	<b>89</b>
4.2.1	Rigidez da ligação no ELS (40% da ruptura) .....	91
4.2.2	Rigidez da ligação no ELU (60%) .....	92
4.2.3	Rigidez da ligação no ELU (70%) .....	93
4.2.4	Rigidez da ligação no ELU (80%) .....	93
4.2.5	Rigidez da ligação no colapso (ruptura da viga) .....	94
4.2.6	Discussão dos resultados gráficos da rigidez da ligação.....	95
4.2.7	Resultados comparativos.....	97
4.2.7.1	Discussão dos resultados do $k_{ser}$ .....	100
4.2.7.2	Discussão dos resultados do $k_{u,60\%}$ .....	101
<b>4.3</b>	<b>REGRESSÃO PARA O CÁLCULO DO <math>K_{SER}</math> .....</b>	<b>102</b>
<b>4.4</b>	<b>REGRESSÃO PARA O CÁLCULO DO <math>K_{u,60\%}</math> .....</b>	<b>105</b>
<b>5.</b>	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>107</b>
	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</b>	<b>109</b>

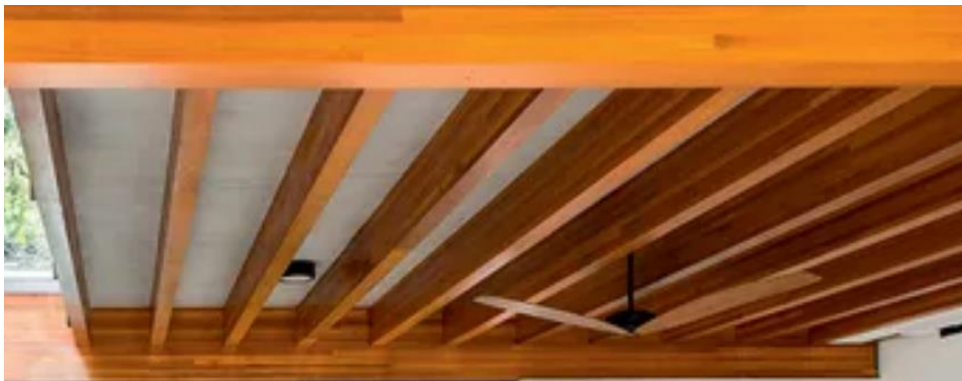
# 1. INTRODUÇÃO

## 1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO

O compósito madeira-concreto, que é mais comumente referido de forma global pelo termo “timber-concrete composite” ou pela sigla “TCC”, vem despertando cada vez mais interesse com relação à sua utilização na construção civil em diversos países. O uso dessa estrutura mista nada mais é do que uma extensão das estruturas mistas de madeira-madeira. Nesse sentido, as ligações anteriormente utilizadas para esse caso foram adaptadas para o compósito madeira-concreto (CECCOTTI, 2002).

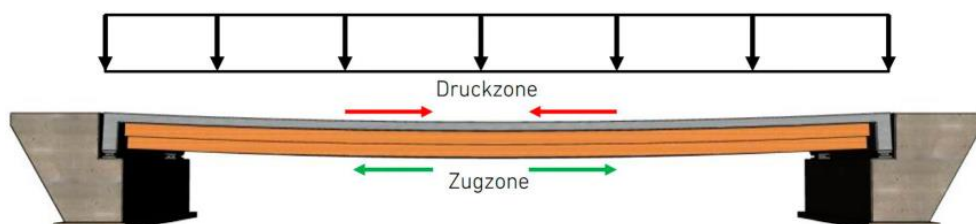
Este tipo de estrutura mista pode ser utilizado tanto em obras de pequeno e grande porte. Geralmente utilizado para novos pisos residenciais (Figura 1.1), comerciais e para pontes (Figura 1.2), este compósito também é empregado na recuperação de estruturas antigas e danificadas de madeira (Figura 1.3). Geralmente é realizada a recuperação da peça de madeira em questão, e após esse processo, insere-se o parafuso nesta para que a concretagem de uma laje sobre o piso e ou vigas de madeira seja executada.

**Figura 1.1 – Cobertura em estrutura mista madeira-concreto**



Fonte: Revista CASA e JARDIM (2023)

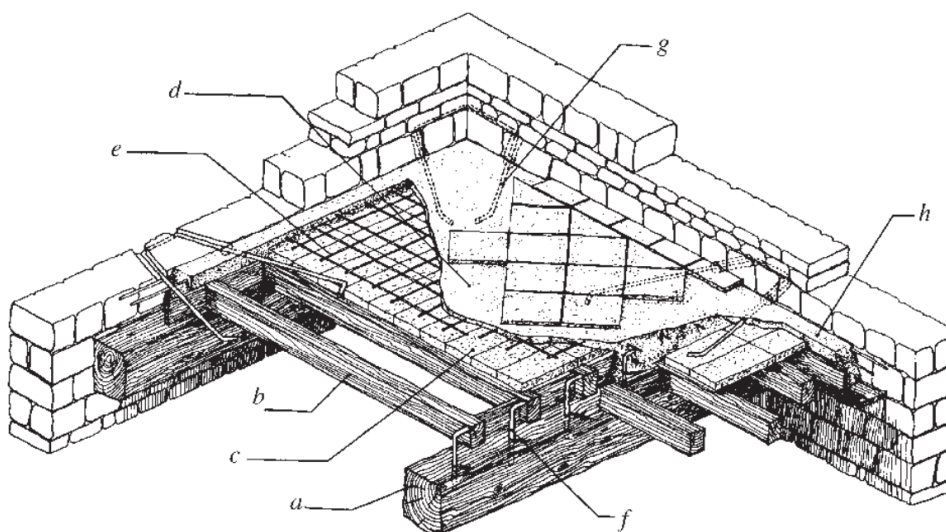
**Figura 1.2 – Compósito madeira-concreto utilizado como tabuleiro de ponte**



Fonte: Miebach (2018)

Na Figura 1.3 conseguimos enxergar como a recuperação de um piso de madeira foi realizada com o intuito de se elevar a resistência a abalos sísmicos. A definição das letras segue essa ordem: a: viga principal, b: viga secundária, c: acabamento, d: laje de concreto, e: malha de reforço de aço da laje, f: conectores de aço inseridos e colados na madeira, g: estribos de aço que conectam a laje de concreto à alvenaria, h: apoio/viga de concreto armado concretada de forma monolítica com a laje.

**Figura 1.3 – Esquema de recuperação de piso de madeira**



Fonte: Ceccotti (2002)

Miotto (2009) explora de forma categórica todos esses usos para o compósito madeira-concreto. Sua tese traz ilustrações tanto de pisos já executados como também de todo processo de execução desse tipo de estrutura.

Com relação às vantagens acerca do uso desse compósito, pode-se dizer que este une as boas propriedades do concreto e da madeira, ao mesmo tempo que supera as desvantagens que esses dois materiais apresentam quando utilizados de forma isolada. O concreto atribui maior massa térmica ao compósito, além de maior rigidez. Com relação a essa última, a rigidez influencia diretamente o cálculo das deflexões e vibrações. Sabendo-se disso e que os maiores limitantes do valor do vão desse tipo de compósito são justamente as deflexões e vibrações, tem-se uma ideia da importância do ganho de rigidez. Além disso, o concreto atribui uma proteção a mais à madeira contra intempéries e até mesmo ao fogo, visto que funciona nesses casos como uma cobertura que isola a superfície superior da madeira.

Acerca da madeira, este é um material mais leve que o concreto. Para fins comparativos, a madeira possui em média uma relação de resistência por densidade dez vezes maior que a do concreto (CALIL JÚNIOR; DIAS, 1997). A madeira apresenta também boa resistência quando solicitada na compressão e tração, porém o concreto é pouco

resistente e frágil com relação a esta última. Por esse motivo o concreto é posicionado sobre a viga ou piso de madeira, de forma que seja bem mais solicitado na compressão. Vale ressaltar também que de forma geral a madeira apresenta maior resistência na tração do que na compressão. Esse detalhe vem a calhar, pois suprime a deficiência do concreto.

De modo geral, o compósito madeira-concreto apresenta maior leveza do que lajes ou vigas de concreto armado, devido à baixa densidade da madeira em relação ao concreto e aço. O compósito ainda pode apresentar três vezes a capacidade de carregamento e seis vezes a rigidez à flexão da madeira engenheirada de forma geral. Outra vantagem é o ganho de rigidez no plano, que permite que esse compósito tenha melhor desempenho durante abalos sísmicos.

Este também apresenta menos vibrações e melhor desempenho em situações de incêndio. Além disso, ele é de rápida construção e apresenta um menor uso de formas e escoramento que o concreto armado, o que por sua vez leva o compósito a ter um menor preço final. Por fim, este tipo de estrutura mista ainda gera menos peso nas fundações que o concreto devido à presença da madeira. Isso novamente leva a mais economia (CECCOTTI, 2002).

Apesar da união desses dois materiais apresentar vantagens como citado, tanto a madeira quanto o concreto têm natureza frágil na ruptura. Assim o comportamento dúctil esperado para uma estrutura segura não pode ser atribuído a esses dois materiais. Por esse motivo, o uso do conector mecânico na ligação desse tipo de estrutura se faz muito útil. Além disso, esse tipo de conector também é utilizado esperando-se alcançar boa ação de compósito, de forma que se consiga atingir uma ótima resistência e adequada rigidez na ligação.

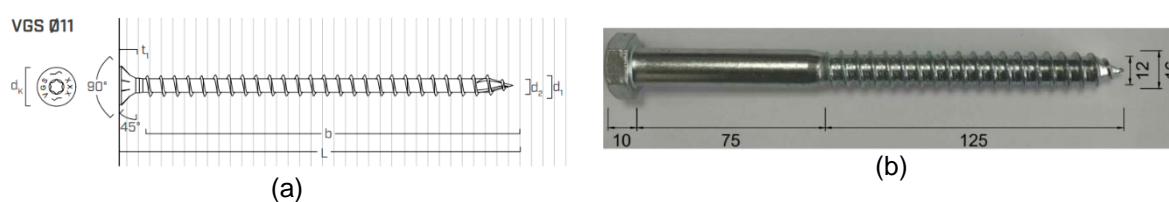
Dentro desse contexto das ligações, vários tipos vêm sendo estudados e utilizados para o compósito madeira-concreto (TCC). Dentre esses foram encontradas ligações com parafuso, prego, entalhe, chapa de aço perfurada colada, placa de aço dentada, placa de aço contínua, placa de aço dobrada e fixada por pregos, chapa de cisalhamento (HSB), placa de compensado colada, malha de aço contínua, tubo de aço, barras de reforço e resina epóxi, dentre outros ainda em estudo. Para mais detalhes consultar o subtópico 2.1.2.7.

Cada uma dessas ligações apresenta vantagens e desvantagens. O parafuso, de forma geral, por exemplo apresenta maior deformação que a chapa de aço perfurada e colada por ser menos rígido. Portanto, espera-se um comportamento mais dúctil. Além disso, sua execução é de baixa complexidade se comparado com outros tipos de ligações. Outro atrativo que pode ser citado é o seu baixo valor de compra. Por esses motivos, após a realização de

uma revisão sistemática da literatura (tópico 2.1), o conector tipo parafuso foi encontrado como o mais investigado em pesquisas entre 2004 e 2022.

A partir dessa revisão foi encontrado que o parafuso com rosca parcial e cabeça hexagonal (Figura 1.4a) e o auto-atarraxante com rosca em todo sem comprimento de haste (Figura 1.4b) foram os mais investigados. Também é possível constatar a existência de pesquisas recentes ainda envolvendo esses dois tipos de parafusos (JIANG et al., 2020; MIRDAJ; CHUI, 2019; TAO et al., 2022a).

**Figura 1.4 – Estruturas de cobertura industrializadas: (a) Treliza MLC; (b) Treliza CDE**



Fonte: (a) Rothoblaas (2023) <sup>1</sup> (b) Tao et al. (2021)

As chapas de aço também foram encontradas como um conector bastante pesquisado, apesar de não ser abordada no escopo deste trabalho. Mais detalhes acerca dessa revisão sistemática serão apresentados no próximo tópico de revisão bibliográfica.

## 1.2 COMPORTAMENTO NA FLEXÃO E RIGIDEZ DA LIGAÇÃO

Com relação ao cálculo estrutural do compósito madeira-concreto, apenas uma norma existente contém especificações mais abrangentes. O Eurocode 5 (2004) propõe o modelo apresentado por Ceccotti (2002), o conhecido método gamma utilizado para se calcular uma rigidez efetiva de compósito na flexão. Tal método foi também posteriormente incorporado na última atualização da norma brasileira ABNT NBR 7190-1 (2022), que estipula as premissas do projeto de estruturas de madeira. Apesar desse modelo fornecer aproximações razoáveis para vigas biapoiadas sob carregamento distribuído e ligadas por ligação com total ação de compósito, essa teoria de cálculo não reproduz com precisão o comportamento de ligações mais flexíveis e outras condições de carregamento.

Uma teoria analítica que reproduz praticamente todo o comportamento físico-mecânico da estrutura ligada por meio de parafusos (ligação flexível) e sob carregamento de flexão foi apresentada por Mirdad, Khan & Chui (2022). Vale observar que tanto no método gamma quanto pelo proposto por Mirdad, Khan & Chui (2022) ou em outras teorias, se faz necessário

<sup>1</sup> Rothoblaas. Disponível em: <<https://www.rothoblaas.com/products/fastening/screws/screws-structures/vgs>>. Acesso em: 09 dez. 2023.

o conhecimento da rigidez da ligação no estado limite de serviço (ELS) e último (ELU),  $K_{ser}$  e  $K_u$ , respectivamente. No estado limite último, esta propriedade dita a distribuição de tensões na madeira e no concreto, enquanto que no estado limite de serviço influencia de forma direta na rigidez de flexão efetiva do compósito.

Logo, essa propriedade se faz de extrema importância para se prever o comportamento do TCC quando solicitado à flexão. Porém, seu cálculo é bastante complexo e envolve propriedades dos três materiais. Apesar disso, apenas uma norma internacional apresenta estimativas para o cálculo da rigidez da ligação no estado limite de serviço ( $K_{ser}$  – N/mm) e último ( $K_u$  - N/mm). As estimativas apresentadas pelo Eurocode 5 (2004) para ligações tipo cavilha/parafuso, também posteriormente incorporadas na ABNT NBR 7190 (2022), só levam em consideração a densidade da madeira e diâmetro do parafuso conforme equações 1.1 e 1.2.

$$K_{ser} = \frac{\rho_m^{1.5} d}{23} \quad 1.1$$

$$K_u = \frac{2}{3} K_{ser} \quad 1.2$$

O Eurocode 5 (2004) ainda recomenda que a densidade da madeira seja multiplicada por 2 em caso de ser utilizada no compósito madeira-concreto. O código também estabelece que no caso de a madeira ser um produto disposto em camadas, a densidade considerada no cálculo deve estar de acordo com a equação 1.3.

$$\rho_m = \sqrt{\rho_{m,1} \rho_{m,2}} \quad 1.3$$

Onde,  $\rho_{m,1}$  e  $\rho_{m,2}$  representam a densidade aparente de duas camadas/lamelas diferentes de madeira.

Nesse sentido, foram encontrados estudos na literatura que desenvolveram teorias analíticas para a previsão da rigidez da ligação no ELS ( $K_{ser}$ ), sendo que essas pesquisas assumem o  $K_u$  como sendo dois terços do  $K_{ser}$  (DI NINO; GREGORI; FRAGIACOMO, 2020; DU et al., 2019; GELFI; GIURIANI; MARINI, 2002; MIRDAD; CHUI, 2020a; SYMONS; PERSAUD; STANISLAUS, 2010). Nessas teorias, diversas propriedades são levadas em consideração, conforme é apresentado no subtópico 2.2.1 e 2.2.3 de revisão da literatura. Como pode ser conferido, apesar de serem mais robustas que a previsão do Eurocode 5 (2004), ainda assim apresentam erros ou dificuldades consideráveis quando validadas por meio de resultados experimentais.

Além dessas estimativas mais abrangentes encontradas no Eurocode 5 (2004) e na literatura, existem algumas outras que são fornecidas por fabricantes de modelos de parafusos específicos. Como exemplo, pode ser citado o parafuso auto atarraxante utilizado em Schänzlin, Dietsch & Dias (2018). Para esse parafuso com nome comercial “ASSY plus VG screw”, o fabricante estabelece através da avaliação técnica ETA-13/0029 (2017) que a sua rigidez deve ser estimada conforme relações estabelecidas na Tabela 1.1. Como pode ser visto, tal estimativa se baseia em poucas propriedades da ligação, como o comprimento de confinamento deste parafuso na madeira.

**Tabela 1.1 – Valores do  $K_{ser}$  para ligações madeira-concreto com parafusos ASSY plus VG**

Orientação do parafuso ASSY plus VG	Kser (N/mm)			
	Com camada intermediária		Contato direto da madeira com o concreto	
	d = 8mm	d = 10 mm	d = 8mm	d = 10 mm
90°	700	-	2000	-
45°	$100I_{ef}$	-	$100I_{ef}$	-
30°	-	$45(I_{ef} - 2t_{ib})$	-	$45(I_{ef} - 2t_{ib})$

Fonte: Adaptado de ETA-13/0029 (2017).

Assim, pela importância desse tipo de estrutura e pela lacuna apresentada pela literatura e pelo próprio Eurocode 5 (2004) no cálculo do K para ligações do tipo parafuso, esse estudo buscou justamente contribuir com a obtenção de estimativas para o cálculo da rigidez de deslizamento desse tipo de ligação.

Essa propriedade foi obtida tanto para o estado limite de serviço ( $K_{ser}$ ) quanto para o último ( $K_u$ ) em função do diâmetro do parafuso (8 mm e 16 mm), comprimento de confinamento do parafuso na madeira (80 mm e 160 mm), altura da viga de madeira (175 mm e 300 mm), vão livre da viga (2,8 m e 6,8 m), espaçamento entre parafusos (250 mm e 500 mm) e módulo de elasticidade da madeira (7.635 MPa a 13.800 MPa).

### 1.3 OBJETIVOS

O objetivo principal dessa pesquisa foi o de obter equações para a estimativa da rigidez da ligação do compósito madeira-concreto no estado limite de serviço (ELS) e último (ELU) quando este é ligado por meio de parafusos.

Os objetivos específicos deste trabalho foram:

- Realizar a validação de um modelo numérico representativo de ensaios já realizados e contidos na literatura;

- Realizar um estudo paramétrico que serviu de base para a obtenção das equações desejadas;
- Identificar quais propriedades estudadas são significativas na previsão da rigidez da ligação;
- Obter as equações para a determinação do  $K_{ser}$  e  $K_u$ ;
- Validar essas equações para estimativa do  $K_{ser}$  e  $K_u$  com outras equações disponíveis, como a do Eurocode 5 (2004).

## 1.4 JUSTIFICATIVA

A justificativa dessa pesquisa se dá primeiramente em todas as vantagens e ganhos que se tem no uso das estruturas mistas madeira-concreto. Quando utilizados de maneira isolada, tanto a madeira quanto o concreto apresentam sérias desvantagens. A madeira é um material pouco rígido, e, portanto, apresenta grandes deflexões e vibrações. Além disso, ela ainda apresenta pouca massa térmica e resistência a abalos sísmicos devido a sua leveza.

Por sua vez, o concreto tem pouca resistência à tração, além de ser frágil também nesse tipo de solicitação. É também um material bem mais denso que a madeira, portanto exerce mais peso nas fundações. Ademais, o concreto necessita de um uso considerável de formas e escoramentos em sua execução, o que por sua vez encarece o preço final da edificação.

Essas desvantagens tanto da madeira quanto do concreto são superadas quando utilizados no compósito em estudo. No compósito a madeira é alocada na parte inferior da seção, onde resiste bem a solicitações de tração, enquanto que o concreto trabalha praticamente apenas resistindo a esforços de compressão. Logo, a peça mista apresenta maior massa térmica e rigidez que a madeira isolada, além de trazer proteção a esta contra intempéries e ao fogo. Já com relação ao concreto, o compósito apresenta menos uso de formas e escoras, além do concreto ser alocado na seção onde praticamente resiste apenas a solicitações de compressão.

A partir desse cenário, se faz justificado o estudo e uso desse tipo de estrutura. Porém, apesar de todas essas vantagens citadas, apenas uma norma no internacional (EN 1995-1-1, 2004) apresenta especificações abrangentes para o cálculo estrutural desse compósito.

Uma propriedade mecânica importante para a previsão do comportamento desse tipo de estrutura é a rigidez da ligação ( $K$ ). Esta influencia diretamente a ação de compósito apresentada, além do deslizamento relativo entre as partes. Vale ressaltar que quanto menor

for a ação de compósito, maior é o deslizamento na interface entre a madeira e o concreto, e maior também é a deflexão. Sabendo-se que o limitante do comprimento do vão desse tipo de compósito é geralmente dado pelas verificações de deflexões e vibrações, entende-se a importância dessa propriedade mecânica aqui investigada.

O Eurocode 5 (2004) é a única norma encontrada que traz estimativas para o cálculo da rigidez da ligação nos estados limites de serviço ( $K_{ser}$ ) e último ( $K_u$ ). Essa estimativa para o  $K_{ser}$  e  $K_u$  se baseia apenas na densidade da madeira e no diâmetro do parafuso utilizado na ligação. No entanto, sabe-se que o comportamento da ligação desse compósito é influenciado por propriedades geométricas, físico-mecânicas e de material tanto do conector quanto do concreto, e principalmente da madeira. Além disso, esta mesma norma recomenda que se estime a rigidez da ligação no ELU ( $K_u$ ) como sendo dois terços da rigidez no ELS.

Assim, na falta de estimativas precisas e mais robustas para o cálculo do  $K_{ser}$  e do  $K_u$  do compósito madeira-concreto, este estudo visou contribuir com o um melhor entendimento acerca do funcionamento mecânico deste tipo de estrutura. Essa contribuição se deu por meio da proposição de estimativas mais precisas para o cálculo do  $K_{ser}$  e do  $K_u$ .

## 1.5 ESTRUTURA DA TESE

Inicialmente no tópico 1. é apresentada uma contextualização (subtópico 1.1) acerca do compósito madeira-concreto (TCC) e de seu funcionamento. Tipos de conectores mais usuais também foram brevemente apresentados. No subtópico 1.2, modelos de cálculo tanto para a previsão do comportamento mecânico do compósito madeira-concreto sob carregamento de flexão quanto para a rigidez da ligação com parafusos. Após isso, os objetivos (subtópico 1.3) e justificativas (subtópico 1.4) foram devidamente apresentados.

Na sequência é apresentado o tópico 2. de revisão da literatura. Cabe aqui ressaltar que esse tópico foi dividido em dois grandes subtópicos (2.1 e 2.2). Logo, o Subtópico 2.1 traz uma revisão sistemática da literatura, onde é possível identificar todo mapeamento bibliométrico das pesquisas já realizadas na temática investigada. Com essa revisão foi possível, por exemplo, definir com qual ligação trabalhar na presente pesquisa. Dessa maneira optou-se pelo estudo de estruturas MMC com ligações aparafusadas.

Já a segunda revisão do subtópico 2.2 foi realizada no sentido de se aprofundar na determinação da rigidez do compósito madeira-concreto quando ligado por meio de parafusos. Logo, o subtópico 2.2.1 apresenta as teorias analíticas de cálculo da rigidez da ligação com parafusos. Além disso, o subtópico 2.2.2 traz uma pequena constatação acerca

de regressões lineares encontradas. Já no subtópico 2.2.2 é realizada uma breve constatação acerca de regressões para a determinação da rigidez da ligação.

O subtópico 2.2.3 traz as principais propriedades encontradas na determinação da rigidez, além de discutir valores mais comumente utilizados para estas. Por sua vez, o subtópico 2.2.4 traz um panorama de como as simulações numéricas têm sido realizadas para esse tipo de compósito. Assim encerra-se o subtópico 2.2 com as conclusões acerca dessa revisão mais específica no tema investigado (subtópico 2.2.5).

Dando sequência, o tópico 3. traz os métodos utilizados na pesquisa. Assim o subtópico 3.1 apresenta de que forma o estudo paramétrico foi realizado. Nesse tópico, parâmetros a serem considerados no estudo são devidamente delimitados. Mais à frente o subtópico 3.2 discursa sobre a montagem do modelo de elementos finitos que foi utilizado no estudo paramétrico. O subtópico 3.3 esclarece quais modelos constitutivos foram adotados para cada material que compõe o compósito madeira concreto.

Já o tópico 4. apresenta a validação de dois modelos numéricos e resultados da pesquisa. Assim, o resultado da validação do modelo utilizado na sequência do estudo paramétrico é devidamente apresentado no subtópico 4.1. Na sequência o tópico 4.2 apresenta os resultados e uma discussão acerca destes. Propriedades mais influentes na determinação da rigidez da ligação são destacadas. Os resultados da simulação numérica também são comparados com os valores de  $K_{ser}$  e  $K_{u,60\%}$  encontrados pelo modelo do Eurocode 5 (2004) e Mirdad & Chui (2020a).

No subtópico 4.3, as regressões para o cálculo do  $K_{ser}$  e  $K_{u,60\%}$  são devidamente apresentadas juntamente da estatística que valida seu uso. Por fim, as referências bibliográficas utilizadas em todo o trabalho são exibidas.

## 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Sabe-se que o Eurocode 5 (2004), parte 1, que trata sobre o projeto de estruturas de madeira é a única normativa internacional que prescreve o dimensionamento de estruturas mistas de madeira-concreto [MMC] (ALMEIDA et al., 2021).

Além disso, o método de cálculo contido em tal normativa teve origem em Ceccotti (2002), que adaptou o método de cálculo de Möhler (1956). Assim, o método de cálculo de Möhler (1956) utilizado para vigas mistas de madeira-madeira com comportamento linear elástico, mais tarde foi adaptado por Ceccotti (2002) para o dimensionamento de estruturas TCC com comportamento elástico linear. Tal método de cálculo ficou conhecido como o método gama e leva em consideração a rigidez efetiva na flexão ( $EI_{ef}$ ).

Na sequência, outros trabalhos contribuíram para o desenvolvimento dessa abordagem de cálculo proposta por Ceccotti (2002), como em Ceccotti, Fragiaco e Gutkowski (2002) que apresentaram o processo de cálculo de uma maneira mais detalhada no estado limite último e de serviço, levando-se em consideração o efeito da fluência (longa duração). A partir daí, contribuições importantes foram realizadas para a correta previsão do funcionamento mecânico do compósito em longa duração. Nesse sentido, considerações do efeito acarretado na estrutura por ações de retração, dilatação e fluência dos materiais envolvidos foram realizadas (FRAGIACOMO, 2006; FRAGIACOMO; CECCOTTI, 2006).

Uma propriedade importante para se prever o comportamento mecânico desse tipo de estrutura é a rigidez da ligação. Essa propriedade se faz presente na teoria de cálculo do método gama, sendo uma das propriedades responsáveis pela previsão assertiva do comportamento do compósito quando solicitado na flexão. Essa propriedade nada mais descreve que a relação carga x deslizamento na interface entre os materiais. Tal relação influencia diretamente na rigidez à flexão ( $EI_{ef}$ ) e, portanto, nas deflexões que a viga pode apresentar. Assim se fazendo de extrema importância para que o vão desejado para a viga ou laje com painéis seja alcançado/projetado. Como o limitante do vão é geralmente dado pela verificação no estado limite de serviço (ELS), com relação às deflexões, vibrações e acústica, tem-se uma ideia da importância em se determinar a rigidez da ligação.

O Eurocode 5 (2004) é a única normativa que estabelece uma estimativa para o cálculo da rigidez da ligação no estado limite último ( $k_u$ ) e de serviço ( $K_{ser}$ ), conforme já comentado.

Essas relações levam em consideração apenas a densidade da madeira e diâmetro do parafuso, Conforme já apresentado nas Equações 1.1, 1.2 e 1.3.

Assim, a partir deste contexto, buscou-se identificar os avanços realizados no cálculo do módulo de deslizamento (rigidez da ligação) de tipos de ligações mais estudadas e usuais em estruturas MMC. Cabe ressaltar que a presente pesquisa teve como escopo analisar apenas o deslizamento relativo a solicitações de curta duração por meio da parametrização de propriedades geométricas, físicas e de material que influenciam o comportamento mecânico/deslizamento do TCC.

Portanto, uma revisão sistemática da literatura (RSL) foi realizada para que o estado da arte fosse devidamente identificado, sendo que o seu método de realização foi cuidadosamente descrito no subtópico 2.1.1. Cabe destacar que além dessa revisão sistemática previamente realizada, outras revisões foram realizadas no percurso da pesquisa, e os artigos excedentes foram também acrescentados no tópico 2.2.

## **2.1 REVISÃO SISTEMÁTICA DA LITERATURA**

### **2.1.1 MÉTODO**

#### **2.1.1.1 CRITÉRIO DE SELEÇÃO DE BASES DE DADOS**

Com relação à seleção de bases de dados utilizadas nesta pesquisa, elas foram selecionadas inicialmente por obedecerem três critérios essenciais. Como primeiro critério, a base de dados deveria oferecer a possibilidade de ser acessada pela plataforma Capes Periódicos, que permite acesso por parte das universidades públicas brasileiras à produção científica nacional e principalmente à internacional, que em grande parte tem seu acesso fechado e pago.

Já com relação ao segundo critério, as bases de dados escolhidas deveriam permitir que os resultados encontrados pudessem ser exportados via arquivo em formato BibTeX. A justificativa é que tal formato é facilmente importado para gerenciadores de documentos, como o Mendeley, além de ser compatível com a importação de dados no software StArt utilizado para desenvolvimento, controle e execução do protocolo de pesquisa.

Por fim, o último critério diz respeito às bases selecionadas possuírem mais trabalhos na área de engenharia, que é a grande área onde o tema desta pesquisa se encontra.

#### **2.1.1.2 BASES DE DADOS SELECIONADAS**

Com base nos critérios apresentados, os bancos de dados do Scopus e da Web of Science (wos) foram selecionados.

Consequentemente, a utilização da base de dados do Scopus se justificou por este ser o maior banco de dados de resumos e citações, além de ser também uma das fontes mais comuns para se realizar análise bibliométrica, e de ser a mais completa na área de engenharia (MONGEON; PAUL-HUS, 2016). Já a base de dados do wos vem de modo a complementar a busca realizada também por conta de sua abrangência e principalmente com relação a artigos mais recentes (FALAGAS et al., 2008).

### **2.1.1.3 STRINGS UTILIZADAS**

Para essa análise bibliográfica, inicialmente foram extraídos artigos das bases de dados do Scopus e do Web of Science (wos). Com o intuito de se encontrar as palavras-chave mais adequadas para essa pesquisa, realizou-se uma leitura inicial de artigos e livros acerca do tema de estruturas mistas de madeira-concreto.

Após uma quantidade razoável de leituras abertas, constatou-se que a palavras-chave mais representativa seria "timber-concrete composite". Desta maneira, quando este termo foi procurado nas bases de dados do Scopus e Web of Science no campo correspondente a tópico da literatura (article title, abstract e keywords), o total de 510 e 318 resultados, respectivamente, foram encontrados.

A partir daí outros vários termos utilizados para se referir a esse tipo de estrutura mista foram introduzidos na busca com o operador booleano "OR" e fazendo-se uso do asterisco (\*) no final de palavras que pudessem variar em sua escrita. A combinação desses termos ("timber-concrete composite\*" OR "CLT-concrete composite\*" OR "glulam-concrete composite\*" OR "LVL-concrete composite\*"), resultou em 541 resultados no Scopus e 335 no wos.

Com os termos (palavras-chave) bem definidos acerca do tipo de estrutura pesquisada, partiu-se para o segundo tipo de termo que afinou os resultados para os trabalhos no tema pesquisado. Logo para se referir a ligações nesse tipo de estrutura, os termos anteriormente encontrados foram combinados por meio do operador "AND" com connection\* OR connector\*. Esta string (("timber-concrete composite\*" OR "CLT-concrete composite\*" OR "glulam-concrete composite\*" OR "LVL-concrete composite\*") AND (connection\* OR connector\*)) resultou em 374 trabalhos encontrados no Scopus e 248 no wos.

Subsequentemente, com o objetivo de se afinar a busca da maneira mais específica possível no tema aqui pesquisado, mais um termo foi adicionado na busca e separado dos demais pelo operador "AND". Assim com a inclusão da palavra-chave "slip modulus", a string de busca (("timber-concrete composite\*" OR "CLT-concrete composite\*" OR "glulam-concrete

composite\*" OR "LVL-concrete composite\*") AND (connection\* OR connector\*) AND ("slip modulus")) resultou em 55 trabalhos identificados no Scopus e em 34 no wos.

Após se limitar a busca por artigos primários e por trabalhos na língua inglesa, foram encontrados 35 resultados no Scopus e 30 no wos. Vale observar que todos resultados já estavam em inglês, com exceção de apenas um resultado em chinês na base de dados do Scopus. Outro ponto de destaque é que o intervalo de tempo investigado foi de 2004 a 2022, de acordo com os próprios resultados encontrados.

Após realizada a busca por artigos no tema de pesquisa, como nenhum artigo de revisão foi encontrado, mesmo antes de se limitar a busca por artigos primários, foi realizada uma busca para que se encontrasse revisões realizadas acerca de estruturas mistas de madeira-concreto no que se refere à ligações e análises realizadas na área de engenharia na língua inglesa ou portuguesa, correspondente à seguinte string: ("timber-concrete composite\*" OR "CLT-concrete composite\*" OR "glulam-concrete composite\*" OR "LVL-concrete composite\*") AND (connection\* OR connector\*) AND (LIMIT TO (DOCTYPE , "re")) AND (LIMIT-TO (SUBJAREA , "ENGI") AND (LIMIT-TO (LANGUAGE , "English" ) OR LIMIT-TO (LANGUAGE , "Portuguese")). Com relação aos resultados, 5 documentos no Scopus e 5 no wos foram identificados.

Cabe esclarecer que essa última busca foi realizada para que se encontrasse artigos que trariam uma visão histórica e mais geral acerca do estudo desse tipo de compósito envolvendo a análise de ligações. Tais artigos de revisão propiciaram, por exemplo, que se identificasse vários tipos de conectores utilizados até hoje em ligações de estruturas mistas madeira-concreto.

A partir dessa identificação, os trabalhos selecionados na string mais específica foram analisados no sentido de se delimitar quais conectores encontrados na busca de revisões foram estudados com o intuito de se obter o módulo de deslizamento ( $K_{ser}$  e/ou  $K_u$ ). Por fim, ao se juntar 35 resultados do Scopus com 30 do wos e mais 5 resultados de cada base para artigos de revisão, 75 resultados foram encontrados.

Um resumo com todas strings desenvolvidas e utilizadas nessa pesquisa pode ser visualizada na Tabela 2.1, onde as strings mais gerais até a obtenção das mais específicas relacionadas a artigos primários podem ser visualizadas.

Tabela 2.1 - Passo a passo para definição de strings

Restrição de tipo de artigos	String	Resultados	
		Scopus	Wos
	"timber-concrete composite"	510	318
	("timber-concrete composite*" OR "CLT-concrete composite*" OR "glulam-concrete composite*" OR "LVL-concrete composite*")	541	335
	((("timber-concrete composite*" OR "CLT-concrete composite*" OR "glulam-concrete composite*" OR "LVL-concrete composite*") AND (connection* OR connector*)))	374	248
Primários	((("timber-concrete composite*" OR "CLT-concrete composite*" OR "glulam-concrete composite*" OR "LVL-concrete composite*") AND (connection* OR connector*) AND ("slip modulus")))	55	34
	Última string limitada a estudos primários e em inglês	35	30
RSL	("timber-concrete composite*" OR "CLT-concrete composite*" OR "glulam-concrete composite*" OR "LVL-concrete composite*") AND (connection* OR connector*) AND (LIMIT TO (DOCTYPE , "re")) AND (LIMIT TO (SUBJAREA , "ENGI") AND (LIMIT TO (LANGUAGE , "English" ) OR LIMIT TO (LANGUAGE , "Portuguese"))	5	5

Fonte: dados do autor

Além disso, a string utilizada para encontrar artigos secundários com o intuito de se identificar tipos de ligações já estudados com estruturas mistas de madeira-concreto foi também exibida.

#### 2.1.1.4 INTEGRAÇÃO DAS BASES E EXCLUSÃO DE DUPLICATAS

Para a integração das bases, apenas os artigos primários inicialmente encontrados na temática do trabalho foram considerados. Logo, após a extração de todas as informações (informação de citações, informação bibliográfica, abstract e palavras-chave, detalhe de financiamento e outras informações) desses trabalhos em formato BiTeX, eles foram integrados no software RStudio, que é uma interface mais amigável para programação em linguagem R.

Após a ação de combinação e exclusão de duplicatas no RStudio, este software encontrou e excluiu 26 arquivos duplicados, que levou ao restante de 39 artigos. Desta maneira, os artigos encontrados foram finalmente exportados por meio de uma planilha do Excel. Subsequentemente, partiu-se para a análise acerca da assertividade dos dados desta planilha. Logo, nesta análise manual ainda foi possível identificar mais dois trabalhos duplicados, que foram considerados diferentes no programa RStudio porque as informações

de citação possuíam algumas diferenças, como por exemplo, erros na escrita do nome de algum autor do trabalho. Como resultado desta exclusão, 37 pesquisas primárias foram encontradas.

Na sequência, com o intuito de verificar se esse número final de 37 artigos estava correto, os documentos das bases de dados em formato BibTeX foram importados para o gerenciador de arquivos Mendeley, onde após a combinação dos documentos e extração de duplicatas, 39 artigos foram encontrados. Após cuidadosa leitura, novamente os 2 trabalhos duplicados não identificados pelo RStudio, também não foram excluídos pelo Mendeley, de forma que sua exclusão foi realizada mais uma vez de forma manual.

Vale ressaltar que o mesmo procedimento foi realizado no software StArt, e os mesmos resultados foram encontrados após a combinação dos documentos e a extração de duplicatas. Por último, apenas a título de conhecimento, quando esses 37 artigos primários foram somados com os artigos secundários sem duplicatas, chegou-se ao número de 44 documentos, ou seja, 7 documentos de revisão sem duplicatas foram encontrados.

#### 2.1.1.5 TRATAMENTO DE DADOS

Através de critérios de inclusão e de exclusão que foram devidamente inseridos no software StArt, uma primeira seleção dos artigos foi executada. Essa seleção inicial foi realizada pela leitura do título, abstract e das palavras-chave de cada um dos 37 artigos contidos no StArt. A Tabela 2.2 demonstra quais os critérios adotados para essa análise.

**Tabela 2.2 - Critérios para seleção de trabalhos**

	<b>Critérios de Inclusão</b>	<b>Critérios de exclusão</b>
1º	Trabalhos disponíveis	Trabalhos indisponíveis
2º	Trabalhos que calculam o K	Trabalhos que não tratem especificamente sobre o K
3º	Trabalhos que comparam modelos de cálculo para o K	-
4º	Trabalhos que apresentam a curva força-deslizamento	-
5º	Trabalhos que validam seus resultados por meio de norma (EN 1995-2, 2004)	-

Fonte: dados do autor

Logo, com base nesses critérios, os artigos foram inicialmente aceitos caso cada um deles apresentasse pelo menos dois critérios de inclusão, ou declinados caso apresentassem pelo menos um critério de exclusão. Cabe destacar que após essa análise de seleção dos artigos, todos eles foram classificados como relevantes ao tema de pesquisa, o que por sua vez demonstra a precisão da string utilizada. Após essa etapa, na sequência foi realizada a leitura atenta dos artigos em toda sua extensão, de forma que novamente todos os trabalhos

se mostraram relevantes. Com isso, partiu-se para a análise bibliométrica acerca dos dados dos artigos.

#### **2.1.1.6 ANÁLISE BIBLIOMÉTRICA**

Para que a análise bibliográfica fosse realizada, o programa RStudio foi utilizado. Para isso, a planilha do Excel gerada no RStudio teve de ser importada para a ferramenta de código aberto, o Biblioshiny, que é acionado através do próprio RStudio. No entanto, essa planilha que é gerada como tipo de arquivo de valores separados por vírgulas do Microsoft Excel não foi devidamente importada para o Biblioshiny. Como consequência e após algumas tentativas, percebeu-se que o formato de planilhas do Microsoft Excel (CSV – separado por vírgulas) era devidamente importado, sendo esse formato então adotado para a importação dos dados para o Biblioshiny.

Logo, apesar do RStudio gerar tal planilha com dados integrados de duas bases de dados diferentes, primeiramente ela teve que ser editada manualmente para que dois artigos duplicados remanescentes fossem retirados, conforme já mencionado. Porém, outro erro foi identificado ao se fazer a importação da planilha para o Biblioshiny, então em um segundo momento ainda foi necessário realizar a correção do campo de referência de dois outros trabalhos, visto que suas referências foram alocadas em várias células separadas devido a algum erro gerado no processo de combinação de arquivos BibTex no RStudio. Já num terceiro momento, a planilha teve que ser salva como planilhas do Microsoft Excel.

Portanto, apenas após essas três ações de edição e de mudança do formato da planilha gerada no RStudio que finalmente ela pôde ser corretamente importada na ferramenta Biblioshiny. Assim, após a correta importação da planilha para o Biblioshiny, o resumo de informações acerca dos 37 artigos definidos como relevantes nessa pesquisa pôde ser visualizado na Tabela 2.3.

**Tabela 2.3 - Resumo de informações dos artigos primários**

<b>Descrição</b>	<b>Resultados</b>
Principais informações a respeito dos dados	
Intervalo de tempo	2004:2022
Fontes (Artigos, livros, etc)	15
Documentos	37
Média de anos das publicações	5,27
Média de citações por documento	17,68
Média de citações por ano e por documento	2,345
Referências	793
TIPOS DE DOCUMENTOS	
Artigos	37
DOCUMENT CONTENTS	
Palavras-chave dos autores	148
AUTORES	
Autores	110
Aparições dos autores	143
Autores de documentos de um único autor	1
Autores de documentos de vários coautores	109
COLABORAÇÃO DE AUTORES	
Documentos de autoria única	1
Documentos por autores	0,336
Autores por documento	2,97
Índice de colaboração	3,03

Fonte: Biblioshiny (2022)

É importante ressaltar que para a análise desses mesmos dados por meio do VOSviewer, algumas considerações têm de ser feitas. Primeiro, deve-se informar ao RStudio que os dados da planilha a ser escrita (ex: autores de um mesmo artigo) devem ser separados por ponto e vírgula, e que a combinação dos documentos BibTeX das bases de dados deve ser realizada com base no padrão de dados do vos. Desta maneira, o RStudio gera um arquivo de formato CSV (separado por vírgulas) que pode ser salvo como “documento de texto (separado por tabulações)”.

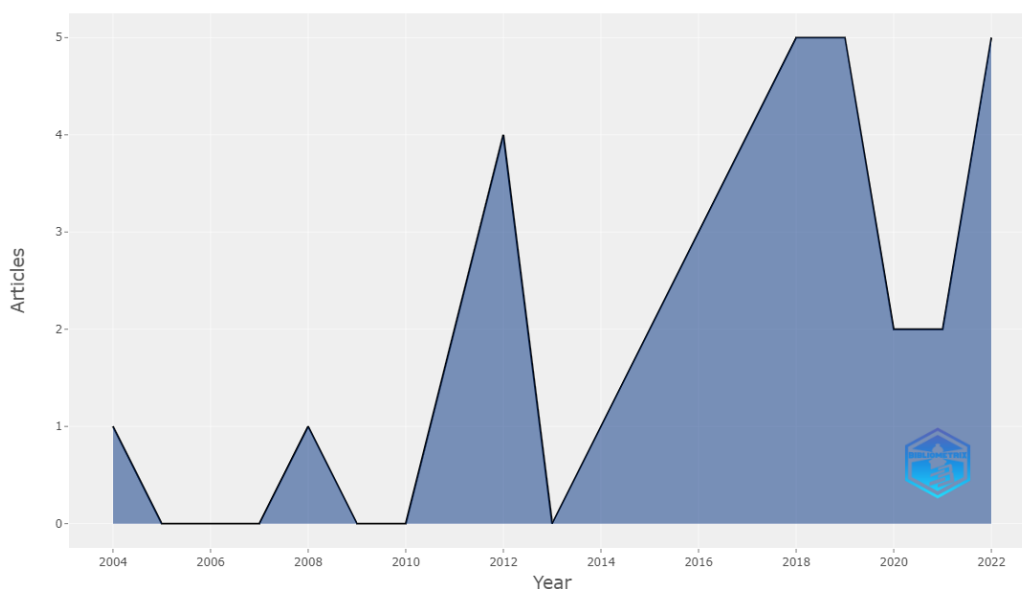
Segundo, caso essa conversão de formato tenha origem no documento de Excel salvo como “arquivo de pasta de trabalho do Excel”, o documento pode ser desconfigurado e mal interpretado pelo software VOSviewer. Assim, após todo esse processo ter sido executado, para tirar a prova de que o VOSviewer estava lendo corretamente os arquivos importados nele, uma análise de coautoria de autores indicou que a quantidade de autores foi igual a 110, enquanto que a análise de citação de documentos resultou num número máximo de 37 artigos, assim como no Biblioshiny. É importante destacar que os mapas criados a partir do VOSviewer permitem a análise gráfica baseada na co-ocorrência de itens analisados.

## 2.1.2 RESULTADOS E DISCUSSÕES

### 2.1.2.1 QUANTIDADE DE PUBLICAÇÕES

A Figura 2.1 mostra a distribuição das 37 pesquisas por ano de publicação a partir de 2004, sendo que a partir do ano de 2015 pode-se notar um crescimento consolidado neste tipo de pesquisa. Cabe ressaltar que apesar do ano de 2022 não ter chegado à sua metade, a quantidade de pesquisas neste ano já igualou os anos com mais publicações. Outra inferência que pode ser feita é que a baixa de pesquisas no ano de 2020 e de 2021 teve forte relação com a pandemia, visto que em 2022 o crescimento de produção de pesquisas retomou sua tendência de crescimento. Portanto, pode-se concluir que há uma tendência de crescimento de pesquisas na área.

Figura 2.1 - Produção científica anual

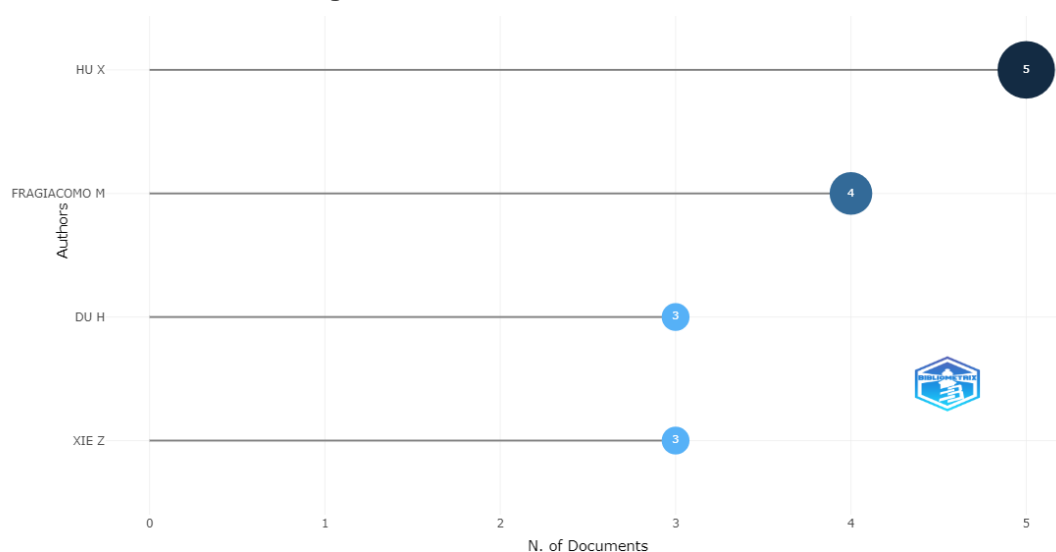


Fonte: Biblioshiny (2022)

### 2.1.2.2 AUTORES MAIS PRODUTIVOS

Entre os 110 autores dos artigos desta pesquisa, 4 autores foram identificados como os mais produtivos, com cada um deles possuindo ao menos 3 publicações no tema. A Figura 2.2 traz esses e demais autores com duas publicações pelo menos.

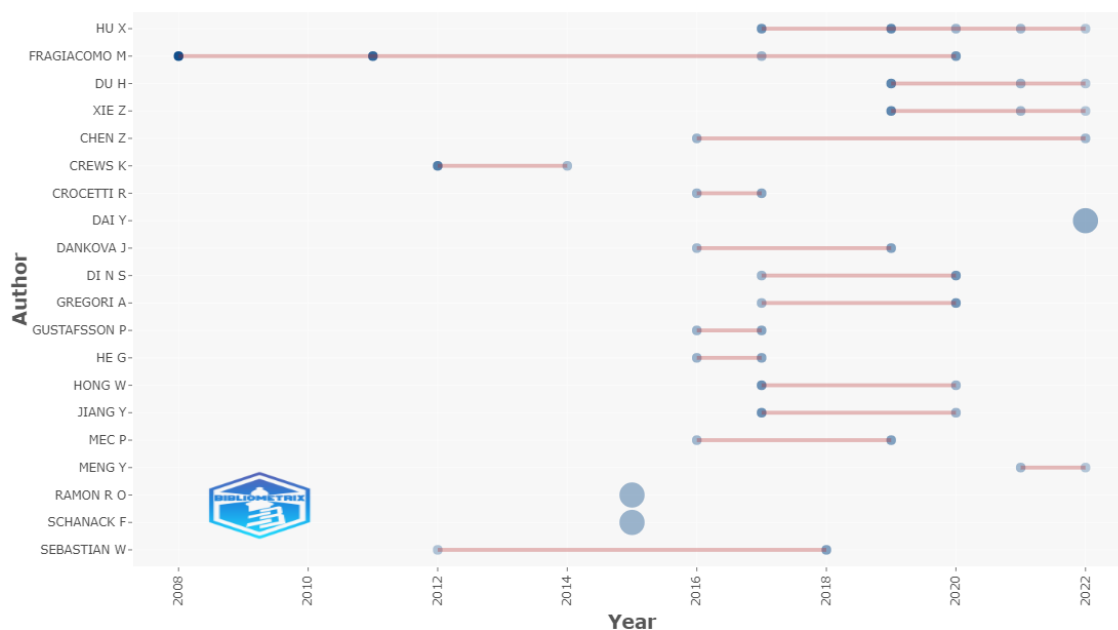
**Figura 2.2 - Autores mais relevantes**



Fonte: Biblioshiny (2022)

Já a Figura 2.3 exibe o fluxo de produção dos autores que mais publicaram. Pode ser notado que o autor que mais produziu de maneira consistente ao longo dos anos foi Fragiacomio M com 4 publicações de 2008 a 2020.

**Figura 2.3 - Produção por ano dos autores mais produtivos**

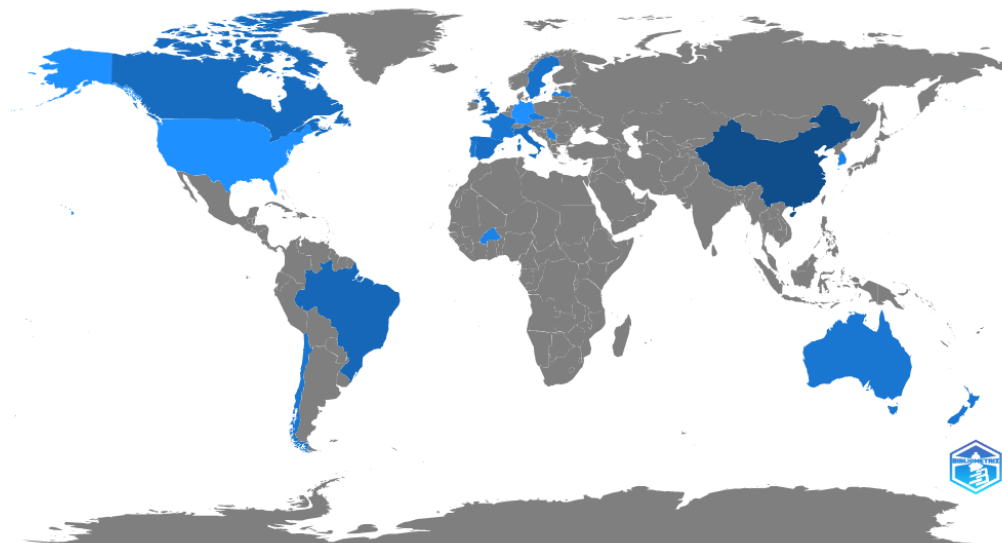


Fonte: Biblioshiny (2022)

### 2.1.2.3 PAÍSES MAIS PRODUTIVOS

A Figura 2.4 demonstra a distribuição de produção científica por países. Os países que estão marcados em um tom de azul mais escuro são responsáveis por um número maior de publicações, com destaque para a China.

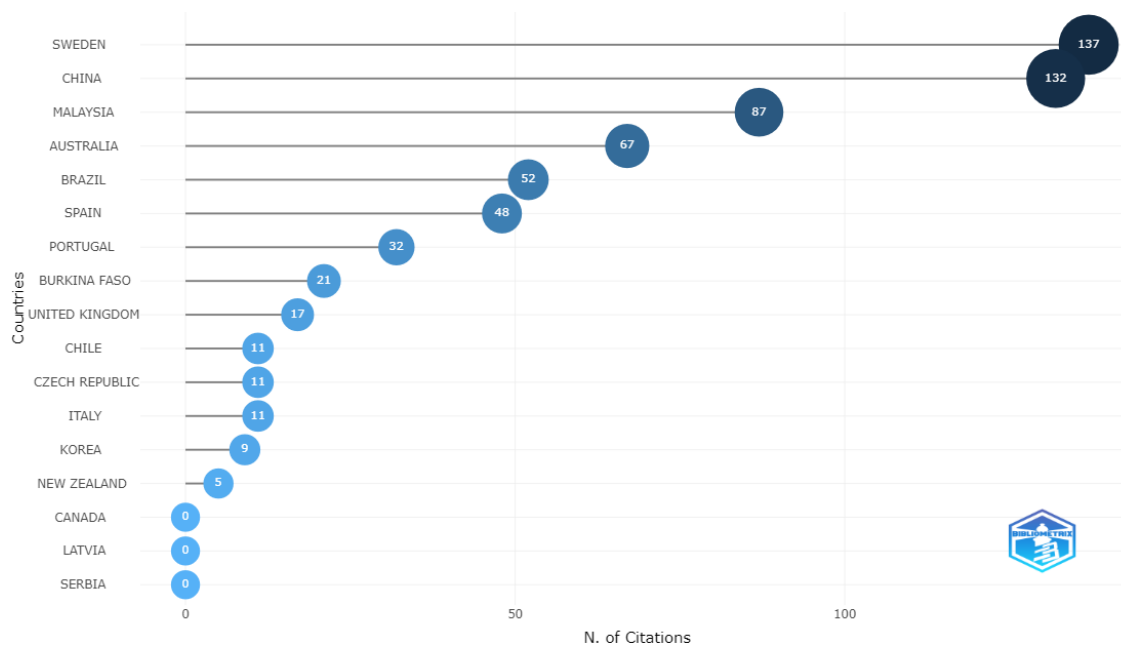
**Figura 2.4 - Produção científica mundial**



Fonte: Biblioshiny (2022)

Para analisar a relevância desses países no tema, a Figura 2.5 traz os que foram mais citados através da citação de seus documentos no corpo dos 37 artigos selecionados.

**Figura 2.5 - Citações de artigos por países**

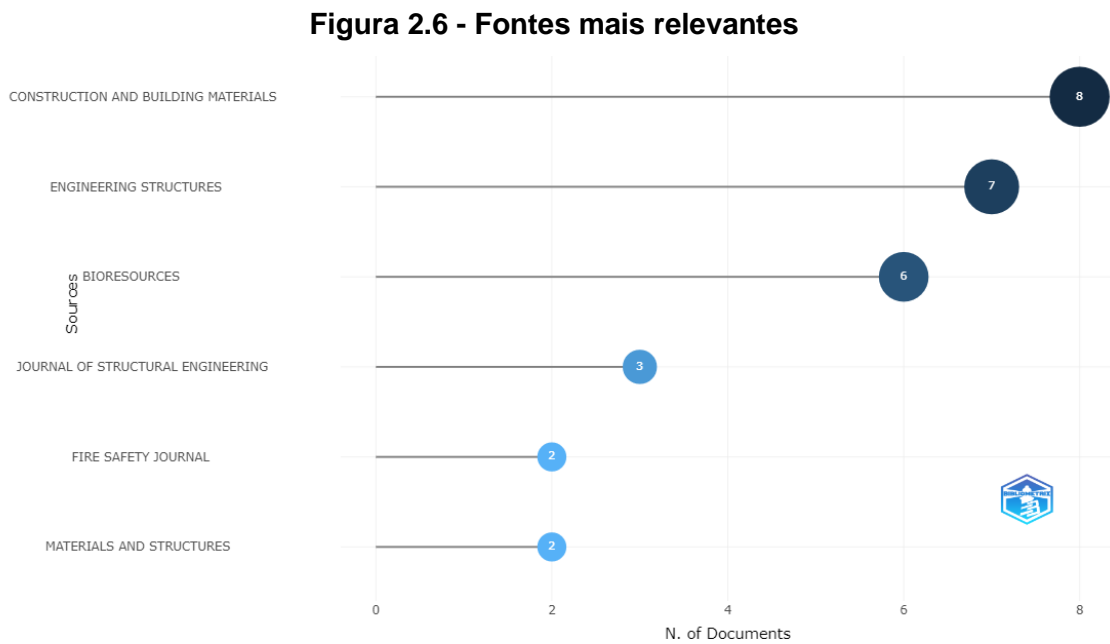


Fonte: Biblioshiny (2022)

Assim, pode-se notar que apesar da China possuir a grande maioria de documentos produzidos, a Suécia vem a frente como sendo o país mais relevante em termos de citações. Porém, vale destacar que em termos de relevância a China vem em segundo colocado com 132 citações, se mostrando também bem importante e consolidada no tema.

#### 2.1.2.4 PERIÓDICOS CIENTÍFICOS MAIS INFLUENTES

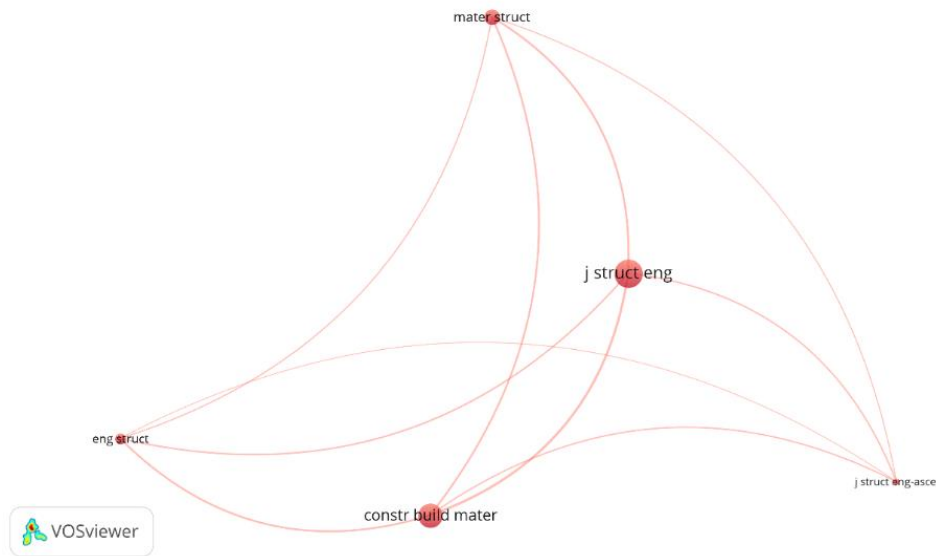
Os 37 documentos foram distribuídos por meio de 15 periódicos científicos, cujos mais relevantes estão dispostos na Figura 2.6. Pode-se observar que o mais relevante foi o Construction and Building Materials com 8 documentos, seguido por Engineering Structures com 7 e Bioresources com 6. A tabela ainda mostra outras duas fontes com pelo menos duas publicações.



Fonte: Biblioshiny (2022)

Já a Figura 2.7 traz os periódicos de maior impacto, sendo que como filtro foi delimitado fontes que apresentem um número mínimo de 23 citações dentro dos 37 artigos selecionados. Logo, 5 fontes demonstraram uma maior relevância de suas publicações. Importante ressaltar também que o tamanho de cada círculo é proporcional ao número de vezes que a fonte foi citada, e que as linhas demonstram a força de link entre as fontes.

**Figura 2.7 - Periódicos de maior impacto e seus links**

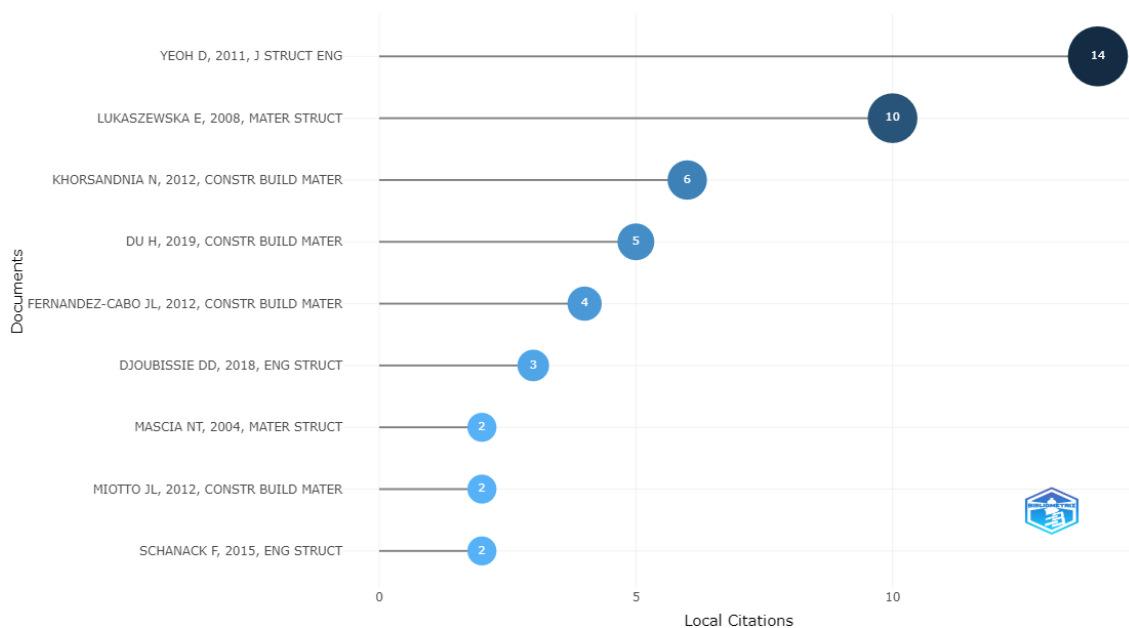


Fonte: VOSviewer (2022)

#### 2.1.2.5 ARTIGOS MAIS INFLUENTES

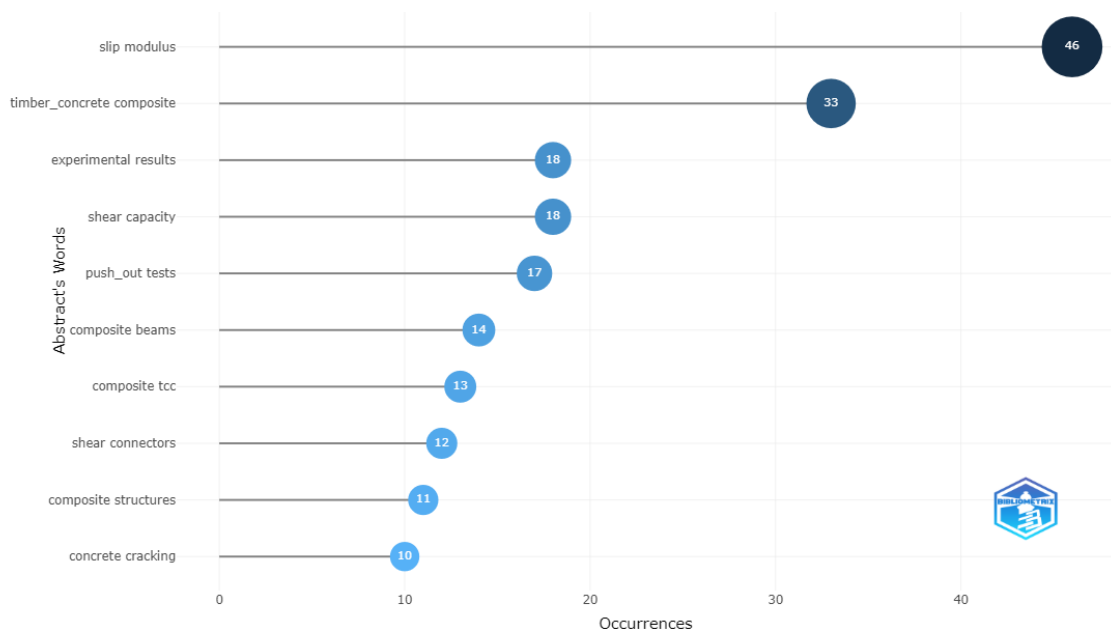
Os artigos mais citados da Figura 2.8 foram obtidos com o critério de exclusão de ter sido citado ao menos 2 vezes dentro da amostra de artigos desta pesquisa. Pode ser observado que Yeoh et al., (2011b) foi o mais citado com 14 citações, seguido por Lukaszewska, Johnsson e Fragiacom (2008) com 10 citações. Com respeito aos demais artigos, o de Du et al. (2019) chama atenção por ser o mais recente entre os mais citados, com 5 citações.

**Figura 2.8 - Artigos mais citados**



Fonte: Biblioshiny (2022)



**Figura 2.10 - Palavras compostas mais encontradas em abstracts**

Fonte: Biblioshiny (2022)

Pode-se notar que a palavra que aparece mais vezes tanto no mapa da Figura 2.9, como no gráfico da Figura 2.10, foi “slip modulus”. Na sequência, a palavra timber-concrete composite aparece com bastante frequência no mapa, além de ser a segunda palavra mais frequente no gráfico da Figura 2.10.

É observado também que palavras relacionadas a ligações aparecem em uma quantidade de vezes razoável, como a palavra shear connector, shear tests, screws e connections no mapa, e, shear capacity e shear connectors, que podem estar relacionadas apenas com o conector ou ao comportamento da madeira ou do concreto com a ligação. Portanto, soma-se aqui mais uma análise que corrobora a validade da string utilizada nesta pesquisa, validando também todo estudo realizado até aqui.

#### **2.1.2.7 RESUMO DA EXTRAÇÃO DE INFORMAÇÕES**

Na Tabela 2.4 a seguir foi identificado o tipo de conector utilizado para a determinação do módulo de deslizamento em cada um dos 37 estudos primários selecionados na string mais específica do tema de pesquisa.

Tabela 2.4 - Dados das ligações/conectores utilizadas nos 37 trabalhos primários

Referência	Conector/ligação	Inclinação	Dimensões		
			Parafusos/pregos/pinos		Outras (mm)
			Diâmetro (mm)	Comprimento (mm)	
(MASCIA; SORIANO, 2004)	Prego e parafuso	90°	6,58; 9,252; 12,7	NI	NA
(LUKASZEWSKA; JOHNSON; FRAGIACOMO, 2008)	SNP (placa de aço dentada); SM (placa de aço contínua); SST + S (tubo de aço mais parafuso); SP + N (duas placas de aço dobradas fixadas em cada lado da viga de madeira por pregos); GSP (placa de aço dobrada); ST + S + N (tudo de aço + duas placas de aço dobradas + parafuso sextavado); GDF (parafuso com duas mesas soldadas)	90°; NI; 90°; 90°; 90°; 90°; 90°	NA; NA; 20-20; 4,5; NA; 20-20; 20	NA; NA; 47-120; 75; NA; 67-160; 120	55x55x250; 50x50; NA; 50; 115; NA; NA
(JORGE; LOPES; CRUZ, 2011)	SFS (VB48) (parafuso)	90°	7,5	100 (rosca)	NA
(YEOH et al., 2011a)	Entalhe retângular com parafuso de rosca parcial; entalhe triangular com o mesmo parafuso; chapa metálica dentada	90°	16; 16; NA	200; 200	300x50x63; 30°x60°x137 x60x63; 333x136x1
(FERNANDEZ-CABO et al., 2012)	Conector tipo chapa de cisalhamento HSB (Habitat System Beton)	90°	6	160	65x26x60x6 5
(KHORSANDNIA; VALIPOUR; CREWS, 2012)	Parafuso normal com rosca parcial; parafuso SFS; entalhe com parafuso de rosca parcial	90°; 45°/135°; 90°	5; 6; 16	100; 200; 200	137x30°x60°
(MIOTTO; DIAS, 2012)	Placa de aço perfurada colada	90°	NA	NA	4,75x450x10 0
(SEBASTIAN; THOMPSON, 2012)	Parafuso liso de madeira reforçado com pino de aço; reforçado com cola	40°-90°	29;9	178-251	NA
(MOSHIRI; SHRESTHA; CREWS, 2014)	SFS (VB-48-7.5x 165 screw) – parafusos de proprietário	45°	6	165 (rosca)	NA
(SCHANACK et al., 2015a)	Parafuso com rosqueamento parcial	90°	1/2" (12,7mm)	6" (152,4 mm)	NA
(SCHANACK et al., 2015b)	Parafuso	90	1/2" (12,7mm)	NI	NA
(DAŇKOVÁ; MEC; MAJSTRÍKOVÁ, 2016)	Placa de compensado perfurado colada e arranhurada	90°	NA	NA	8x175x397
(HE et al., 2016)	Parafuso de porca	90°	8; 12; 16	120;100	NA
(LACIS, 2016)	Conector de tubo circular	90°	42; 60; 72	150	2
(BERARDINUCCI et al., 2017)	Parafuso de rosca total	45°	8	160; 240	NA

(JIANG et al., 2017)	Parafuso de rosca parcial	90°	12	150	NA
(SHAN et al., 2017)	Malha de aço contínua colada na madeira; parafusos com rosca total colados em pré-furação e pregos para pregar camada; chapa de aço dobrada; Entalhe (2x) com parafuso com rosca total colado em pré-furação; entalhe com pré-aperto de parafuso com porca e arruela	90°	18; 4,2	180; 80	2x400x100; 4x37,5x152x 75; 112x100x50 (0°,15°)
(XIE et al., 2017)	Entalhe com parafusos sem rosca	90°	10; 13; 16	110;130	(150)x(60;40 ;80)x(20;50)
(DJOUBISSIE et al., 2018)	Entalhe; Barras de reforço rosqueadas (threaded rods); combinação; parafuso de rosca parcial	90°;120°	10;12	120; 150; 152; 110; 140	100x40; 40;92
(KOZARIĆ et al., 2018)	Parafusos de rosca parcial	90°	10	150	NA
(MAI; PARK; LEE, 2018)	SFC; parafuso auto atarraxante em toda haste; Parafuso com rosqueamento parcial; Parafuso de proprietário VB	45°-60°-90°; 45°-60°-90°; 45°-60°-75° - 90°	9; 10; 7,5	160; 180; 145	NA
(OTERO-CHANS et al., 2018)	Chapa de aço perfurada colada em madeira com adesivo epóxi de referência; reforçada com barras na transversal da chapa; reforçada na longitudinal com barras de aço	0°	NA;8;12	180; 60	90x5x(360-480)
(SEBASTIAN et al., 2018)	Parafuso de rosca parcial	45°; 90°	12	180	NA
(DAŇKOVÁ; MEC; ŠAFRATA, 2019)	Placa colada de compensado	90°	NA	NA	397x175x(7/camada)
(DU et al., 2019)	Parafusos de rosca parcial	30°; 45°; 60°; 90°; 135°	10; 12; 14	180	NA
(MOLINA et al., 2019)	Barras de aço coladas	90°	12,5	NI	NA
(ZHANG; RAFTERY; QUENNEVILLE, 2019)	Parafuso com camada intermediária de madeira folhosa	90°	12; 20	240	25; 48
(ZHU et al., 2019)	Aço em formato T com cantoneira; chapa de aço com cantoneira	90°	6	70; 140	6x8x100x15 0; 5x180x150; 5x5x45x45
(DI NINO; GREGORI; FRAGIACOMO, 2020)	Parafuso de rosca total	45°	8	160	NA
(JIANG et al., 2020)	Entalhe com e sem parafusos de rosqueamento parcial	90°	16	200	150x150x50

(NAUD et al., 2021)	Concha de concreto de ultra alta resistência reforçado com fibra (UHPFRC) reforçado com 1% de microfibra de aço + barra de aço com rosca	90°	25/38/50 (concha de concreto); 4/6/8/12/16/20 (barra)	75; 115; 155	NA
(SHI et al., 2021)	Entalhe retangular com parafuso de rosca parcial	90°	16	195	200x150x40; 150x150x40; 250x150x40
(BEN et al., 2022)	Entalhe raso com parafuso de cabeça sextavada	45°; 90°	8	80; 100 (PM)	NA
(CHEN et al., 2022)	Parafuso de rosca total	45°	8; 10; 11		
(LING et al., 2022)	Chapa de aço em T; I; dobrada. Todos reforçados com parafusos ou barras rosqueáveis (âncoras)	Todos a 90°	12-16; 12;16; 12-16	120- 160- 128; 120- 160; 120- 160-128	100x120x4; 100x120x4; 100x120x4 - 100x120x6 - 100x140x4; 100x160x4
(SHI et al., 2022a)	Entalhe com parafuso de cabeça sextavada - parafuso auto atarrachante fora do entalhe (reforço da madeira)	90°	16/7	?	180/130
(SHI et al., 2022b)	Parafuso com rosqueamento parcial com entalhe	90°	14;16;18	195	200x150x40; 250x150x40; 150x150x40

NI = não informado; NA = não se aplica; PM = penetração na madeira; - = documento com problema no download.

Fonte: dados do autor

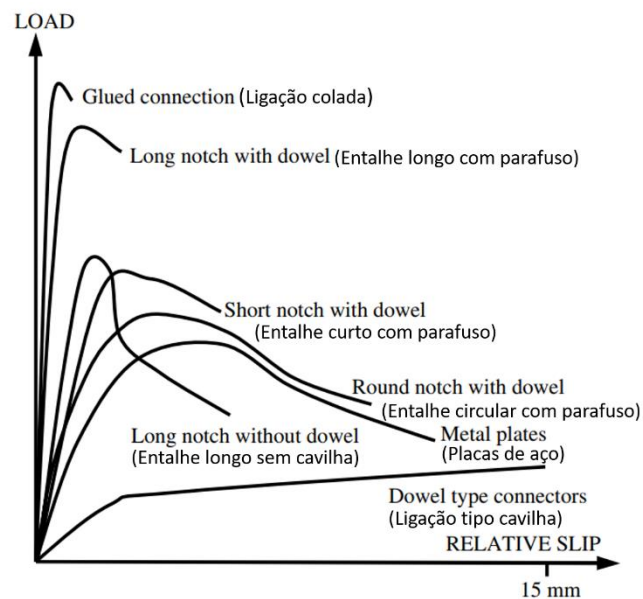
Através da Tabela 2.4 consegue-se observar a grande quantidade de estudos envolvendo parafusos com ou sem pré-furação e com ou sem inclinação, sendo que os de rosca parcial são maioria quando comparados com os de rosca no comprimento total da haste do parafuso (BERARDINUCCI et al., 2017; CHEN et al., 2022; DI NINO; GREGORI; FRAGIACOMO, 2020; DU et al., 2019; HE et al., 2016; JIANG et al., 2017; JORGE; LOPES; CRUZ, 2011; KHORSANDNIA; VALIPOUR; CREWS, 2012; KOZARIĆ et al., 2018; MAI; PARK; LEE, 2018; MASCIA; SORIANO, 2004; MOSHIRI; SHRESTHA; CREWS, 2014; SCHANACK et al., 2015b, 2015a; SEBASTIAN et al., 2018; ZHANG; RAFTERY; QUENNEVILLE, 2019).

Esse maior número de estudos se deve a tal conector proporcionar maior ductilidade à ligação, o que na prática funciona como um aviso (SHAN et al., 2017) [Figura 2.11]. Assim, quando uma estrutura dúctil está na iminência de falhar, ao invés de uma ruptura abrupta, ela escoará e deformará, de forma a avisar os usuários que está prestes a atingir o colapso. Além disso, os parafusos com porca também foram encontrados em menor proporção (HE et al.,

2016; SHAN et al., 2017), sendo que este perde parte de sua efetividade após a cura do concreto.

Outro tipo de sistema de ligação mais utilizado foi o entalhado (retangular ou triangular) com e sem parafuso (colados ou não e/ou inclinados ou não) (BEN et al., 2022; DJOUBISSIE et al., 2018; JIANG et al., 2020; KHORSANDNIA; VALIPOUR; CREWS, 2012; SHAN et al., 2017; SHI et al., 2022a, 2021, 2022b; XIE et al., 2017; YEOH et al., 2011a). Na Figura 2.11 o termo “long notch without dowel” representa de forma geral o comportamento da ligação apenas com entalhes.

**Figura 2.11 - Comportamento geral das ligações**



Fonte: Yeoh, Fragiaco, De Franceschi, & Boon (2011b)

Porém, sabe-se que o entalhe reforçado com pino/cavilha (parafuso, barra, e etc) é o tipo de ligação mais resistente e rígido que se tem entre madeira e concreto (Figura 2.11) quando ligações coladas entre o concreto e madeira são desconsideradas. Desta maneira, além do pino contribuir para a transmissão de esforços de cisalhamento entre a madeira e o concreto, ele ainda traz maior ductilidade para a ligação (JIANG et al., 2020).

Na Figura 2.11 a ligação com entalhe e pino pode ser entendida como short e long notch with dowel. Outros sistemas investigados (Tabela 2.4) foram as ligações do tipo placa de aço dentada, coladas, placa de aço contínua ou perfurada (SM), que podem ser denominadas de forma geral pelo termo “Metal plates” da Figura 2.11. Percebe-se que essa tem um comportamento intermediária entre as ligações com entalhe/cavilha e as ligações apenas com cavilha.

Ainda foram encontradas ligações com tubo de aço mais parafuso (SST + S); duas placas de aço dobradas fixadas em cada lado da viga de madeira por pregos (SP + N); placa de aço dobrada (GSP); tudo de aço + duas placas de aço dobradas + parafuso sextavado (ST + S + N); parafuso com duas mesas soldadas (GDF), placa de compensado, tubo circular, barras de aço coladas, aço em formato T com cantoneiras, chapa de aço com cantoneiras, concha de UHPFRC + barra de aço com rosca, e chapa de aço I e T reforçadas com pinos (DAŇKOVÁ; MEC; MAJSTRÍKOVÁ, 2016; DAŇKOVÁ; MEC; ŠAFRATA, 2019; FERNANDEZ-CABO et al., 2012; LACIS, 2016; LING et al., 2022; LUKASZEWSKA; JOHNSON; FRAGIACOMO, 2008; MIOTTO; DIAS, 2012; MOLINA et al., 2019; NAUD et al., 2021; OTERO-CHANS et al., 2018; SHAN et al., 2017; YEOH et al., 2011a; ZHU et al., 2019).

Conclui-se que esses últimos sistemas apresentados apesar de apresentarem resultados satisfatórios em sua maioria, são menos estudados e utilizados em construções do que os sistemas compostos apenas por pinos e por entalhe com e sem pinos. Nesse sentido, a presente pesquisa teve como escopo apenas o tratamento da ligação tipo parafuso devido ao tempo relacionado às simulações numéricas realizadas no estudo paramétrico.

Portanto é nesse tipo de conector que o estudo seguiu focado para a determinação do módulo de deslizamento. Outros dados interessantes presentes na Tabela 2.4 diz respeito à inclinação com que essas ligações foram inseridas na madeira e no concreto, além de apresentar suas medidas. Assim, todas essas informações foram levadas em consideração no desenvolvimento da pesquisa.

Cabe também esclarecer que após a realização dessa revisão sistemática da literatura com trabalhos entre 2004 e 2022, foram realizadas novas buscas com as mesmas strings utilizadas na Tabela 2.1. Nesse sentido, a atualização está sendo realizada de forma sistemática. Porém, os novos trabalhos foram incluídos no estudo através de citação e discussão dos resultados, sem que o estudo bibliométrico fosse atualizado.

### **2.1.3 CONCLUSÕES**

Com a revisão sistemática da literatura foi possível chegar às seguintes conclusões:

- A revisão sistemática da literatura tornou possível que se encontrasse os artigos relevantes para essa pesquisa em um tempo limitado;
- Com relação à análise bibliométrica, foi possível encontrar o resumo geral dos artigos selecionados, além de proporcionar as fontes, autores, artigos, países e palavras-chave e seus links mais utilizadas e de relevância, de forma que tanto nesta revisão, quanto na continuidade da pesquisa, essas análises foram úteis;

- A grande maioria das pesquisas foram realizadas a respeito do comportamento de pinos (pregos, parafusos, barras de aço e etc.) nas estruturas TCC por conta da grande deformação e boa ductilidade que esses conectores proporcionam na ligação. Assim, a partir desse tipo de ligação foi realizado um estudo paramétrico para a obtenção de estimativas para o cálculo do K no ELS e ELU.
- Sistemas de ligação com entalhes com e sem pino foram bastante investigados também. Dentre as demais ligações investigadas, essa se mostrou a mais eficaz por conta de sua alta resistência aliada a um comportamento dúctil (quando associada com um pino) que leva a maior segurança ao usuário;
- Outros sistemas de ligações menos estudados também foram encontrados;
- Como pesquisas futuras recomenda-se o estudo mais aprofundado dos tipos de ligações menos estudados, conforme mostrado por esta revisão.

## **2.2 RIGIDEZ DA LIGAÇÃO COM PARAFUSOS**

Após a obtenção de um panorama bibliométrico geral acerca do tema investigado, foi possível a identificação de dados quantitativos e até mesmo qualitativos que embasaram qual tipo de conector investigar e por quais artigos começar o estudo.

Assim, esta segunda revisão que se inicia teve o objetivo mais específico, que é o de se aprofundar no estudo da determinação da rigidez da ligação do compósito madeira-concreto (MMC) quando este é ligado por parafusos. Nesse contexto, teorias analíticas, regressões, e propriedades relevantes na determinação da rigidez da ligação são apresentadas a seguir.

### **2.2.1 TEORIAS ANALÍTICAS PARA O CÁLCULO DA RIGIDEZ DA LIGAÇÃO**

As teorias de cálculo da rigidez da ligação com parafusos encontradas na literatura são apresentadas à frente. Cabe destacar que todas as teorias encontradas foram propostas para o cálculo do  $K_{ser}$ . Por esse motivo, todos esses trabalhos encontrados recomendam que o  $K_u$  seja calculado como dois terços do  $K_{ser}$ , assim como recomendado pelo Eurocode 5 (2004).

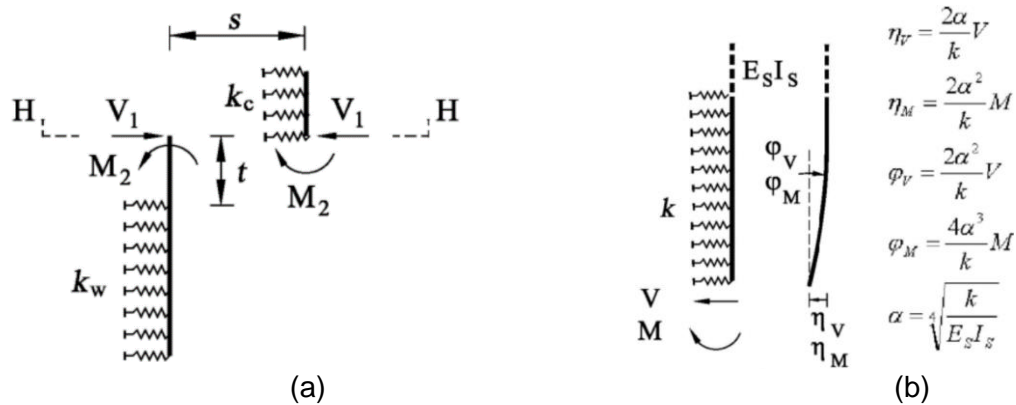
#### **2.2.1.1 GELFI ET AL. (2002)**

Gelfi et al. (2002) desenvolveram uma solução exata para o cálculo do  $K_{ser}$  de parafusos sem inclinação. Para isso, o parafuso foi considerado como uma viga de Winkler de comprimento infinito. Ou seja, apesar da deformação imposta ao parafuso na interface, as

suas extremidades no concreto e na madeira não sofrem influência de qualquer tipo de carregamento (deflexão, força cisalhante e momento fletor).

Além disso, foi considerada a continuidade das deformações de flexão no parafuso, ou seja, os esforços de flexão do conector apresentados na superfície da madeira são equilibrados pelos esforços no concreto (Figura 2.12a) e vice-versa. A partir dessa imposição de continuidade, o  $K_{ser}$  pôde ser facilmente calculado pelo método da flexibilidade (método da superposição combinado com equações de compatibilidade). Logo, as equações de compatibilidade considerando-se a seção H da Figura 2.12a foram apresentadas conforme Equações 2.1 e 2.2.

**Figura 2.12 – Diagrama de corpo livre e deformada do parafuso**



Fonte: Gelfi et al. (2002)

$$\eta_{11} V_1 + \eta_{12} M_2 + \eta_{10} = 0 \quad 2.1$$

$$\varphi_{21} V_1 + \varphi_{22} M_2 + \varphi_{20} = 0 \quad 2.2$$

Essas equações se dão em função da matriz dos coeficientes de flexibilidade ( $\eta_{11}$ ,  $\eta_{12}$ ,  $\varphi_{21}$  e  $\varphi_{22}$ ) que nada mais são do que a somatória dos deslocamentos transversais ( $\eta_V$  e  $\eta_M$ ) e rotações ( $\varphi_V$  e  $\varphi_M$ ) da viga (parafuso) no comprimento sem restrições (camada intermediária) e nos segmentos confinados no concreto e na madeira, conforme valores e representação exibida na Figura 2.12b. Assim, os coeficientes de flexibilidade ( $\eta_{11}$ ,  $\eta_{12}$ ,  $\varphi_{21}$  e  $\varphi_{22}$ ), e valores de rotação ( $\varphi_{20}$ ) e deslocamento ( $\eta_{10}$ ) na interface são apresentados na Tabela 2.5.

**Tabela 2.5 – Relações de coeficientes de flexibilidade, deslocamentos e rotações**

$\eta_{11} = \frac{2\alpha_c}{K_C} + \frac{2\alpha_w}{K_W} + \frac{4\alpha_w^2}{K_W} t + \frac{4\alpha_w^3}{K_W} t^2 + \frac{t^3}{3E_S I_S}$
$\varphi_{21} = \frac{2\alpha_c^2}{K_C} - \frac{2\alpha_w^2}{K_W} - \frac{4\alpha_w^3}{K_W} t - \frac{t^2}{2E_S I_S}$
$\varphi_{22} = \frac{4\alpha_c^3}{K_C} + \frac{4\alpha_w^3}{K_W} + \frac{t}{E_S I_S}$
$\eta_{12} = \varphi_{21}$
$\eta_{10} = -s$
$\varphi_{20} = 0$
$\alpha_c = 4\sqrt{\frac{K_C}{4E_S I_S}}$
$\alpha_w = 4\sqrt{\frac{K_W}{4E_S I_S}}$

Fonte: Gelfi et al. (2002)

Vale destacar também que os deslocamentos e rotações do parafuso na madeira e concreto são acompanhados dos índices w e c, respectivamente. Enquanto isso, a espessura da camada intermediária é representada pela letra t.

Com isso ilustrado, o sistema de equações de compatibilidade é resolvido pela soma das Equações 2.1 e 2.2 de forma que o M2 possa ser eliminado, e o V1 determinado. Vale ressaltar que o V1 (Figura 2.12a) é a força cisalhante a se considerar na interface entre o concreto e a madeira. Logo, a partir de sua determinação em função de s (deslizamento -  $\eta_{10}$ ), o  $K_{ser}$  é finalmente obtido pela Equação 2.3.

$$K_s = \frac{V1}{s} = \frac{12(\alpha_c \alpha_w)^3 E_S I_S}{Z} \quad 2.3$$

Onde Z foi arranjado da seguinte maneira:

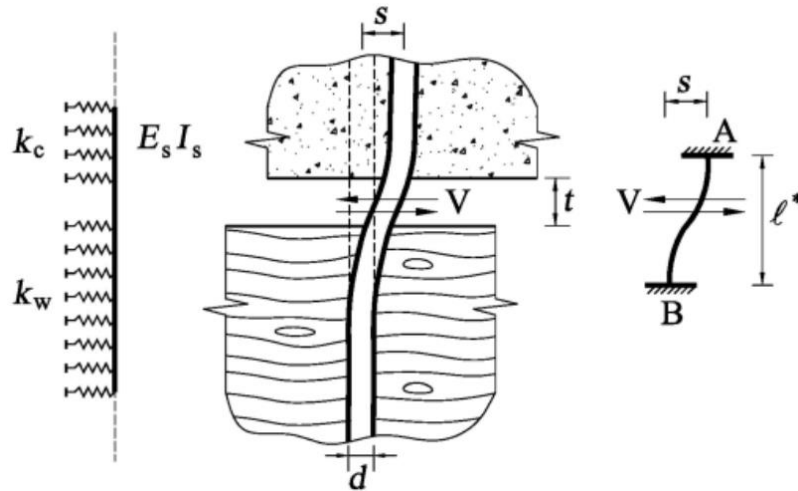
$$Z = 3(\alpha_c^2 + \alpha_w^2)(\alpha_c + \alpha_w) + 3t\alpha_c\alpha_w(\alpha_c + \alpha_w)^2 + 3(t\alpha_c + \alpha_w)^2(\alpha_c + \alpha_w) + (t\alpha_c + \alpha_w)^3$$

A pesquisa ainda esclarece que a obtenção da solução exata da Equação 2.3 só foi possível pela consideração do parafuso como uma viga de comprimento infinito. Por esse motivo, a ligação pode apresentar um valor menor de rigidez do que o calculado pela Equação 2.3. Porém, o estudo enfatiza que para comprimentos de parafuso tipicamente utilizados, o erro deve ser desprezível.

A partir daí a pesquisa propõe uma aproximação para a Equação 2.3, para que esta seja mais facilmente utilizada em rotinas de projetos. Nesse sentido, o  $K_{ser}$  do parafuso é

adotado com o valor da rigidez de uma viga biengastada de comprimento ideal  $l^*$  (Figura 2.13), conforme Equação 2.4.

**Figura 2.13 – Modelo de rigidez da ligação**



Fonte: Gelfi et al. (2002)

$$K_s = \frac{12E_s I_s}{l^{*3}} \quad 2.4$$

Assim, para que a consideração de  $l^{*3}$  seja verdadeira, o  $l^*$  passa a ser:

$$l^* = \frac{\sqrt[3]{Z}}{\alpha_c \alpha_w}$$

Na sequência, o estudo destaca que o  $l^*$  pode ser escrito em função de  $K_c$ ,  $K_t$ ,  $t$  e  $d$ , conforme Equação 2.5.

$$l^* = \frac{\sqrt[3]{Z}}{\alpha_c \alpha_w} = f(k_c, k_w, t, d) \quad 2.5$$

Ao se adotar essa consideração, a Equação 2.4 se torna igual à Equação 2.3 quando a função  $f(k_c, k_w, t, d)$  é expandida por séries de Taylor em torno de valores de referência ( $k_{c0}$ ,  $k_{w0}$ ,  $t_0$ ,  $d_0$ ) dessas quatro variáveis independentes, conforme Equação 2.6.

$$\begin{aligned} l^* = & f(k_{c0}, k_{w0}, t_0, d_0) + \left( \frac{\partial f}{\partial k_c} \right)_0 (k_c - k_{c0}) + \left( \frac{\partial f}{\partial k_w} \right)_0 (k_w - k_{w0}) \\ & + \left( \frac{\partial f}{\partial k_t} \right)_0 (t - t_0) + \left( \frac{\partial f}{\partial k_d} \right)_0 (d - d_0) \end{aligned} \quad 2.6$$

Logo, são adotados valores mais usuais para a rigidez do concreto e da madeira, e para a espessura da camada intermediária e diâmetro do parafuso ( $k_{c0} = 10.000 \text{ N/mm}^2$ ,  $k_{w0} = 1.300 \text{ N/mm}^2$ ,  $t_0 = 25 \text{ mm}$ ,  $d_0 = 16 \text{ mm}$ ). Com esses valores, a Equação 2.6 pode ser reduzida para a Equação 2.7.

$$l^* = 17.3 - 0.000572k_c - 0.00894k_w + 0.880t + 4.34d \quad 2.7$$

Com  $k_c$  e  $k_w$  expressos em  $N/mm^2$ , e  $t$  &  $d$  em milímetros.

Segundo a pesquisa, assumindo-se intervalos de valores típicos para essas quatro variáveis independentes (Tabela 2.6), as diferenças entre a solução exata (Equação 2.3) e a solução com o  $I^*$  aproximado são desprezíveis. No entanto mesmo dentro desse intervalo, valores de  $K_{ser}$  podem variar em até 15% quando comparados com a solução exata.

**Tabela 2.6 – Intervalo de parâmetros a serem adotados para o cálculo de  $I^*$**

$7,000 < k_c < 14,000 \frac{N}{mm^2}$
$1,000 < k_w < 1,400 \frac{N}{mm^2}$
$12 < d < 20 \text{ mm}$
$0 < t < 50 \text{ mm}$

Fonte: Gelfi et al. (2002)

Como exemplo, para a madeira *Alps red spruce wood* e concreto comumente utilizado ( $k_{w0} = 1.300 \text{ N/mm}^2$ ,  $k_{c0} = 10.000 \text{ N/mm}^2$ ), a Equação 2.7 é aplicada na Equação 2.4. Considerando-se a inércia do parafuso como  $I_s = \pi d^4/64$ , tem-se a obtenção da Equação 2.8.

$$K_S = 124,000 \frac{d}{\left(4.34 + \frac{t}{d}\right)^3} \quad 2.8$$

Ao se observar a Equação 2.8, o estudo ainda destaca a importância que o diâmetro exerce no cálculo da rigidez da ligação com parafusos sem inclinação (perpendiculares à interface). Como conclusão, foi possível constatar que a equação aproximada proporciona valores próximos da função exata (erro de até 15%). Porém, tal função aproximada tem um intervalo limitado de propriedades (Tabela 2.6), sendo que para valores fora desse intervalo, o erro tender a ser maior que 15%.

Vale ressaltar também que a pesquisa não leva em consideração a inclinação de parafusos nem o atrito na interface. Por fim, cabe a ressalva acerca do módulo de fundação (rigidez de mola), visto que essa propriedade é obtida através de ensaios push-out na madeira. Isso pode ser considerado como uma dificuldade no uso do modelo quando se tem madeiras menos usuais.

### 2.2.1.2 SYMONS ET AT. (2010)

Um modelo de cálculo para a determinação da rigidez da ligação com parafusos foi proposto por Symons et al. (2010). Nesse modelo o parafuso é considerado como uma viga sobre base elástica apenas no comprimento confinado na madeira. Então nesse comprimento

é assumido que o parafuso deforme de acordo com a sua rigidez axial e de flexão. Ou seja, o parafuso pode apresentar tanto deslocamento axial quanto de flexão.

Já no concreto, o parafuso é considerado como engastado e não deformável. Essa hipótese se justifica devido à rigidez do concreto ser em média de três a quatro vezes maior que a da madeira. Assim, assume-se que não há deformações do parafuso nessa região. Outra consideração é a de que a cabeça do parafuso no concreto resulte em restrições significativas, de modo que o conector possa ser considerado engastado no concreto.

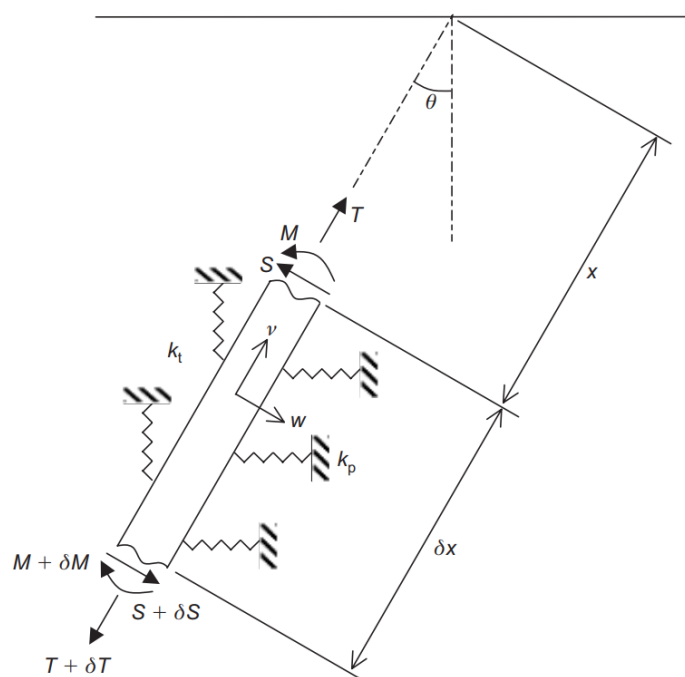
A teoria ainda assume que as deformações são pequenas, de modo que um comportamento não linear físico e geométrico possa ser desprezado. Assim, a partir do somatório de esforços no eixo X e Y global (Equações 2.9 e 2.10, respectivamente), para que fosse possível a aplicação das rigidezes nestes eixos, pôde-se desenvolver o modelo. A Figura 2.14 evidencia os esforços solicitantes alvos desse equilíbrio.

$$\sum F_{x,global} = (w \cos \theta + v \sin \theta) k_p \delta_x \cos \theta \quad 2.9$$

$$\sum F_{y,global} = (v \cos \theta - w \sin \theta) k_t \delta_x \sin \theta \quad 2.10$$

Onde,  $v$  e  $w$  são os deslocamentos axiais e transversais ao eixo local da viga (parafuso);  $k_p$  é a rigidez das molas (confinamento na madeira) na horizontal;  $k_t$  é a rigidez das molas (confinamento na madeira) na vertical;  $\delta_x$  é a variação de comprimento axial do parafuso no seu eixo local;  $\theta$  é o ângulo entre Y global e o eixo do parafuso.

**Figura 2.14 – Diagrama de corpo livre do parafuso**



Fonte: Symons et al. (2010)

Após a decomposição dessas forças dos eixos globais para os eixos locais do parafuso, dois modelos foram encontrados. O primeiro leva em consideração o parafuso como um elemento inextensível, ou seja, não deforma axialmente, apresentando apenas deformações transversais. Segundo a pesquisa, essa aproximação se faz verdadeira quando da utilização de parafusos não muito longos ( $t/d < 20$ ). Onde  $t$  é o comprimento do parafuso confinado na madeira, enquanto que  $d$  é o seu diâmetro.

Já o segundo modelo se aplica para parafusos inclinados muito longos ( $t/d > 40$ ). Assim, considera-se que suas deformações axiais sejam importantes no cálculo dos deslocamentos, porém sua rigidez de flexão é desprezada. Essa consideração se faz razoável visto que para esses parafusos as forças cisalhantes são desprezíveis em praticamente todo o comprimento do parafuso, segundo a pesquisa.

Logo, para o desenvolvimento do primeiro modelo foram consideradas equações diferenciais para o cálculo da linha elástica (parafuso), já bastante conhecidas da resistência dos materiais. Já para o segundo caso, foi considerada a equação normalmente utilizada para o cálculo de deformações axiais em uma análise linear elástica. A partir da consideração de condições de contorno típicas de uma viga engastada e livre foi possível a obtenção dos dois modelos, que mais tarde foram combinados, de forma que se deu origem à equação final de estimativa do  $K_{ser}$  (Equação 2.11).

$$K_{ser} = \frac{R}{u} = \left( \frac{k_p \cos \theta}{1 + \beta \tan^3 \theta} \right) \lambda \left( \frac{\sinh 2t}{\lambda} + \frac{\sin 2t}{\lambda} \right) + \frac{EA}{\gamma} \tanh \left( \frac{t}{\gamma} \right) \sin^2 \theta \quad 2.11$$

Em que,  $R$  é a força na interface;  $u$  é o deslizamento horizontal na interface;  $k_p$  é a rigidez das molas (confinamento na madeira) na horizontal;  $t$  é o comprimento de confinamento do parafuso na madeira;  $\beta$  é a razão entre a rigidez da mola na horizontal ( $k_p$ ) e na vertical ( $k_t$ );  $EA$  é a rigidez axial do parafuso;  $\lambda$  é o comprimento característico para as deformações transversais;  $\gamma$  é o comprimento característico na deformação axial. Esses dois últimos podem ser calculados de acordo com as Equações 2.12 e 2.13:

$$\lambda = \sqrt[4]{\frac{4EI}{k_p \cos^3 \theta + k_t \sin^3 \theta}} \quad 2.12$$

$$\gamma = \sqrt{\frac{(1 + \beta \tan^3 \theta) EA}{\beta \tan \theta} \frac{1}{k_p} \cos \theta} \quad 2.13$$

Onde,  $EI$  é a rigidez à flexão do parafuso.

Vale destacar que a obtenção do valor de  $k_p$  se faz a maior dificuldade na utilização do modelo proposto para o cálculo do  $K_{ser}$ . Essa dificuldade se deve a essa propriedade ser determinada por meio de ensaios de confinamento do parafuso na madeira. Para transpor esse problema, uma relação entre o  $K_p$  e o módulo de elasticidade paralelo ( $E$ ) foi determinada por meio de interpolação linear. Os dados que originaram tal função foram retirados de quatro pesquisas encontradas na literatura (GATTESCO, 1998; GATTESCO; TOFFOLO, 2004; GELFI; GIURIANI; MARINI, 2002; SANTOS et al., 2010). A pesquisa não apresenta a função, apenas o resultado de  $K_p$  obtido através desta.

Com relação aos resultados, esse modelo de cálculo previu a rigidez da ligação dos experimentos com um erro médio de 20%. Além do mais, todos os resultados do modelo superestimaram os valores da rigidez em relação aos experimentos. A pesquisa ainda prevê por meio dessa teoria de cálculo que a inclinação de maior rigidez seria a 62° da vertical, ou seja, a 28° da interface com a madeira.

Acredita-se que o erro encontrado possa ter sido causado pela não consideração de propriedades de arrancamento do parafuso na madeira, e nem do atrito na interface entre o concreto e a madeira. Outro ponto sensível da utilização do modelo é a necessidade da estimativa do  $K_p$  através do módulo de elasticidade. Apesar da pesquisa propor uma interpolação linear para a estimativa do  $K_p$ , esta foi obtida através de apenas quatro pares de valores experimentais (para cada  $K_p$ , um  $E$ ).

Outra fonte de incerteza é a consideração das propriedades de confinamento da madeira apenas a 0° e 90° graus das fibras da madeira ( $K_p$  e  $K_t$ , respectivamente). Logo, para inclinações diferentes, o trabalho simplesmente decompõe os deslocamentos em X e Y global para que estes possam ser relacionados com as rigidezes de mola. Dada a anatomia complexa da madeira, apenas essa consideração por si só poderia acarretar em dispersão dos resultados.

### **2.2.1.3 DU ET AL. (2019)**

Du et al. (2019) propuseram um modelo para o cálculo da rigidez da ligação com parafusos inclinados em arranjo de pares cruzados sem levar em consideração uma camada intermediária e nem o atrito na interface. Tal modelo nada mais é do que a teoria proposta por Tomasi et al. (2010) para se calcular a rigidez da ligação de parafusos cruzados para estrutura madeira-madeira, conforme Equação 2.14.

$$K_{ser} = K_{90} \cdot \sin^2 \alpha + K_{0} \cdot \cos^2 \alpha \quad 2.14$$

Onde o estudo toma a rigidez perpendicular ( $K_{90^\circ}$ ) e paralela ( $K_{0^\circ}$ ) à interface a partir de estimativas contidas no Eurocode 5 (2004) [Equação 1.1] e em Blaß et al. (2006) [Equação 2.15], respectivamente.

$$K_{ser,90^\circ} = \frac{\rho_m^{1.5} d}{23} \quad 1.1$$

$$K_{ser,0^\circ} = 234(dp)^{0.2} I_{ef}^{0.4} \quad 2.15$$

Como pode ser notado, a pesquisa utiliza a Equação 1.1 do Eurocode 5 (2004) como dado de entrada, o que por si só torna a estimativa do  $K_{ser}$  imprecisa. Essa imprecisão se torna mais acentuada quando utilizada para parafusos inclinados, que é o caso do estudo. Essa consequência é refletida nos resultados da pesquisa conforme esperado, sendo que o modelo apresenta erros da ordem de até 66% quando comparado com resultados experimentais.

#### 2.2.1.4 DI NINO ET AL. (2020)

Di Nino et al. (2020) propuseram uma extensão da teoria analítica desenvolvida por Symons et al. (2010). Nessa extensão, o trabalho também considerou uma camada de isolamento. Tal camada também é utilizada como fôrma permanente na concretagem de pisos e lajes. Apesar dessa contribuição de cálculo, a pesquisa também não leva o atrito na interface madeira-concreto em consideração.

Segundo o estudo, a maior dificuldade em se utilizar esse método é a necessidade em se estimar a rigidez inicial da ligação ( $k_i$ ) quando não se tem valores de ensaios. Segundo a pesquisa, essa propriedade se faz necessária para a estimativa do módulo de fundação (rigidez da mola) por unidade de área e conseqüentemente da rigidez elástica da mola por unidade de comprimento linear. Aqui abre-se um parênteses com o intuito de se observar que essa relação do  $K_p$  com  $k_i$  não foi considerada por Symons et al. (2010). Porém, apesar do estudo destacar essa relação, ela não foi utilizada na pesquisa, conforme pode ser constatado na sequência.

Nesse sentido, a pesquisa propôs uma função exponencial para a estimativa do  $k_p$  (Equação 2.16) como solução. Assim, essa equação estima o valor do coeficiente de Winkler em função do módulo de elasticidade das madeiras ( $E_p$ ). Apesar de sua fácil aplicação, essa equação foi validada por meio da interpolação de apenas três pares de valores contidos na literatura [para cada  $K_p$ , um  $E_p$ ] (GATTESCO, 1998; GATTESCO; TOFFOLO, 2004; SANTOS et al., 2010).

$$K_p = 61.89 + 0.001275 \times 2^{E_p} \quad 2.16$$

Cabe destacar que valores experimentais da pesquisa de Gelfi et al. (2002) utilizados na interpolação proposta por Symons et al. (2010) não foram considerados na obtenção da Equação 2.16. A pesquisa não cita qualquer razão para tal. O estudo ainda faz a ressalva que a estimativa proposta só deve ser levada em consideração para madeiras com módulo de elasticidade entre 11 GPa e 16 GPa. Além do mais, as espécies utilizadas apresentam densidade variando de 442 kg/m<sup>3</sup> a 560 kg/m<sup>3</sup>, configurando-se um pequeno intervalo.

Apesar desses pontos negativos, a pesquisa conseguiu prever os valores experimentais da rigidez da ligação (inclinações de 0°, 10°, 20°, 30°, 40° e 50°) contidos em Symons et al. (2010) com uma precisão média de 5,6%. Vale ressaltar que esses resultados são de ensaios sem camada intermediária (OSB).

Ao final da pesquisa, três equações fechadas para o cálculo da rigidez da ligação foram propostas exclusivamente para parafusos com 45° de inclinação. A validação do modelo analítico apenas para essa inclinação se deu pelo fato da pesquisa ter realizado ensaios apenas com parafusos nessa inclinação. Apesar do trabalho afirmar que essa inclinação é a mais usual, outros estudos da literatura mostram que uma maior rigidez é alcançada em algo próximo de 30° de inclinação do parafuso (MIRDAD; CHUI, 2020a; SYMONS; PERSAUD; STANISLAUS, 2010).

Segundo a pesquisa, a equação fechada generalizada para todos os casos possíveis não foi apresentada por ser muito extensa e complexa. Isso configura outra dificuldade desse modelo, visto que para outras inclinações do parafuso e demais propriedades, o desenvolvimento de toda teoria se torna uma tarefa penosa para a prática de projetos estruturais. Ainda assim essas três equações são apresentadas na sequência. A primeira estimativa se aplica à rigidez da ligação com camada intermediária (OSB), de acordo com a Equação 2.17.

$$K_{45^\circ} = \frac{1}{q} K_{45^\circ} \alpha(t_s) \quad 2.17$$

Onde,  $\alpha(t_s)$  que é uma função de correção para levar em consideração a espessura do OSB, e é calculada de acordo com a Equação 2.18.

$$\alpha(t_s) = \left(1 - 0.054 t_s^{0.55}\right) \quad 2.18$$

Já as outras duas estimativas para a madeira em contato direto com o concreto podem ser visualizadas nas Equações 2.19 e 2.20. Nota-se que a primeira é estimada através do módulo de fundação paralelo às fibras e a segunda por meio do módulo de elasticidade também paralelo às fibras.

$$K_{45^\circ}(l,d,K_p)=1.54d^{1.44}l^{0.446}K_p \quad 2.19$$

$$K_{45^\circ}(l,d,E_p)=0.01d^{1.44}l^{0.446}E_p \quad 2.20$$

### 2.2.1.5 MIRDAD & CHUI (2020A)

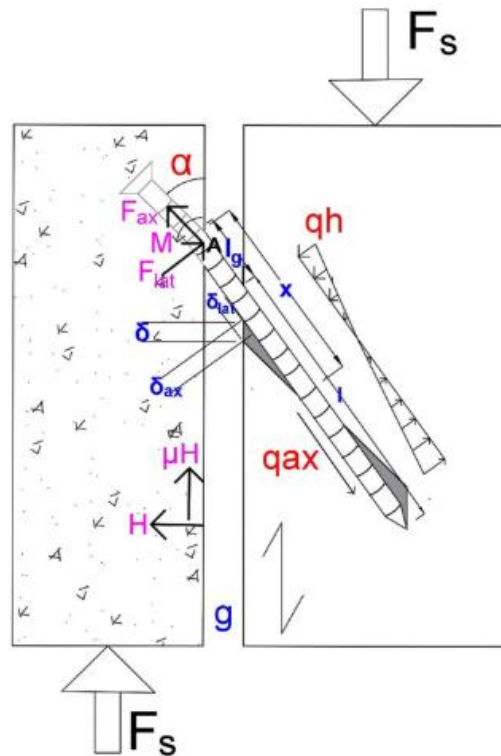
Mirdad & Chui (2020a) desenvolveram uma teoria analítica para a estimativa da rigidez da ligação ( $K_{ser}$ ) do compósito madeira-concreto considerando o uso de parafusos auto-atarraxantes com rosca em todo seu comprimento de haste. O intuito na obtenção dessa estimativa do  $K_{ser}$  foi o de fornecer uma equação que pode ser facilmente utilizada em rotinas de cálculo de projetos considerando-se o estado limite de serviço.

Essa teoria leva diversas propriedades da madeira e do parafuso em consideração, sendo elas: a rigidez de confinamento ( $K_h$ ) e de arrancamento ( $K_{ax}$ ) do parafuso na madeira; o comprimento de embutimento do parafuso na madeira ( $l_e$ ); comprimento de folga entre o concreto e a madeira ( $l_g$ : camada de isolamento); a inclinação do parafuso ( $\alpha$ ); o módulo de elasticidade ( $E$ ) e momento de inércia do parafuso ( $I$ ); atrito entre a madeira e o concreto ( $\mu$ ) quando estes estão em contato (sem camada de isolamento).

Para o desenvolvimento dessa teoria analítica, foram adotadas algumas considerações de cálculo: (a) foi considerado apenas um parafuso sob tração-cisalhamento (parafuso tracionado na madeira e cisalhamento no ponto de ligação entre a madeira e o concreto); (b) o comportamento do parafuso é admitido como linear elástico (ELS); (c) o comprimento do parafuso confinado no concreto é admitido como rígido e engastado, portanto não há deformação do parafuso nesse trecho; (d) após a aplicação da carga, admite-se que o parafuso flexione como uma viga engastada em uma extremidade (no concreto) e livre na outra, e que ele rotacione elasticamente no ponto de engastamento com o concreto na interface do plano de cisalhamento; (e) O parafuso é tratado como uma viga sobre fundação elástica, de forma que a flexibilidade do seu comprimento inserido na madeira seja considerada, porém a extensibilidade (mudança de propriedade física do parafuso) é desprezada; (f) o atrito entre as superfícies contribui para a rigidez apenas quando não existe camada de isolamento; (g) ambas as propriedades de confinamento e arrancamento do parafuso contribuem para a rigidez; (h) O deslocamento axial e lateral do parafuso na madeira é considerado; (i) a peça de madeira pode ter até três camadas de diferentes propriedades nas quais o parafuso é inserido; (j) o deslocamento adicional devido à espessura livre (camada de isolamento) entre o concreto e a madeira é considerado desde que esse segmento do parafuso (gap) não sofra alterações ao longo do seu eixo (segmento rígido).

A partir dessas propriedades e considerações de cálculo, a teoria analítica foi desenvolvida com base nos conceitos de mecânica e resistência dos materiais. Logo, esse modelo é inicialmente desenvolvido por meio do equilíbrio de forças e momentos na interface entre o concreto e a madeira. A Figura 2.15 traz de forma ilustrativa todos os esforços contidos nessa somatória.

**Figura 2.15 – Distribuição de forças e tensões na ligação**



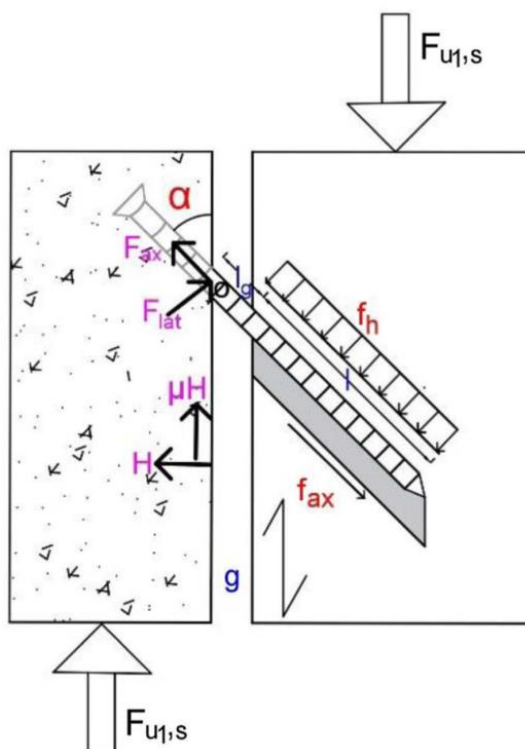
Fonte: Mirdad & Chui (2020a)

Onde,  $q_{ax}$  e  $q_h$  diz respeito à restrição que a rigidez de arrancamento e confinamento na madeira impõe no parafuso (forças distribuídas no parafuso), respectivamente;  $F_s$  é a força cisalhante paralela à interface;  $M$  é o momento de equilíbrio na face inferior do concreto;  $x$  é a distância entre o ponto de inflexão do parafuso até a face inferior do concreto;  $F_{ax}$  e  $F_{lat}$  são forças que equilibram os esforços no parafuso (este é assumido com o comportamento de uma viga);  $l$  é o comprimento de confinamento do parafuso na madeira.

Vale destacar que o  $x$  é encontrado na somatória de momento igual a zero (condição de equilíbrio). Esse valor de  $x$  advém do giro que o parafuso sofre na base inferior do concreto. Assim o parafuso acaba solicitando a madeira no embutimento em sentidos diferentes nos dois segmentos do seu comprimento de confinamento. Caso o parafuso apresentasse uma rigidez de flexão tendendo ao infinito (sem a presença de rótula plástica), a configuração deste quando embutido em uma peça de madeira sólida seria de acordo com o ilustrado na Figura 2.16.

Vale a pena destacar que em Mirdad & Chui (2020a), a madeira laminada colada (MLC) é tratada como madeira sólida. Como critério para a MLC ser considerada madeira sólida, o produto em questão deve ser composto de lamelas com mesmas orientações e propriedades físico-mecânicas semelhantes. Já o produto considerado como composto em camadas deve apresentar lamelas com propriedades diferentes estando essas com orientação semelhante ou não.

**Figura 2.16 – Distribuição de esforços com parafuso rígido**



Fonte: Mirdad & Chui (2020b)

No caso da pesquisa, o produto de madeira disposto em camadas utilizado foi a Madeira laminada cruzada (CLT). É importante observar que a partir desse critério, a MLC (GLT em inglês) poderia ser tratada como madeira disposta em camadas, desde que suas camadas apresentassem propriedades físico-mecânicas diferentes, apesar de terem mesma orientação. Porém como já estabelecido, no trabalho em questão a MLC foi considerada como madeira sólida e o CLT como madeira em camadas.

Fazendo-se uso de todas essas propriedades e considerações de cálculo, a pesquisa desenvolveu essa teoria tanto para madeira sólida (MLC) quanto para produtos de madeira em camadas (CLT ou MLC). Nesse último caso, o trabalho considera também para a MLC e o CLT as propriedades de confinamento e arrancamento em cada camada. Para isso, a distribuição de esforços do parafuso na madeira pode ser encontrada de acordo com as propriedades de cada camada.

No entanto, devido à proximidade dos resultados encontrados para a CLT calculada com os dois modelos (madeira sólida e em camadas) [dispersão de 3% na média geral dos resultados], o presente estudo apresenta apenas o modelo desenvolvido para madeira sólida. Nesse caso um único módulo de elasticidade é assumido para o CLT, que é determinado calculando-se o módulo médio de suas camadas longitudinais e transversais.

Ademais, devido à flexibilidade apresentada pelo parafuso, é considerada também uma rigidez equivalente de confinamento ( $K_{heq}$ ) no desenvolvimento dessas estimativas. Dessa forma, a estimativa encontrada para o cálculo do  $K_{ser}$  para a madeira sólida pode ser visualizada na Equação 2.21.

$$K_{ser} = \frac{3EIdn_f \left( 2(3l_g + 2l_e) K_{ax} \pi l_e \varphi (\cos(\alpha) + 0.5\mu \sin(2\alpha)) + K_{heq} l_e^2 (\sinh(\alpha)^2 - 0.5\mu \sin(2\alpha)) \right)}{\left( 6EI(3l_g + 2l_e) + K_{heq} d l_e^2 l_g^3 (\sin(\alpha))^2 \right)} \quad 2.21$$

Onde,  $\varphi$  é a razão entre a rigidez de confinamento e de arrancamento. Já o  $K_{heq}$  é calculado conforme Equação 2.22.

$$K_{heq} = \frac{2K_h (\sinh^2(\omega l_e) - \sin^2(\omega l_e))}{\omega l (\sinh(\omega l_e) \cosh(\omega l_e) - \sin(\omega l_e) \cos(\omega l_e))} \quad 2.22$$

Onde, o  $\omega$  pode ser calculado conforme a Equação 2.23.

$$\omega = \sqrt[4]{\frac{K_h d}{4EI}} \quad 2.23$$

Onde,  $EI$  e  $d$  são a rigidez à flexão e diâmetro do parafuso, respectivamente.

Porém na continuidade dessa pesquisa, Mirdad, Khan & Chui (2022) apresentaram a Equação 2.21 considerando o  $K_{heq} = 0.9K_h$  como forma de simplificar e facilitar o cálculo do  $K_{ser}$ . Nesse caso as Equações 2.22 e 2.23 podem ser descartadas segundo a pesquisa. Outra observação é que o  $K_{heq}$  pode ser considerado igual a  $K_h$  quando o parafuso é considerado rígido. Em outras palavras, o parafuso é rígido quando se tem  $EI$  tendendo ao finito ou  $\omega$  tendendo a zero.

Logo, como pode ser notado nas equações acima, dentre todas constantes e variáveis, as únicas duas propriedades que são de maior dificuldade de obtenção é a rigidez de confinamento e de arrancamento do parafuso na madeira. Importante também destacar que para parafusos inclinados, essas duas propriedades têm de ser encontradas considerando essa inclinação do parafuso nos ensaios de arrancamento e de confinamento. Para se ter esse obstáculo mais facilmente superado sem a necessidade de ensaios experimentais, o trabalho recomenda o uso das Equações 2.24 e 2.25 encontradas em Mirdad et al. (2022).

$$K_h = \frac{(3.781 \cdot 10^{-5}) \rho^{2.443} d^{-0.956}}{2.897 \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \quad 2.24$$

$$K_w = \frac{0.0271 e^{0.414} \rho^{0.715} d^{-0.512}}{0.802 \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \quad 2.25$$

Segundo Mirdad et al. (2022), essas duas estimativas podem prever o comportamento de ligações com parafusos com diâmetro de 8 a 12 mm, e inclinações de 0°, 30°, 45°, 60° e 90° em madeira Spruce-Pine-Fir (SPF) e Douglas Fir (DF) com densidade variando de 424 Kg/ m<sup>3</sup> a 525 Kg/m<sup>3</sup>.

Dessas Equações 2.24 e 2.25 acima, pode-se notar que quanto menor o ângulo de inserção do parafuso na madeira, menor também será a rigidez de confinamento ( $K_h$ ), visto que o parafuso passa a ser mais solicitado no arrancamento. Portanto, a rigidez de arrancamento ( $K_w$ ) é maior com menores inclinações do parafuso. Para os dois tipos de solicitações ( $K_h$  e  $K_w$ ), o aumento do diâmetro exerce efeito contrário ao aumento das rigidezes, visto que um diâmetro cada vez maior tende a rachar a madeira tanto quando solicitada no arrancamento quanto no confinamento. Esse efeito adverso tende a piorar com madeiras mais densas.

Vale observar conforme pode ser notado nas Equações 2.24 e 2.25 acima, que estas não foram obtidas através de uma teoria analítica. Apesar de apresentarem boa precisão, não possuem representação física do que é calculado (outra limitação). Portanto, podem ser tratadas como uma fonte de incerteza na obtenção dos resultados das estimativas do  $K_{ser}$  e  $K_u$ . Não à toa, em Mirdad & Chui (2020a) a rigidez da ligação prevista (Equação 2.21) para doze configurações diferentes de corpos de prova (três réplicas para cada configuração) de vigas mistas madeira-concreto compostas com GLT resultou em um erro médio de 22% para baixo com relação aos valores experimentais. Porém, os piores resultados levaram a valores até 42% menores e 17% maiores que os de ensaio.

Já para 12 configurações de corpos de prova (três réplicas por configuração ensaiadas) envolvendo o CLT, essas Equações levaram a um erro médio de 17%, sendo que todos os valores estimados ficaram abaixo dos resultados de ensaio. Porém, os casos mais discrepantes apresentam erros de até 40%. Com relação aos resultados obtidos dos modelos propostos, a pesquisa ainda destaca que o atrito é relevante no cálculo da rigidez da ligação para inclinações de 45°, e menos relevante para inclinações de 30°.

Isso acontece porque quanto menor a inclinação do parafuso com a madeira, maior é a contribuição da ação de arrancamento (força axial no parafuso). Em outras palavras, quando

se tem menor inclinação (30°), menor vai ser a força normal à interface do concreto com a madeira, que é imposta pelas componentes de força do parafuso. Essa relação pode ser visualizada na Equação 2.26.

$$\text{ForçaDeAtrito} = \mu \cdot \text{ForçaNormal} \quad 2.26$$

Onde  $\mu$  é o coeficiente de atrito conforme já especificado.

Ao se analisar todos os resultados obtidos com a estimativa do  $K_{ser}$ , pode-se chegar à conclusão que essa teoria apresentada por Mirdad & Chui (2020a) se trata de uma ótima estimativa. Essa conclusão se apoia no fato dessa estimativa possuir um desenvolvimento relativamente simples, que por sua vez prevê um comportamento bastante complexo, como é o da ligação do compósito madeira-concreto. Essa conclusão é ainda mais válida quando se leva em consideração todos as propriedades consideradas na formulação da Equação 2.21. Apesar disso, pode-se notar também que a obtenção de outras equações e estimativas com um erro menor é de interesse e necessária.

### **2.2.2 CÁLCULO DA RIGIDEZ DA LIGAÇÃO POR MEIO DE REGRESSÕES**

Apenas uma pesquisa que propôs regressões para a estimativa da rigidez da ligação do compósito madeira-concreto foi encontrada. Khorsandnia et al. (2012) propuseram regressões não lineares para a previsão do comportamento pré-pico e pós pico da relação carga x deslizamento de parafusos com rosca comum e de parafusos auto atarraxantes (SFS). Porém, essas equações demandam o conhecimento prévio da rigidez da ligação no ELS da configuração experimental do TCC desejado.

### **2.2.3 PROPRIEDADES DA LIGAÇÃO**

Nesse tópico, as propriedades encontradas como relevantes para o cálculo da rigidez da ligação foram devidamente apresentadas. Nesse sentido, os artigos apresentados na Tabela 2.4 e demais estudos encontrados que estudaram a ligação do TCC com parafusos serviram de alicerce para essa identificação. Esses artigos também possibilitaram a delimitação de intervalos de valores mais utilizados para essas propriedades.

#### **2.2.3.1 ATRITO**

De acordo com Khorsandnia et al. (2012), o atrito entre o concreto e a madeira tende a influenciar a resposta carga x deflexão nos estágios iniciais de aplicação de carregamento. Nos experimentos realizados na pesquisa para vigas ligadas por meio de parafuso, pode-se constatar uma alta rigidez na flexão antes que qualquer deslizamento entre a madeira e o concreto aconteça, evidenciando a influência do atrito nesse estágio.

Mirdad & Chui (2020a) observaram em seus resultados que para uma inclinação igual ou maior que  $45^\circ$  do parafuso com a madeira, o atrito influencia substancialmente os resultados do  $K_{ser}$ . Segundo Mirdad & Chui (2020a), o coeficiente de atrito entre a madeira e o concreto que melhor representa os ensaios experimentais em Mirdad & Chui (2019) seria um valor igual a 0,45 quando a concretagem é realizada com uma folha plástico isolando a madeira do concreto. Já para vigas sem a alocação do plástico, a pesquisa recomenda um coeficiente igual a 0,65.

Este último valor é bem próximo do estipulado pela normativa ASTM D1894-14 (2014), que recomenda o uso do coeficiente de atrito igual a 0,62 para interface concreto-madeira sem o uso do plástico. Porém cabe destacar que esses valores são representativos do coeficiente de atrito inicial, e não representaria o valor real do coeficiente durante todo o carregamento e deslizamento desenvolvido no compósito.

### **2.2.3.2 COMPRIMENTO DE CONFINAMENTO DO PARAFUSO NA MADEIRA**

Várias pesquisas estudaram a influência que o comprimento de confinamento exerce sobre a rigidez da ligação do compósito madeira-concreto (BERARDINUCCI et al., 2017; CHEN et al., 2022; GELFI; GIURIANI; MARINI, 2002; MAI; PARK; LEE, 2018; MIRDAD; CHUI, 2020a; MIRDAD; KHAN; CHUI, 2022; SYMONS; PERSAUD; STANISLAUS, 2010).

Berardinucci et al. (2017) investigaram comprimentos de 110 mm e 190 mm para parafusos inclinados. Como resultado, o parafuso com 190 mm de comprimento de confinamento proporcionou ganhos consideráveis de resistência e de rigidez da ligação quando comparado com o de 110 mm. De forma semelhante, Mirdad & Chui (2020a) e Chen et al. (2022) observaram ganhos na rigidez da ligação quando o comprimento de confinamento de parafusos inclinados foi aumentado de 80 mm para 100 mm em seus experimentos.

Já em Mai et al. (2018) foi encontrado que o comprimento de confinamento ideal no painel CLT é alcançado para uma relação de  $10d$ , onde  $d$  é o diâmetro do parafuso. A razão apontada é a de que para comprimentos maiores, o CLT restringe o parafuso como se fosse um engaste perfeito. Por esse motivo, uma maior carga é transferida do concreto para a madeira, o que por sua vez tende provocar mais fissuras no concreto.

Com relação à importância do comprimento de confinamento quando comparado com outras propriedades, Mirdad et al. (2022) afirmam que o aumento do comprimento de confinamento do parafuso na madeira é o que mais influencia o comportamento da ligação. Essa conclusão se deu tanto para parafusos inclinados quanto para parafusos inseridos a  $90^\circ$ . Porém ao se analisar cuidadosamente os resultados da pesquisa percebe-se que esse ganho significativo de rigidez é válido apenas para ligações inclinadas.

Nesse caso há ganhos expressivos para comprimentos de até 250 mm, apesar desse comprimento não ter sido validado por meio de ensaios. De forma contrária consegue-se facilmente observar, através da figura 10b do artigo, que o comprimento de confinamento tem pouca influência na rigidez da ligação com parafusos retos (90°), apesar da pesquisa não apontar tal conclusão.

Essa observação vai de encontro à conclusão obtida por Gelfi et al. (2002), que em sua pesquisa destaca o diâmetro como a propriedade que mais influencia ligações com parafusos a 90°. A pesquisa ainda esclarece que um comprimento mínimo de confinamento do parafuso na madeira tem que ser utilizado, para que os ganhos se apliquem na prática. Assim, de acordo com o que se encontrou na literatura, o comprimento de confinamento é mais comumente adotado entre os valores de 80 mm e 190 mm (BERARDINUCCI et al., 2017; HONG et al., 2018; MAI; PARK; LEE, 2018; MIRDADE; CHUI, 2020a).

Cabe ainda a observação que para parafusos inclinados, os efeitos push-out (parafusos sob compressão-cisalhamento) e pull-out (parafusos sob tração-cisalhamento) devem ser verificados no concreto, caso contrário os ganhos de resistência e rigidez podem não ser alcançados na prática com o aumento do comprimento de confinamento. Porém, esses efeitos podem ser minimizados com a utilização de parafusos de cabeça chata. Outra alternativa seria o aumento do comprimento de confinamento do parafuso no concreto para a minimização dos efeitos de pull-out. Já para uma melhor resistência ao push-out, aumentos na espessura da laje de concreto costumam ser mais efetivos (MIRDADE; CHUI, 2020b).

### **2.2.3.3 INCLINAÇÃO DO PARAFUSO**

Devido à dificuldade de se montar a malha do modelo de elementos finitos representativos de ligações com parafusos inclinados, essa pesquisa se limitou a priori, a investigar o comportamento da ligação com parafusos inseridos em direção normal ao eixo longitudinal da madeira (90°). Porém, foi possível identificar a existência de pesquisas que consideraram inclinações de 15°, 30°, 45°, 60°, 75° e 90° (BERARDINUCCI et al., 2017; MAI; PARK; LEE, 2018; MIRDADE; CHUI, 2020a; MIRDADE; KHAN; CHUI, 2022; TAO et al., 2022a).

Também foi possível identificar que inclinações entre 30° e 45° costumam ser as que proporcionam maior resistência e rigidez da ligação (MAI; PARK; LEE, 2018; MIRDADE; CHUI, 2019, 2020a). Porém, em casos onde se tem a presença de uma camada de isolamento entre o concreto e a madeira, o aumento de resistência e de rigidez são desprezíveis com a inclinação do parafuso (MIRDADE; CHUI, 2019). Sendo assim, o aumento de resistência e rigidez da ligação proporcionados pela inclinação dos parafusos se faz valer apenas para situações onde o concreto está em contato direto com a madeira, ou seja, sem folgas.

#### **2.2.3.4 PROPRIEDADES FÍSICO-MECÂNICAS E DE MATERIAL DO CONCRETO**

A respeito da espessura da seção da laje/mesa de concreto, Mai et al. (2018) investigaram duas espessuras de 75 mm e 100 mm. Já Khorsandnia et al. (2012) e Mirdad & Chui (2019) consideraram o valor de 75 mm em seus testes experimentais. Enquanto isso Tao et al. (2021) realizaram ensaios push-out para o concreto do TCC com espessura de 80 mm.

Nesse sentido, Mirdad et al. (2021) indica que as espessuras geralmente empregadas para o concreto em estruturas MMC varia entre o limite inferior de 50 mm e superior de 100 mm. A pesquisa ainda encontrou que o aumento da espessura da madeira leva a aumentos exponenciais na rigidez efetiva à flexão do compósito, enquanto que o aumento de espessura do concreto leva a aumentos quase desprezíveis.

Segundo Mirdad et al. (2021) para espessuras da madeira superiores a 150 mm e vãos maiores que 7 metros, o aumento da espessura de concreto se torna irrelevante, e em alguns casos resulta até mesmo em efeito negativo no máximo vão alcançado pela estrutura. Logo para esse caso se recomenda uma espessura entre 50 e 75 mm. Já para vãos menores que 7 metros, a espessura ideal do concreto fica entre 75 e 100 mm caso uma espessura menor que 150 mm seja considerada para a madeira.

Além do mais, o estudo ainda afirma que um aumento da espessura do concreto acima desses valores pode resultar em uma menor frequência natural da estrutura. Isso por sua vez reduz o vão permitido para o TCC, visto que geralmente a verificação de vibração costuma ser o limitante do vão projetado. Nesse caso, para que um maior isolamento acústico seja alcançado, caso necessário, a pesquisa sugere que se utilize uma camada de isolamento com menor densidade que o concreto.

Como exemplo, para uma camada de 5 mm do isolante utilizado na pesquisa, houve uma redução do vão em apenas 300 mm. Outro cuidado que deve ser levado em consideração é uma possível fissuração do concreto devido aos efeitos de push-out e pull-out quando se tem parafusos inclinados.

Para amenizar esse problema de fissuração, costuma-se inserir uma tela de aço na parte inferior da seção de concreto. Porém quando há a fissuração, é provável que essa fissura encontre o parafuso por este representar uma descontinuidade no concreto, afetando assim a ligação. Apesar disso, não foi encontrada nenhuma recomendação consistente que leve em consideração a fissuração desse material no comportamento mecânico de vigas MMC.

O Eurocode 5 (2004), por exemplo, recomenda que seja considerada uma redução de 60% na rigidez da seção do concreto. Já a normativa DIN 1052 (2008) permite que o efeito

da fissuração do concreto seja desconsiderado do cálculo. No que se refere à normativa Canadense CSA S16-14 (2014) que regulariza o cálculo de estruturas de aço, esta despreza a contribuição do concreto tracionado em estruturas mistas. Já a norma Canadense CSA-A23.3-14 (2014) recomenda que o momento de inércia do concreto seja reduzido a 35% do valor da inércia bruta, valor esse próximo do recomendado pelo Eurocode 5 (2004).

Mirdad, Khan, et al. (2022) adotaram em seu estudo a redução do momento de inércia do concreto prevista no código Canadense CSA-A23.3-14 (2014) [35%], sem que sua área bruta fosse reduzida. Ou seja, para calcular o peso próprio do concreto, utiliza-se a sua área sem redução, já para verificações de esforços no ELU e ELS utiliza-se o momento de inércia reduzido.

Por fim, de acordo com estudos discriminados na Tabela 2.4, a resistência à compressão do concreto adotada para esse compósito varia de 28,7 MPa a 55,8 MPa, com maior predominância das classes de resistência C30 e C40 (JIANG et al., 2020; KHORSANDNIA; VALIPOUR; CREWS, 2012; MIRDDAD; CHUI; TOMLINSON, 2021; TAO et al., 2022a). A partir da resistência à compressão, a resistência à tração e o módulo de elasticidade do concreto podem ser devidamente estimados para esse intervalo de resistências (EN 1995-1-1, 2004). Cabe destacar também que esse intervalo de resistência foi encontrado para concretos de densidade normal de 2350 kg/m<sup>3</sup> em média.

#### **2.2.3.5 PROPRIEDADES FÍSICO-MECÂNICAS E DE MATERIAL DA MADEIRA**

As vigas de madeira utilizadas no TCC foram identificadas com medidas de suas seções variando de 24 mm a 600 mm e de 175 mm a 300 mm para a largura e altura respectivamente. Pôde-se notar uma predominância da altura com valor entre 250 mm e 300 mm e da largura com 48 mm a 200 mm (JIANG et al., 2017; KHORSANDNIA; VALIPOUR; CREWS, 2012; MIOTTO; ORIENTADOR; DIAS, 2009; SHI et al., 2022b; TAO et al., 2021)

Com relação às propriedades de material, foram encontrados estudos que adotaram produtos de madeira com módulo de elasticidade variando entre 8550 Mpa a 13100 MPa. Já para as propriedades de resistência, foram encontrados valores variando de 36.8 MPa a 86.4 MPa para a compressão, e de 19,35 MPa a 52,2 MPa para a tração de flexão (JIANG et al., 2017; MIOTTO; ORIENTADOR; DIAS, 2009; TAO et al., 2022a). Porém, cabe destacar que assim como no caso do concreto, essas propriedades podem ser estimadas de acordo com a resistência à compressão da madeira e sua classe de resistência.

### **2.2.3.6 PROPRIEDADES FÍSICO-MECÂNICAS E DE MATERIAL DO PARAFUSO**

Parafusos com comprimento total entre 100 mm e 240 mm foram utilizados nas pesquisas encontradas (BEN et al., 2022; BERARDINUCCI et al., 2017; DI NINO; GREGORI; FRAGIACOMO, 2020; HE et al., 2016; MIRDDAD; CHUI, 2019).

Sobre o comprimento de confinamento destes na madeira, o leitor pode consultar o tópico 2.2.3.2. Com relação ao diâmetro dos parafusos, valores entre 5 mm e 18 mm foram encontrados, porém com uma predominância maior de diâmetros entre 8 mm e 16 mm (DI NINO; GREGORI; FRAGIACOMO, 2020; JIANG et al., 2020; MIRDDAD; CHUI, 2019; SHI et al., 2022b; ZHU et al., 2019).

Com relação à resistência, foi possível identificar o uso de parafusos com tensão de escoamento entre 345 MPa até 1080 MPa e com a resistência última na tração podendo chegar a 1200 MPa. Já com relação às propriedades de material, o módulo de elasticidade é quase sempre de 210 GPa e com coeficiente de Poisson predominante de 0.3 (MAI; PARK; LEE, 2018; MIRDDAD; CHUI, 2019; TAO et al., 2022b).

### **2.2.3.7 PROPRIEDADES DO SISTEMA MMC**

Apesar do foco da pesquisa ser a determinação da rigidez da ligação por meio de regressões, o estudo propõe que essa equação seja em função também de propriedades geométricas da viga. O intuito por trás disso é a de fornecer regressões que o projetista possa utilizar com mais facilidade, ao mesmo tempo que leve o máximo de propriedades possíveis em sua determinação.

Além disso, o intuito é que essas regressões sejam obtidas considerando-se a situação real em que a ligação estará submetida, que é em uma viga que trabalhará sob carregamento de flexão que gera tanto tensões normais quanto de cisalhamento no compósito. Além disso, o próprio destacamento da peça de madeira e concreto na interface pode intensificar o deslizamento na interface. Este último fenômeno, ocasionado devido à curvatura apresentada pela viga, também não é previsto em modelos numéricos de ensaios push-out.

Assim, nesse tópico são tratadas as propriedades que podem influenciar o comportamento do compósito na flexão. Não se tratando mais de propriedades locais da ligação e sim globais de uma viga. Em outras palavras, é de interesse identificar quais valores do comprimento do vão e de espaçamento entre parafusos são usualmente utilizados e empregados.

Segundo Mirdad et al. (2021) para espessuras da madeira superiores a 150 mm e vãos maiores que 7 metros, o aumento da espessura de concreto se torna irrelevante, e em alguns casos resulta até mesmo em efeito negativo no máximo vão alcançado pela estrutura. Logo

para esse caso se recomenda uma espessura entre 50 e 75 mm. Já para vãos menores que 7 metros, a espessura ideal do concreto fica entre 75 e 100 mm caso uma espessura menor que 150 mm seja considerada para a madeira.

Essa mesma pesquisa aponta que para uma viga de 5 metros de comprimento, o aumento do espaçamento de parafusos de 250 mm para 500 mm não resultou em grandes perdas de rigidez na flexão. O mesmo foi encontrado quando se dobrou a quantidade de parafusos. Segundo o trabalho, o motivo para isso é a existência de um limiar de ganhos de rigidez na flexão da viga. Ou seja, a partir de uma ação de compósito moderada, o ganho de rigidez de flexão da viga não é sensível a essas mudanças.

Uma solução a quando se atinge esse limiar é o de aumentar a espessura da viga de madeira ao invés da quantidade ou mudança de espaçamento dos parafusos (MIRDAD; KHAN; CHUI, 2022).

Por fim com relação aos trabalhos contidos na literatura um comprimento de 3 m a 7 m de vão tem sido usual em experimentos de flexão de estruturas MMC. Já o espaçamento entre parafusos pôde ser observado com um intervalo mais usual de 200 mm a 500 mm para vigas com comprimento entre 4,5 m e 7 m (Chen et al., 2020; Hong et al., 2018; Mirdad, Chui, et al., 2021; Mirdad, Khan, et al., 2022; H. Tao et al., 2021).

#### **2.2.4 SIMULAÇÕES NUMÉRICAS DE VIGAS MMC E LIGAÇÕES**

Os modelos numéricos empregados na simulação do compósito madeira-concreto em situação de flexão podem ser divididos em 1D (unidimensionais), 2D (bidimensional) e 3D (tridimensional) (LUKASZEWSKA; FRAGIACOMO; JOHNSON, 2010; MAI; PARK; LEE, 2018; Tao et al. 2022a). Sabe-se que as análises 1D e 2D podem prever o comportamento do compósito, porém além de dependerem de valores de ensaio push-out (módulo de deslizamento), ainda não levam em consideração efeitos como os de pull-out e push-out no concreto (OUDJENE et al., 2018; Tao et al. 2022a). Além disso, nesses modelos também não é possível a inserção do modelo constitutivo da madeira, que leve em consideração a sua ortotropia (Tao et al. 2022a).

Com relação à falta de consideração dos efeitos push-out e pull-out no concreto, estes têm potencial para superestimarem a rigidez da ligação de forma substancial. Já com relação à não consideração da ortotropia da madeira, sabe-se que para vigas sob flexão em um único plano, as resistências das outras direções não se fazem tão importantes, mas ainda assim podem influenciar levemente os resultados (MIRDAD; CHUI, 2020b; Tao et al. 2022a).

Por esses motivos apresentados, a corrente pesquisa tem como escopo a modelagem 3D do compósito-madeira concreto pelo método dos elementos finitos. Porém, foi constatada

uma escassez de trabalhos com modelos 3D que tenham modelado o compósito madeira-concreto em situação de flexão. Ademais, praticamente todos os modelos são simulações de ensaio push-out e meramente de ajuste e não de previsão (OUDJENE et al., 2018). Ou seja, dados prévios do próprio ensaio push-out são necessários para que se consiga simular o comportamento do modelo.

Geralmente no modelo 3D, que seja realmente de previsão e não apenas de ajuste com ensaios específicos, costuma-se adotar o parafuso como um elemento de treliça ou de viga embebido no concreto e na madeira (elementos hospedeiros), que por sua vez são modelados com elementos hexaédricos. Essa é uma abordagem prática e menos onerosa (tempo), porém que não consegue prever o comportamento de ligações com parafusos inclinados (OUDJENE et al., 2013, 2018).

Isso acontece porque quando os nós do elemento de treliça ou de viga estão embebidos nos elementos hospedeiros, todos os seus graus de liberdade são eliminados. Esses graus de liberdade do elemento embebido passam a ser restringidos de forma interpolativa aos graus de liberdade dos elementos hospedeiros. Assim, nessa consideração o parafuso só é solicitado lateralmente, mesmo estando inclinado.

Como nesse caso o programa de cálculo considera que o parafuso solicita a madeira apenas no confinamento, a rigidez encontrada na simulação será naturalmente menor que a de ensaio. Isso acontece porque na realidade o parafuso também está solicitando a madeira com esforços de arrancamento quando este é inserido em orientação inclinada. Dito de outra forma, os esforços que o parafuso inclinado aplica na madeira são melhor distribuídos na realidade, do que pela consideração do software que agora concentra todo esse esforço apenas lateralmente (confinamento do parafuso na madeira).

Assim, sem a consideração de propriedades de arrancamento do parafuso na madeira, a ligação se torna muito menos rígida na simulação do que a encontrada nos ensaios. Isso vai de encontro aos resultados de Mai et al. (2018), que encontraram em seu estudo que a rigidez do parafuso inserido a  $90^\circ$  da superfície da madeira foi equivalente entre 10% a 20% na média geral dos valores de rigidez da ligação com parafusos inclinados a  $45^\circ$ .

Apesar disso, esse tipo de modelagem tem potencial de simular com precisão a curva carga x deflexão e carga x deslizamento para ligações com parafusos com  $90^\circ$ . Isso acontece pois nesse ângulo reto, o parafuso está sujeito apenas a forças laterais na interface. Ou seja, este não sofre arrancamento como no caso do parafuso inclinado.

Para que seja possível a simulação com parafusos inclinados no modelo 3D de previsão, adota-se o parafuso também como elemento sólido (hexaédrico ou tetraédrico). Porém para esse caso, a definição do contato entre o parafuso e madeira/concreto é mais

complexa. Além da adoção de um coeficiente de atrito estático, outras abordagens são necessárias para modelar o contato madeira-parafuso, visto que apenas com a aplicação do atrito estático, a ligação resulta em uma alta rigidez inicial inexistente. Uma vez que o atrito entre madeira e concreto e o contato entre parafuso e madeira/concreto esteja calibrado, tem-se o modelo de previsão pronto para o estudo paramétrico.

O grande problema dessa abordagem é que para parafusos inclinados a convergência da malha de elementos finitos fica extremamente prejudicada. Assim, há a necessidade de se reduzir bastante o tamanho do elemento finito, além da realização de várias partições no modelo numérico. Por esses motivos não foi encontrado nem um único trabalho que tenha simulado parafusos inclinados dessa forma, com exceção do trabalho de Du et al. (2022).

Porém ao se observar o estudo de Du et al. (2022) mais a fundo, percebe-se que a malha apresentada não é compatível com a modelagem de parafusos inclinados, muito menos com esses em arranjos de pares cruzados, como é o caso da pesquisa. Ademais na figura 5 do trabalho pode-se observar que a concentração de tensões se concentra em apenas dois parafusos em toda a viga. Nesse sentido, um fato que corrobora a dificuldade em montar uma malha para parafusos em arranjo cruzado, é o de Tao et al. (2022a) ter programado o comportamento da ligação (elementos coesivos) justamente visando uma maior eficiência computacional.

No estudo de Mai et al. (2018) consegue-se ter uma noção melhor de como a geração de uma malha com parafusos em pares cruzados é complexa quando se simula estes com elementos sólidos. Nesse estudo, ensaios push-out foram realizados e posteriormente simulados no programa Ansys, com base de cálculo no método dos elementos finitos. Nota-se a dificuldade em se montar uma malha razoável para um corpo de prova de comprimento de 300 mm. A critério de comparação, a viga em Du et al. (2022) tem 3900 mm de comprimento.

Ademais, em Mai et al. (2018) os elementos utilizados foram tetraédricos de 10 nós (elemento tetraédrico parabólico). Ou seja, uma malha com elementos hexaédricos não foi possível de ser obtida. Voltando no trabalho de Du et al. (2022), o que se pode ver é uma malha hexaédrica estruturada que geralmente só é possível de se obter para elementos retangulares ou próximos desse formato. Para mais detalhes recomenda-se a leitura da documentação do Abaqus V. 6.14 (2014). Outro fato que causa estranheza é o tamanho da malha considerada para o concreto e madeira de 100 mm e com pouquíssimas partições realizadas.

Assim chega-se à conclusão que o modelo de Du et al. (2022) não é reproduzível, o que por sua vez aponta para a conclusão que nenhum trabalho da literatura conseguiu

desenvolver uma malha razoável quando se simula parafusos inclinados e ou em pares de arranjo cruzado. Geralmente em modelos 3D, os estudos presentes na literatura se utilizam da definição de molas para a representação da ligação, onde valores prévios de ensaios devem ser fornecidos. Outro método também encontrado é da definição das propriedades da ligação por meio de elementos coesivos, porém também há a necessidade da curva carga x deslizamento de ensaio para a correta definição do comportamento do modelo (Tao et al. 2022a).

Dadas as dificuldades da simulação do parafuso com elementos sólidos, este trabalho propôs um modelo numérico 3D onde o parafuso reto é considerado como elemento de treliça, dada a sua eficiência para esses casos.

### **2.2.5 CONCLUSÕES**

- Nesta segunda revisão foi possível identificar em ordem cronológica o desenvolvimento de teorias analíticas para o cálculo da rigidez da ligação aparafusada ( $K_{ser}$ ). O entendimento dessas teorias trouxe um aprofundamento acerca das propriedades e esforços que influenciam e remontam a obtenção do  $K_{ser}$  e  $K_u$ . Destaca-se também que todas essas teorias preveem apenas o cálculo do  $K_{ser}$ , sendo o  $K_u$  sempre encontrado como dois terços do  $K_{ser}$ ;
- Dentre as teorias analíticas de cálculo encontradas, a de Mirdad & Chui (2020a) é a mais abrangente e de fácil utilização. Apesar disso, esta apresenta um erro médio intermediário entre as teorias apresentadas para o cálculo do  $K_{ser}$ ;
- As propriedades encontradas que mais influenciam o comportamento da rigidez da ligação com parafusos são as propriedades de atrito, comprimento de confinamento do parafuso na madeira, resistência à tração do concreto, madeira e parafuso e à compressão do concreto e da madeira. Além dessas propriedades, o diâmetro e inclinação do parafuso, módulo de elasticidade dos três materiais, e a definição do comportamento plástico desses se faz de grande importância. Já a rigidez na flexão desse compósito é altamente influenciada pela espessura da mesa de concreto e, principalmente, da viga de madeira
- O comportamento de uma viga compósita madeira-concreto submetida à flexão pode ser previsto quando a rigidez da ligação é devidamente calculada. Esse cálculo leva em consideração propriedades físico-mecânicas e de material dos três materiais;
- Foram encontrados intervalos de valores mais adotados para as propriedades que influenciam tanto o comportamento da ligação de vigas MMC, quanto o seu desempenho na flexão;

- A respeito dos tipos de simulações numéricas encontradas na revisão, a representação tridimensional (3D) é a que mais apresenta potencial para ser utilizada como um modelo de previsão preciso;
- Não foi encontrado nenhum trabalho que considerou a utilização de parafusos inclinados representados por elementos sólidos em uma simulação 3D. Isso se dá devido às grandes dificuldades encontradas na geração da malha para esses casos. Além disso, a correta definição de uma rigidez amolecida/menor da madeira no contato com o parafuso, representativa da rápida degradação da madeira nessa região, é também um desafio;
- Para o modelo 3D considerando o parafuso inclinado como elemento de viga ou de treliça, os resultados da rigidez da ligação são consideravelmente menores que os de ensaio. Desse modo se tornou inviável a simulação da viga MMC com parafusos inclinados;
- Para modelos 3D considerando parafusos inseridos a 90° da superfície da madeira, é viável que se considere o parafuso como elemento de viga ou treliça. Isso porque os resultados da rigidez da ligação (deslizamento) obtidos pela simulação numérica conseguem prever a curva força x deslizamento de ensaio.

# 3. METODOLOGIA

## 3.1 ESTUDO PARAMÉTRICO

Um estudo paramétrico foi realizado no software Abaqus. Logo, através do método dos elementos finitos (MEF) foram realizadas diversas análises lineares e não lineares do compósito madeira-concreto para o cálculo das rigidezes da ligação ( $K_{ser}$  e  $K_u$ ). Os fatores que podem influenciar a rigidez da ligação e que foram avaliados no estudo paramétrico são descritos a seguir.

Assim de acordo com a revisão bibliográfica realizada optou-se pela determinação da rigidez da ligação ao deslizamento de uma viga sob flexão em função das seguintes propriedades: módulo de elasticidade da madeira (7.635 MPa a 13.800 MPa); diâmetro (8 mm e 16 mm) e comprimento de confinamento do parafuso (80 mm e 160 mm); espaçamento entre parafusos (250 mm e 500 mm); comprimento do vão (2,8 m e 6,8 m). A altura da viga de madeira (175 mm e 300 mm) também foi investigada, visto que a rigidez da ligação (força na ligação/deslizamento) da viga é aqui associada à carga última aplicada na viga (ruptura da viga de madeira);

É importante destacar que os valores adotados para os módulos de elasticidade da madeira abrangem boa parte das classes de resistência de madeiras coníferas e folhosas de acordo com as normas EN 338 (2004) e ABNT NBR 7190-1 (2022). Tais normativas adotam que o valor mínimo e máximo do módulo de elasticidade para madeiras coníferas é de 7.000 MPa e 16.000 MPa, respectivamente. Enquanto isso, valores mínimos e máximos de 10.000 MPa a 20.000 MPa são prescritos para madeiras folhosas. Vale ressaltar que esse intervalo aqui investigado (7.635 MPa a 13.800 MPa) ainda não foi totalmente estudado em pesquisas envolvendo estruturas MMC, sendo que na literatura pôde-se constatar um intervalo já explorado entre 8.500 MPa e 13.100 MPa.

Já o módulo de elasticidade do concreto (29.637 MPa) foi calculado de acordo com Eurocode 2 (2004). Assim este foi estimado através da resistência à compressão, conforme comentado na revisão bibliográfica.

Com relação aos diâmetros estipulados, estes foram adotados com base na grande concentração de pesquisas com esses valores. Já o comprimento de confinamento foi adotado como sendo  $10d$ , sendo que  $d$  é o diâmetro do parafuso. Essa relação apresentada

por Mai et al. (2018) se mostrou coerente para parafusos com diâmetro usualmente empregados na literatura (entre 8 mm e 16 mm), e por isso foi adotada.

Para a altura da seção retangular da viga de madeira, os valores escolhidos também representam de forma consistente os estudos da literatura. A mesma razão é dada para a adoção dos valores de espaçamento dos parafusos e vão das vigas adotadas para o estudo, todos estes sempre variados em dois níveis. Assim conclui-se que todos esses parâmetros e níveis adotados resultaram em 64 simulações numéricas realizadas.

Cabe destacar também que valores de rigidez da ligação (módulo de deslizamento) no ELS (40% da falha da viga compósita), ELU (60%, 70% e 80%) e na ruptura foram extraídos de cada simulação, o que levou à obtenção de um total de 320 resultados numéricos. As rigidezes nesses níveis de carregamento foram calculadas conforme Mirdad e Chui (2019). Essas simulações juntamente de seus fatores podem ser conferidas na Tabela 3.1.

**Tabela 3.1 – Simulações e parâmetros do estudo paramétrico**

Simulações	Diâmetro (mm)	Confinamento (mm)	Altura da Viga (mm)	Vão (m)	Espaçamento (mm)	$E_{mad}$ (MPa)
1	8	80	300	3	250	13800
2	16	80	300	3	250	13800
3	8	80	300	3	500	13800
4	16	80	300	3	500	13800
5	8	80	175	3	250	13800
6	16	80	175	3	250	13800
7	8	80	175	3	500	13800
8	16	80	175	3	500	13800
9	8	160	175	3	250	13800
10	16	160	175	3	250	13800
11	8	160	175	3	500	13800
12	16	160	175	3	500	13800
13	8	160	300	3	250	13800
14	16	160	300	3	250	13800
15	8	160	300	3	500	13800
16	16	160	300	3	500	13800
17	8	80	300	7	250	13800
18	16	80	300	7	250	13800
19	8	80	300	7	500	13800
20	16	80	300	7	500	13800
21	8	160	300	7	250	13800
22	16	160	300	7	250	13800
23	8	160	300	7	500	13800
24	16	160	300	7	500	13800
25	8	80	175	7	250	13800
26	16	80	175	7	250	13800
27	8	80	175	7	500	13800

28	16	80	175	7	500	13800
29	8	160	175	7	250	13800
30	16	160	175	7	250	13800
31	8	160	175	7	500	13800
32	16	160	175	7	500	13800
33	8	80	300	3	250	7635
34	16	80	300	3	250	7635
35	8	80	300	3	500	7635
36	16	80	300	3	500	7635
37	8	80	175	3	250	7635
38	16	80	175	3	250	7635
39	8	80	175	3	500	7635
40	16	80	175	3	500	7635
41	8	160	175	3	250	7635
42	16	160	175	3	250	7635
43	8	160	175	3	500	7635
44	16	160	175	3	500	7635
45	8	160	300	3	250	7635
46	16	160	300	3	250	7635
47	8	160	300	3	500	7635
48	16	160	300	3	500	7635
49	8	80	300	7	250	7635
50	16	80	300	7	250	7635
51	8	80	300	7	500	7635
52	16	80	300	7	500	7635
53	8	160	300	7	250	7635
54	16	160	300	7	250	7635
55	8	160	300	7	500	7635
56	16	160	300	7	500	7635
57	8	80	175	7	250	7635
58	16	80	175	7	250	7635
59	8	80	175	7	500	7635
60	16	80	175	7	500	7635
61	8	160	175	7	250	7635
62	16	160	175	7	250	7635
63	8	160	175	7	500	7635
64	16	160	175	7	500	7635

Fonte: Dados da pesquisa

Para a realização desse estudo optou-se pela fixação dos valores da altura do concreto, largura das seções do concreto e madeira, ângulo de inserção do parafuso na madeira e coeficiente de atrito. Assim, a altura do concreto foi adotada com um valor de 80 mm para que se pudesse descartar qualquer efeito push-out neste material. Cabe lembrar que esse valor se configura entre 50 mm e 100 mm que são valores recomendados/usuais na literatura apresentada.

Já as larguras da viga de madeira e mesa de concreto foram adotadas com os valores de 150 mm e 400 mm respectivamente (BEN et al., 2022; HONG et al., 2018; TAO et al., 2022a). Com relação à inclinação do parafuso, foi adotado apenas um ângulo reto de 90° com a grã da madeira. Os motivos foram devidamente esclarecidos no tópico 2.2.4. Com relação ao coeficiente de atrito, esse foi adotado de forma a se ajustar a curva numérica com os resultados experimentais de (Chen et al., 2020).

Assim, com esses parâmetros definidos, que foram sempre investigados em dois níveis, regressões para o cálculo do  $K_{ser}$  e  $K_{u,60\%}$  foram obtidas de acordo com as Equações 3.1 e 3.2, respectivamente.

$$k_{ser} = \alpha_d P_d + \alpha_e P_e + \alpha_{hm} P_{hm} + \alpha_v P_v + \alpha_{ep} P_{ep} + \alpha_{Em} P_{Em} + \alpha_{\frac{v}{ep}} \frac{P_v}{P_{ep}} + \alpha_{\frac{v}{hm}} \frac{P_v}{P_{hm}} + \alpha_{\frac{ep}{hm}} \frac{P_{ep}}{P_{hm}} + \alpha_{c0} \quad 3.1$$

$$k_{u,60\%} = \alpha_d P_d + \alpha_e P_e + \alpha_{hm} P_{hm} + \alpha_v P_v + \alpha_{ep} P_{ep} + \alpha_{Em} P_{Em} + \alpha_{\frac{v}{ep}} \frac{P_v}{P_{ep}} + \alpha_{\frac{v}{hm}} \frac{P_v}{P_{hm}} + \alpha_{\frac{ep}{hm}} \frac{P_{ep}}{P_{hm}} + \alpha_{c0} \quad 3.2$$

Onde,  $\alpha_i$  é o coeficiente de ajuste de cada parâmetro ( $P$ ) para o cálculo do  $K_{ser}$  e  $K_{u,60\%}$ . Já os subscritos representam cada fator a ser investigado, logo:  $Em$  (MPa) é o módulo de elasticidade da madeira;  $d$  (mm) é o diâmetro do parafuso;  $e$  (mm) é o comprimento de embutimento do parafuso na madeira;  $hm$  (mm) é a altura da seção transversal da viga de madeira;  $ep$  (mm) é o espaçamento entre parafusos;  $v$  (mm) é o comprimento do vão.

### 3.2 VALIDAÇÃO DO MODELO DE ELEMENTOS FINITOS

Dois modelos de elementos finitos 3D foram considerados através do Standard module do software Abaqus (2014). Esses modelos simularam o comportamento de duas vigas mistas madeira-concreto ensaiadas na pesquisa de Chen et al. (2020a), denominadas como vigas CWW1 e CWW3. Cabe destacar que o espaçamento entre parafusos adotado é o que diferencia esses casos. Mais detalhes podem ser conferidos no subtópico 4.1 em diante.

Abaixo são descritas as configurações adotadas nos cinco modelos numéricos validados, onde as exceções foram destacadas. Logo, todas as partes do compósito foram simuladas com o elemento sólido C3D8 (hexaédrico de 8 nós com integração total). As exceções são os parafusos e armaduras que foram simuladas com o elemento de treliça T3D2

(Treliza 3D linear de 2 nós). Este foi escolhido com o intuito de se reduzir o esforço computacional e pela precisão apresentada na modelagem de ligações com parafusos retos. Além disso, estes conseguem prever com precisão o comportamento das armaduras em experimentos de vigas e lajes de concreto armado (OUDJENE et al., 2013, 2018).

Assim, os suportes de carga foram obtidos com elementos finitos de 5 mm. Já a laje de concreto e a viga de madeira foram discretizadas com elementos de 40 mm. No entanto, a região central da viga e da laje foi discretizada com elementos de 5 mm e 10 mm, respectivamente. O motivo para tal se dá pela grande concentração de tensões existente na região de contato do parafuso com o concreto, e principalmente com a madeira. Tal fato pôde ser constatado na fase de calibração dos modelos numéricos.

Já o comprimento de cada elemento de treliça das armaduras e dos parafusos foi adotado com 20 mm e 2 mm, respectivamente. No caso do parafuso esse tamanho foi necessário devido à grande concentração de deformações apresentada pelo parafuso na região da interface entre o concreto e a madeira. Nesse sentido, foi realizada uma comparação de modelos onde se variou apenas a malha dos parafusos com elementos de 1,5 mm, 2 mm e 2,5 mm.

O resultado destaca que os elementos com 2 mm conduziram a uma rigidez da ligação similar com elementos de 1,5 mm e consideravelmente maior que no caso dos elementos com 2,5 mm. Esse aumento de rigidez pode ser explicado pela atenuação da concentração de deformação do parafuso já nesses primeiros 2 mm de comprimento. Assim, quando o elemento aumenta de tamanho, a concentração de deformação do parafuso na interface é transferida/mantida para comprimentos do parafuso mais distantes da interface.

Na aba "interaction" do software Abaqus, o contato entre a madeira e o concreto foi definido com a opção *surface-to-surface contact*, na qual foi atribuído o comportamento de contato tangencial e normal das superfícies. Para a definição do contato tangencial foi marcada a opção "*penalty*", onde o coeficiente de atrito de 0,35 e 0,45 foram testados para as vigas CWW1, CWW2 CWW3, CWW4 e CWW5. Já com relação ao contato normal, foi atribuído o comportamento "*Normal Behavior*", onde as opções "*hard contact*" e "*Allow separation after contact*" foram marcadas.

Assim, o *hard contact* garante que o contato entre as superfícies seja reconhecido pelo software, enquanto que a opção *allow separation after contact* permite que estas possam deslizar uma sobre a outra ou ainda se separarem de acordo com o carregamento aplicado. Já as armaduras e parafusos foram considerados embebidos no concreto no caso do primeiro, e na madeira e no concreto no caso do segundo. Para o contato entre os suportes de carga-laje de concreto e apoios-viga de madeira, a mesma definição de contato utilizada na interface

da madeira com o concreto foi adotada. A exceção se faz para o coeficiente de atrito que foi adotado como 0,3 neste último caso.

Na aba “Load” do software Abaqus, um controle de deslocamento foi aplicado no terço da viga com o valor de 30 mm. Esse valor é proporcional ao deslocamento de 42,64 mm no meio do vão do experimento. A aplicação desse deslocamento se deu por meio de uma placa (suporte de carga), posicionada justamente no terço da viga. Já para o material dessas placas foi considerado um material isotrópico e com o mesmo coeficiente de Poisson adotado para o aço. Porém estes foram considerados com rigidez e resistência infinita para que não influenciassem os resultados.

Ainda na aba “load”, foram definidas as restrições de apoio da viga biapoiada. Assim as restrições foram aplicadas nas placas em contato com a madeira. Nessa mesma aba, ainda há a possibilidade de aplicação de simetria na seção transversal do compósito, de forma que apenas metade do modelo numérico foi discretizado na direção longitudinal (paralelo ao vão da viga). Isso implica em economia de tempo, visto que a malha de elementos finitos é reduzida pela metade também.

Por último, foi considerada uma análise *static general* na aba “Step”. Dessa maneira apenas um step foi considerado na análise numérica, sendo o incremento inicial, mínimo e máximo definidos com os valores de 0,001,  $1^{-10}$  e 0,01, respectivamente.

### **3.3 MODELO CONSTITUTIVO DOS MATERIAIS**

Um passo importante na definição do modelo numérico é a consideração dos modelos constitutivos dos materiais envolvidos na análise. Essa definição é devidamente apresentada a seguir.

#### **3.3.1 Madeira**

Ao se realizar estudos preliminares, identificou-se a necessidade de se obter o exato modo de falha e carga última da viga de madeira. De acordo com a literatura, o critério de Hill que leva em consideração a ortotropia da madeira, prevê com precisão o comportamento plástico na compressão da madeira. Este modelo é desenvolvido e ilustrado no próximo subtópico. Cabe também, ressaltar que este comportamento/modelo já está presente na biblioteca do software Abaqus (2014) para pronta utilização.

Apesar de prever bem o comportamento na compressão da madeira, o modelo de Hill não prevê a falha frágil da madeira na tração. Logo, para a previsão de tal comportamento, outros modelos foram adotados de forma conjunta ao de Hill. Para que fosse possível a consideração desses outros modelos, a escrita e programação de uma UMAT (material escrito

por usuário) foi realizada. A UMAT nada mais é que uma rotina, onde pode-se inserir qualquer comportamento que seja de interesse para um dado material. Assim, o solver do Abaqus monta e resolve normalmente as equações para os elementos finitos, porém agora considerando o comportamento do material de interesse.

Cabe destacar que a utilização dessas sub-rotinas impossibilita o uso dos modelos existentes da biblioteca do Abaqus para uma mesma peça/part. Assim, também foi necessária a programação da matriz de rigidez do material ortotrópico e do critério de Hill, de forma que estes fossem incorporados juntamente com o comportamento desejado na tração para a madeira. Para a escrita dessa subrotina que descreve todo o comportamento da madeira, a linguagem Fortran foi utilizada, visto que é a linguagem que apresenta interface com o Abaqus para a implementação de UMATs. Também cabe destacar que foi utilizado um algoritmo de integração implícita, o que significa que as variáveis de estado são atualizadas no fim de cada incremento.

Assim, uma vez programada a matriz de rigidez ortotrópica e o modelo de Hill, partiu-se para a programação do comportamento da madeira na tração onde o modelo de Sandhaas (2012) e Wang et al. (2018) foram adotados para descrever o início da falha e propagação de dano da madeira na tração, respectivamente. Para melhorar a convergência com o avanço do dano, a regularização por viscosidade deste foi também implementada conforme (DUVANT; LIONS, 2012). Na sequência, cada um desses modelos são apresentados de forma detalhada.

### 3.3.1.1 Matriz de rigidez ortotrópica

Para que o comportamento na compressão e tração seja devidamente representado, antes deve-se escrever a matriz de rigidez ortotrópica (madeira). Para a correta definição do modelo constitutivo plástico na compressão/cisalhamento e do dano na tração, a matriz da Equação 3.3 é obtida.

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{d1111} & C_{d1122} & C_{d1133} & 0 & 0 & 0 \\ C_{d1122} & C_{d2222} & C_{d2233} & 0 & 0 & 0 \\ C_{d3311} & C_{d3322} & C_{d3333} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{d1212} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{d1313} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{d2323} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} - \varepsilon_{11}^p \\ \varepsilon_{22} - \varepsilon_{22}^p \\ \varepsilon_{33} - \varepsilon_{33}^p \\ \varepsilon_{12} - \varepsilon_{12}^p \\ \varepsilon_{13} - \varepsilon_{13}^p \\ \varepsilon_{23} - \varepsilon_{23}^p \end{bmatrix} \quad 3.3$$

Onde,  $\sigma_{ij}$  é a tensão normal na direção  $i$ ,  $\sigma_{ij}$  é a tensão de cisalhamento no plano de interesse,  $C_{dijij}$  é a componente de rigidez direta na direção  $i$ ,  $C_{dijij}$  é a componente de rigidez

normal indireta,  $C_{dijj}$  é a componente de rigidez de cisalhamento em um dado plano,  $\varepsilon_{ij}$  é a deformação normal total na direção  $i$ ,  $\varepsilon_{ij}$  é a componente de deformação tangencial, e  $\varepsilon^p$  é a deformação plástica normal ou de cisalhamento.

Assim, os termos da matriz de rigidez podem ser determinados de acordo com a Equação 3.4.

$$\left\{ \begin{array}{l}
 C_{d1111} = (E_{11} \cdot \text{Ypsilon} \cdot (1 - \nu_{23} \cdot \nu_{32})) \cdot (1 - d_1^v) \\
 C_{d2222} = (E_{22} \cdot \text{Ypsilon} \cdot (1 - \nu_{13} \cdot \nu_{31})) \\
 C_{d3333} = (E_{33} \cdot \text{Ypsilon} \cdot (1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21})) \\
 C_{d1122} = (E_{11} \cdot \text{Ypsilon} \cdot (\nu_{21} + \nu_{31} \cdot \nu_{23})) \cdot (1 - d_1^v) \\
 C_{d1133} = (E_{11} \cdot \text{Ypsilon} \cdot (\nu_{31} + \nu_{21} \cdot \nu_{32})) \cdot (1 - d_1^v) \\
 C_{d2233} = (E_{22} \cdot \text{Ypsilon} \cdot (\nu_{32} + \nu_{12} \cdot \nu_{31})) \\
 C_{d2211} = C_{d1122} \\
 C_{d3311} = C_{d1133} \\
 C_{d3322} = C_{d2233} \\
 C_{d1212} = G_{12} \cdot (1 - d_1^v) \\
 C_{d1313} = G_{13} \cdot (1 - d_1^v) \\
 C_{d2323} = G_{23} \\
 \text{Ypsilon} = 1 / (1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21} - \nu_{23} \cdot \nu_{32} - \nu_{13} \cdot \nu_{31} - \nu_{12} \cdot \nu_{23} \cdot \nu_{31} - \nu_{13} \cdot \nu_{21} \cdot \nu_{32})
 \end{array} \right. \quad \mathbf{3.4}$$

Por último, para que essa matriz seja simétrica, de modo a facilitar os cálculos tensoriais, as relações entre os coeficientes de Poisson apresentadas na Equação 3.5 devem ser respeitadas.

$$\nu_{21} = \frac{(E_{22} \nu_{12})}{E_{11}}; \nu_{31} = \frac{(E_{33} \nu_{13})}{E_{11}}; \nu_{32} = \frac{(E_{33} \nu_{23})}{E_{22}} \quad \mathbf{3.5}$$

Vale destacar que para o caso de compressão/cisalhamento, a matriz da Equação 3.3 é utilizada sem a consideração do dano, ou seja, as componentes de rigidez que normalmente são reduzidas pela variável de dano (direção 1) não são multiplicadas por  $(1 - d_1^v)$ . Já em caso de tensão normal de tração, a matriz da Equação 3.3 é considerada sem as componentes de deformação plástica ( $\varepsilon^p$ ), ou seja, toda deformação é elástica. Logo, essa deformação elástica é multiplicada pelo termo de rigidez reduzido ao ser multiplicada por  $(1 - d_1^v)$ .

### 3.3.1.2 Compressão na madeira

Por meio da adaptação do critério de falha de von Mises, conforme Equação 3.6, o critério de Hill foi desenvolvido para materiais compósitos ortotrópicos. Vale também ressaltar que o critério de falha de Von Mises foi inicialmente desenvolvido para metais isotrópicos.

$$\frac{1}{2} \left[ (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_x - \sigma_z)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 \right] + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2) = \sigma_{EQ}^2 \quad 3.6$$

Onde,  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  e  $\sigma_z$  são as componentes de tensão normal ao longo dos eixos x, y e z (sistema de coordenadas global), respectivamente. Além disso,  $\tau_{xy}$ ,  $\tau_{xz}$  e  $\tau_{yz}$  são as componentes de tensão de cisalhamento nos três planos, e  $\sigma_{EQ}$  representa a tensão uniaxial equivalente ao estado triaxial de tensões em um ponto específico da estrutura.

Hill propôs uma modificação no critério de von Mises para que fosse possível a incorporação de imperfeições da anisotropia induzida em um material inicialmente isotrópico, especialmente durante processos de grandes deformações plásticas. O critério de Hill é formulado usando um tensor polinomial quadrático, conforme expresso na 3.7.

$$F(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + G(\sigma_3 - \sigma_2)^2 + H(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + 2LT_{23}^2 + 2MT_{13}^2 + 2NT_{12}^2 = 1 \quad 3.7$$

Onde,  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  e  $\sigma_3$  são as componentes de tensão normal nos eixos locais 1, 2 e 3 (sistema de coordenadas local), enquanto  $T_{23}$ ,  $T_{13}$  e  $T_{12}$  são as componentes de tensão de cisalhamento nos três planos. F, G, H, L, M, N são os coeficientes do polinômio interpolador, determinados por meio de três ensaios uniaxiais de tensão de tração ou compressão e três de cisalhamento nas direções dos eixos locais do material. A partir da determinação desses coeficientes e de sua substituição na Equação 3.7, encontra-se a Equação 3.8.

$$\frac{\sigma_1^2}{f_1^2} + \frac{\sigma_2^2}{f_2^2} + \frac{\sigma_3^2}{f_3^2} - \left( \frac{1}{f_1^2} + \frac{1}{f_2^2} - \frac{1}{f_3^2} \right) \sigma_1 \sigma_2 - \left( \frac{1}{f_2^2} - \frac{1}{f_1^2} + \frac{1}{f_3^2} \right) \sigma_2 \sigma_3 - \left( \frac{1}{f_1^2} - \frac{1}{f_2^2} + \frac{1}{f_3^2} \right) \sigma_1 \sigma_3 + \frac{T_{23}^2}{f_{V23}^2} + \frac{T_{13}^2}{f_{V13}^2} + \frac{T_{12}^2}{f_{V12}^2} = 1 \quad 3.8$$

Onde,  $f_1$  representa a resistência à compressão na direção paralela às fibras ou na direção longitudinal, enquanto  $f_2$  e  $f_3$  representam as resistências à compressão nas direções radial (R) e tangencial (T), respectivamente. Além disso,  $f_{12}$ ,  $f_{13}$  e  $f_{23}$  são as resistências ao cisalhamento nos planos LR, LT e RT. A função de escoamento de Hill pode ser também escrita em notação tensorial conforme Equação 3.9.

$$f = \left( \sqrt{\bar{\sigma}^T : A : \bar{\sigma}} \right) - \bar{\sigma}_{yield,L} \quad 3.9$$

Em que,  $\bar{\sigma}_{yield,L}$  é a tensão de escoamento da direção 1 (direção paralela às fibras da madeira, e  $\bar{\sigma}^T$  é o tensor de tensões transposto. Os parâmetros de material do modelo de Hill (A) podem ser representados em forma matricial de acordo com a Equação 3.10.

$$A = \begin{bmatrix} (H+G) & -H & -G & 0 & 0 & 0 \\ -H & (F+H) & -F & 0 & 0 & 0 \\ -G & -F & (F+G) & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2L & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2M & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2N \end{bmatrix} \quad 3.10$$

O valor de cada um desses parâmetros (F, G, H, L, M, N) pode ser determinado conforme apresentado na Equação 3.11.

$$\left\{ \begin{array}{l} F = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{R_{22}^2} + \frac{1}{R_{33}^2} - \frac{1}{R_{11}^2} \right) \\ G = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{R_{11}^2} + \frac{1}{R_{33}^2} - \frac{1}{R_{22}^2} \right) \\ H = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{R_{11}^2} + \frac{1}{R_{22}^2} - \frac{1}{R_{33}^2} \right) \\ L = \frac{3}{2} R_{12}^2 \\ M = \frac{3}{2} R_{13}^2 \\ N = \frac{3}{2} R_{23}^2 \end{array} \right. \quad 3.11$$

Onde,  $R_{ij}$  é a razão entre resistências, conforme pode ser visualizado na Equação 3.12.

$$\left\{ \begin{array}{l} R_{11} = \frac{f_{11}}{f_0} \quad R_{22} = \frac{f_{22}}{f_0} \quad R_{33} = \frac{f_{33}}{f_0} \\ R_{12} = \frac{\sqrt{3} \cdot f_{12}}{f_0} \quad R_{13} = \frac{\sqrt{3} \cdot f_{13}}{f_0} \quad R_{23} = \frac{\sqrt{3} \cdot f_{23}}{f_0} \end{array} \right. \quad 3.12$$

Em que,  $f_{11}$ ,  $f_{22}$  e  $f_{33}$  representam a tensão de escoamento na compressão nas direções longitudinal, radial e tangencial, respectivamente;  $f_0$  é a tensão de escoamento/referência; e  $f_{12}$ ,  $f_{23}$  e  $f_{13}$  são as resistências de escoamento no cisalhamento nos planos correspondentes. De acordo com a Equação 3.9, o gradiente da função de escoamento pode ser obtido conforme Equação 3.13.

$$\frac{\partial f}{\partial \bar{\sigma}} = \frac{c}{\bar{\sigma}_{yield,1}}; c = \begin{bmatrix} H(\bar{\sigma}_{11} - \bar{\sigma}_{22}) - G(\bar{\sigma}_{33} - \bar{\sigma}_{11}) \\ F(\bar{\sigma}_{22} - \bar{\sigma}_{33}) - H(\bar{\sigma}_{11} - \bar{\sigma}_{22}) \\ G(\bar{\sigma}_{33} - \bar{\sigma}_{11}) - F(\bar{\sigma}_{22} - \bar{\sigma}_{33}) \\ 2L\bar{\sigma}_{12} \\ 2M\bar{\sigma}_{13} \\ 2N\bar{\sigma}_{23} \end{bmatrix} \quad 3.13$$

Para que o comportamento plástico da madeira seja devidamente determinado, o multiplicador plástico  $\lambda$  deve ser determinado. Para que isso seja possível, a regra de fluxo de escoamento é imposta conforme Equação 3.14 (MORIN et al., 2014).

$$d\varepsilon^p = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \bar{\sigma}} \quad 3.14$$

Onde,  $d\varepsilon^p$  é o incremento de deformação plástica, e  $d\lambda$  é o incremento no multiplicador plástico. É justamente a determinação do multiplicador plástico que permite que após o escoamento da madeira, a tensão solicitante permaneça constante (em caso de escoamento perfeito). Portanto, com valores de tensão atuante sempre localizados sobre a superfície de escoamento, ou seja, sem voltar a ser menor (regime elástico) ou maior que a tensão de escoamento.

Para que esse processo seja devidamente executado, um algoritmo no esquema de mapeamento de retorno foi escrito. Este pode ser descrito inicialmente pela estimativa de uma tensão elástica que é obtida no início do incremento (o incremento de tensão e deformação é considerado como se a peça estivesse no regime elástico). Após o incremento de carga/deslocamento/*steptime* em que essa tensão resulta em um valor maior que a tensão de escoamento, o multiplicador plástico é calculado por meio do método de Newton-Raphson.

Através de um processo iterativo, o multiplicado plástico é então calculado e recalculado até que a tensão “volte” para a superfície de escoamento e a função de escoamento resulte em zero (condição de consistência). Uma vez que o multiplicador plástico é finalmente encontrado, as tensões e deformações são atualizadas, visto que no início do *step* estas foram consideradas como elásticas.

Na sequência, uma nova matriz de rigidez tangente (Equação 3.15) é determinada ao final do incremento, impondo-se novamente a condição de consistência, porém agora considerando-se um problema discreto.

$$\begin{cases} \mathbf{C}_{ep,n+1}^{alg} = \mathbf{C}_{n+1} - \frac{\left( \mathbf{C}_{n+1} : \frac{\partial f}{\partial \bar{\sigma}_{n+1}} \right) \otimes \left( \frac{\partial f}{\partial \bar{\sigma}_{n+1}} : \mathbf{C}_{n+1} \right)}{\frac{\partial f}{\partial \bar{\sigma}_{n+1}} : \mathbf{C}_{n+1} : \frac{\partial f}{\partial \bar{\sigma}_{n+1}} - \frac{\partial f}{\partial \bar{\varepsilon}_{n+1}^p}} \\ \mathbf{C}_{n+1} = \left( \mathbf{S}_0 + \Delta \lambda_{n+1} \frac{\partial^2 f}{\partial \bar{\sigma}_{n+1}^2} \right)^{-1} \end{cases} \quad 3.15$$

Onde,  $\bar{\varepsilon}_{n+1}^p$  é a deformação plástica equivalente no incremento atual, geralmente utilizada quando o material encrua. No entanto, esta propriedade pode ser negligenciada no caso do trabalho, visto que a madeira foi considerada com o comportamento elástico perfeitamente plástico (nenhum ganho na tensão de escoamento por encruamento). Com a Equação 3.15, o comportamento abrupto na passagem do regime elástico para o plástico é resolvido, de sorte que esta nova matriz de rigidez consistente passa a garantir uma transição suave e numericamente estável.

A matriz tangente consistente é então utilizada como a matriz de rigidez no início do próximo incremento na fase plástica. Nesse próximo incremento de carga, a tensão de previsão elástica resulta de forma assertiva em um valor maior que a tensão de escoamento. Isso permite que o cálculo do multiplicador plástico ( $d\lambda$ ) seja repetido nos próximos incrementos, de forma a sempre “trazer” a tensão “elástica” para a superfície de escoamento novamente.

Esse processo de estimativa da tensão de previsão elástica e subsequente cálculo do multiplicador plástico é realizado até o final da análise, sempre forçando a condição de consistência ao final de cada incremento. Para maiores detalhes da configuração e escrita do algoritmo do cálculo do multiplicador plástico, as pesquisas de Morin et al. (2014) e Wang et al. (2018) podem ser consultadas.

### 3.3.1.3 Tração da madeira

Para identificar o início da falha/dano da madeira sob tração, o modelo de Sandhaas (2012) foi adotado visto que é amplamente utilizado e validado para o caso da madeira (ESLAMI; JAYASINGHE; WALDMANN, 2021; WANG; SONG; GU, 2018). Cabe ressaltar que este foi aplicado apenas para a direção longitudinal da viga, visto que é a direção onde normalmente o modo de falha ocorre para a viga MMC. Assim, a verificação se resumiu apenas à Equação 3.16. Logo, se e  $\sigma_x > 0$ , tem-se:

$$F_{1t} = \frac{\sigma_x}{f_{wt,x}} \quad 3.16$$

Em que,  $\sigma_x$  é a tensão normal na longitudinal e  $f_{wt,x}$  é a resistência na tração paralela. Uma vez que a falha na tração é apontada, pelo modelo de Sandhaas (2012), inicia-se a propagação de dano no material. Para esse caso, o modelo de Wang et al. (2018) foi implementado, conforme Equação 3.17. A escolha se deu devido a esse modelo de degradação exponencial resultar em um dano contínuo (sem saltos ou descontinuidades) e controlado, e conseqüentemente, proporcionar maior estabilidade computacional, evitando, portanto, a não convergência inesperada do modelo numérico.

$$d_{1t} = 1 - \frac{1}{F_{1t}} e^{\left( (1-F_{1t}) \frac{L_c \sigma_{1t}^2}{E_1 G_{f1t}} \right)} \quad 3.17$$

Em que,  $L_c$  é o comprimento característico do elemento finito,  $\sigma_1$  é a tensão de pico na tração paralela,  $E_1$  é o módulo de elasticidade da madeira na direção paralela às fibras, e  $G_{f1t}$  é a energia de fratura da madeira. Com relação ao  $L_c$ , este é utilizado com o intuito de se evitar concentração de deformação ou dissipação de energia de forma irrealista. Essas discrepâncias podem ser obtidas de acordo com o tamanho dos elementos finitos da malha, como por exemplo, quando se tem uma malha consideravelmente refinada. Vale também ressaltar que valores maiores de  $L_c$  leva a um amolecimento mais gradual e suave.

Nesse mesmo sentido, o  $F_{1t}$  é sempre maior que 1, e com isso, a função exponencial tende a um comportamento mais suave, assim o dano é iniciado de forma mais gradual, reduzindo possíveis oscilações numéricas.

Além disso, para melhorar a convergência, um método de regularização por viscosidade para o dano foi também definido. Essa regularização foi adotada visto que modelos de dano podem encontrar problemas de convergência em análises estáticas. Isso acontece porque no problema estático apenas a matriz de rigidez é levada em consideração na análise estática. Diferentemente, na análise dinâmica o equilíbrio entre forças internas e externas leva em consideração, além da matriz de rigidez, contribuições inerciais.

Assim, a resposta do material danificado é avaliada através da variável de dano regularizada  $d^v$  que é definida conforme Equação 3.18 (DUVANT; LIONS, 2012; ESLAMI; JAYASINGHE; WALDMANN, 2021; WANG; SONG; GU, 2018).

$$\dot{d}^v = \frac{1}{\eta} (d - d^v) \quad 3.18$$

Onde,  $\eta$  é o parâmetro de viscosidade. Um pequeno valor geralmente ajuda a melhorar a taxa de convergência do modelo sem alterar significativamente o resultado da análise numérica (ESLAMI; JAYASINGHE; WALDMANN, 2021). Para o estudo em questão, um valor de 0,0005 foi adotado. Uma vez que a variação/incremento de tempo ( $\Delta t$ ) é

adicionada na Equação 3.18, a variável de dano regularizada no passo  $n+1$  de incremento de carga/deslocamento pode ser obtida conforme a Equação 3.19.

$$d_{n+1}^v = \frac{\eta}{\eta + \Delta t} d_n^v + \frac{\Delta t}{\eta + \Delta t} d_{n+1} \quad 3.19$$

Onde,  $d_n^v$  e  $d_{n+1}^v$  são variáveis de dano regularizadas do  $n$ -ésimo e  $(n+1)$ -ésimo incremento de carga (*steptime*), respectivamente. Por último,  $d_{n+1}$  é a variável de dano não regularizada do incremento de carga  $n+1$ .

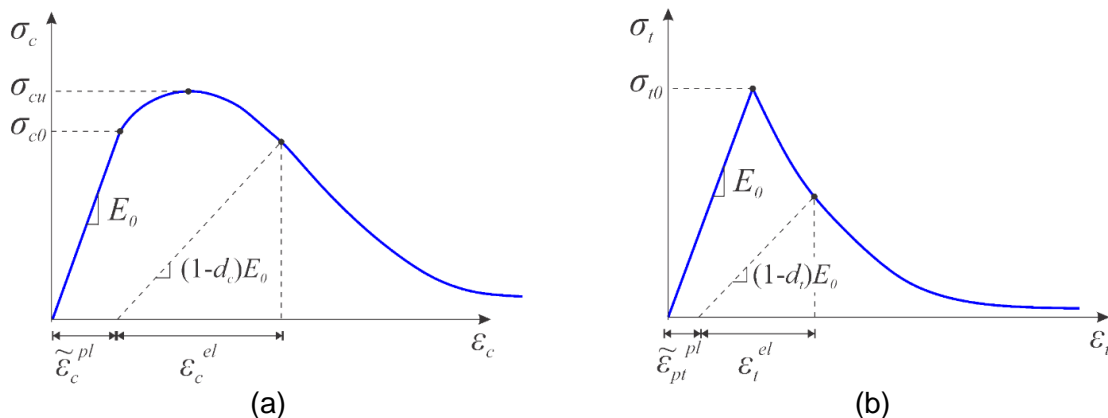
Assim, o dano regularizado é então levado para a matriz de rigidez, onde este reduz os elementos da matriz no cálculo da tensão solicitante na direção longitudinal às fibras da madeira. Por último a eliminação de elementos finitos com grandes distorções foi também incorporada visando uma melhor convergência do modelo numérico.

### 3.3.2 Concreto

Para a simulação do dano no concreto foi utilizado o modelo concrete damaged plasticity (CDP) contido na biblioteca de modelos do Abaqus (2014). Assim, o CDP acopla duas teorias, uma baseada na evolução do dano após atingir a máxima tensão resistente ou máxima tensão elástica (a depender do modelo de dano adotado) e a outra baseada na teoria da plasticidade (que descreve a evolução de deformações plásticas ou irreversíveis no material).

Após o material atingir um valor de dano ( $d_t$ ), o módulo de elasticidade ( $E_0$ ) do material sofre uma redução, conforme apresentado na Figura 3.1 (DASSAULT SYSTÉMES SIMULIA CORP., 2014). Outra consequência do dano, é a redução no valor das deformações plásticas  $\varepsilon_t^{pl}$ .

**Figura 3.1 - Resposta do material para um carregamento uniaxial de Compressão (a) e de tração (b)**



Fonte: Adaptado de ABAQUS (2014)

A formulação utilizada pelo Abaqus (2014) para a contabilização da tensão resistente à compressão ou tração ( $\sigma$ ) no CDP é apresentada de acordo com a Equação 3.20.

$$\sigma = E(\varepsilon - \varepsilon^{pl}) = (1 - d)E_0(\varepsilon - \varepsilon^{pl}) \quad 3.20$$

Em que,  $d$  é o dano. Enquanto isso, as deformações plásticas  $\varepsilon^{pl}$  e inelásticas  $\varepsilon^{in}$ , de tração e compressão, são determinadas pelas Equações 3.21 e 3.22:

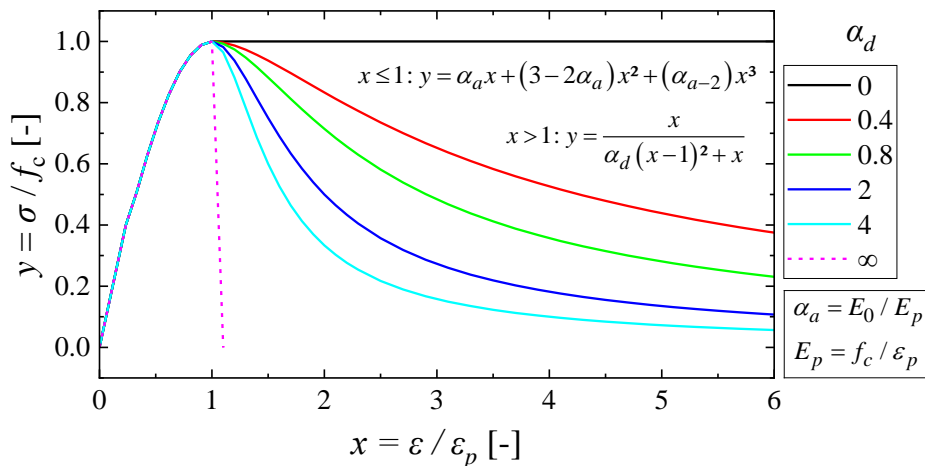
$$\varepsilon^{pl} = \varepsilon^{in} - \frac{d}{1-d} \frac{\sigma}{E_0} \quad 3.21$$

$$\varepsilon^{in} = \varepsilon - \varepsilon^{el} = \varepsilon - \frac{\sigma}{E_0} \quad 3.22$$

O modelo adotado nesta pesquisa para representar o comportamento uniaxial a tração e a compressão foi o desenvolvido por Guo & Zhang (1987). Assim, na compressão essa curva é expressa através da relação entre tensão atuante e tensão resistente máxima ( $\sigma/f_c$ ) e também pela relação entre a deformação atuante e deformação associada a tensão resistente máxima ( $\varepsilon/\varepsilon_p$ ).

Como pode-se notar na Figura 3.3, ao atingir a tensão máxima (tensão atuante igual a tensão resistente), o material começa a falhar ou apresentar perda de resistência. Essa falha é prescrita pelo parâmetro  $\alpha_d$  (que descreve a forma do trecho pós-pico da curva tensão  $\times$  deformação). Quanto maior o valor do  $\alpha_d$ , menor é a resistência residual do material no trecho pós-pico da curva tensão  $\times$  deformação. Para valor de  $\alpha_d \rightarrow \infty$ , o material apresenta comportamento perfeitamente frágil, com queda vertical da resistência após atingir a tensão de pico.

**Figura 3.2 - Curva tensão  $\times$  deformação na compressão**



Fonte: adaptado de Menis et al. (2012)

A curva tensão  $\times$  deformação na compressão pode ser descrita através das seguintes Equações 3.23, 3.24, 3.25 e 3.26 (MENIS; FRAGIACOMO; CLEMENTE, 2012).

$$y = \alpha_a x + (3 - 2\alpha_a)x^2 + (\alpha_a - 2)x^3; \quad x \leq 1 \quad 3.23$$

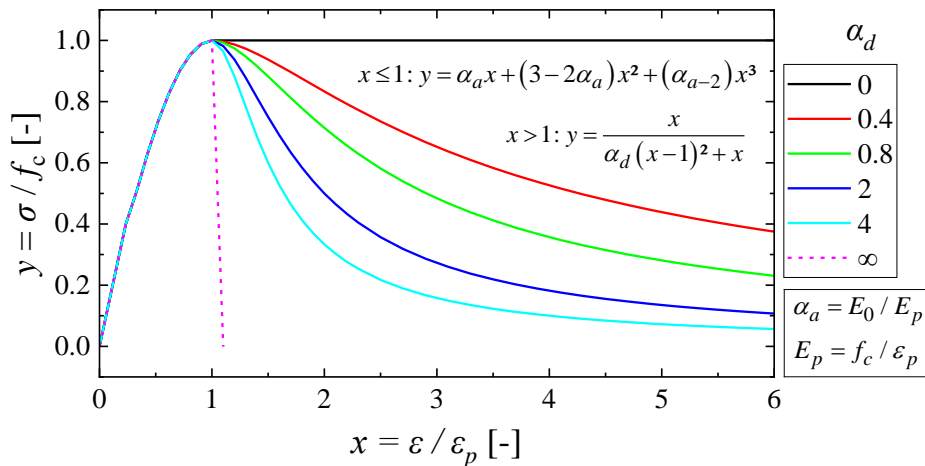
$$y = 1; \quad x = 1 \quad 3.24$$

$$y = \frac{x}{\alpha_d(x-1)^2 + x}; \quad x > 1 \quad 3.25$$

$$\alpha_a = \frac{E_0}{E_p} = E_0 \frac{\varepsilon_p}{f_c} \quad 3.26$$

Onde,  $\varepsilon_{c1}$  consiste na deformação associada à máxima tensão resistente  $f_c$  (tensão de pico).

**Figura 3.3 - Curva tensão  $\times$  deformação na compressão**



Fonte: adaptado de Menis et al. (2012)

Os eixo da abscissa e das ordenadas do trecho pós-pico da curva tensão  $\times$  deformação na tração (Figura 3.4) são dispostos com as mesmas razões do comportamento na compressão (Equações 3.27 a 3.31), onde  $\alpha_t$  é o coeficiente do comportamento pós-pico à tração e  $\varepsilon_{t,p}$  é a deformação associada à tensão resistente máxima na tração.

$$y = 1.20x - 0.20x^6; \quad x < 1 \quad 3.27$$

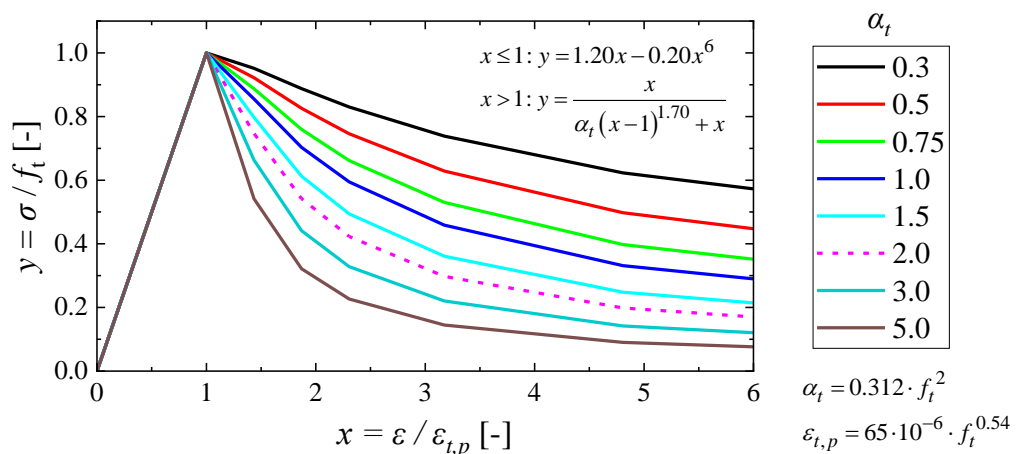
$$y = 1; \quad x = 1 \quad 3.28$$

$$y = \frac{x}{\alpha_t(x-1)^{1.70} + x}; \quad x > 1 \quad 3.29$$

$$\alpha_t = 0.312f_t^2 \quad 3.30$$

$$\varepsilon_{t,p} = 65 \exp^{-6} f_t^{0.54} \quad 3.31$$

Figura 3.4 - Curva tensão x deformação na tração



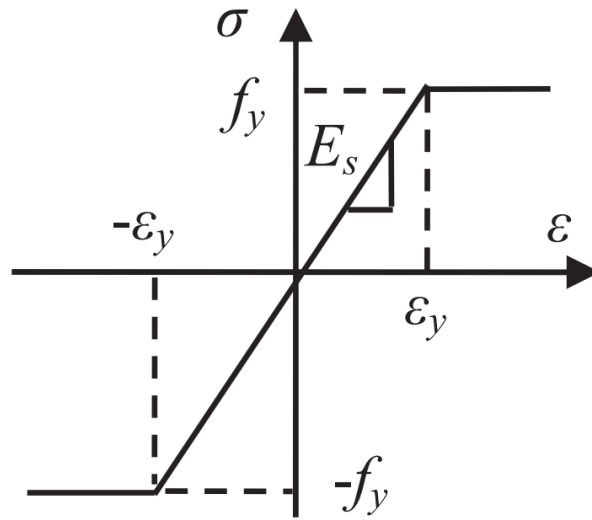
Fonte: adaptado de Menis et al. (2012)

Além da inserção das curvas tensão x deformação na tração e na compressão do material no programa de análise, outros parâmetros de entrada foram necessários para a simulação, sendo esses: a constante  $K$ , o ângulo de dilatação ( $\theta$ ), a excentricidade, a relação entre resistência bi e uniaxial  $f_{b0}/f_{c0}$  e a viscosidade ( $\mu$ ).

### 3.3.3 Aço

Um modelo uniaxial linear para materiais isotrópicos foi considerado conforme o gráfico da Figura 3.5 para o aço. Logo, considera-se uma região com comportamento linear elástico até que a tensão de escoamento seja atingida ( $f_y$ ). Uma vez atingida esse material escoou indefinidamente, configurando assim o comportamento de um material elástico perfeitamente plástico (HONG et al., 2018). Esse comportamento é de conhecimento comum e bastante utilizado para a simulação desse material.

Figura 3.5 – Relação tensão x deformação uniaxial do aço



Fonte: Hong et al. (2018)

# 4. RESULTADOS

## 4.1 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO

O presente estudo teve como objeto de simulação os experimentos realizados por Chen et al.(2020b). Nesse estudo cinco vigas de 2,8 metros de vão livre entre apoios foram submetidas a ensaios de flexão a quatro pontos. Com relação à configuração das vigas modeladas, estas possuem parafusos espaçados em 100, 140, 200, 280 e 290 mm, com o último parafuso sempre alinhado com o centro dos suportes de apoio da viga de madeira. Observa-se que no ensaio foram utilizados um apoio restringindo dois graus de liberdade (direção do eixo da viga e da carga aplicada), enquanto o outro restringiu apenas a direção da carga aplicada.

Já as medidas das seções, comprimento de confinamento do parafuso, diâmetro e distribuição das barras da malha de aço podem ser também visualizados em Chen et al. (2020b). Vale destacar que na parte inferior do compósito foi utilizada uma viga de madeira laminada colada (GLT), que foi adotada com o comportamento de madeira sólida, conforme a possibilidade indicada por Mirdad & Chui (2020a).

A respeito do comportamento considerado para os materiais, a Tabela 4.1 traz os valores das propriedades mecânicas e de material para o aço e o concreto.

**Tabela 4.1 – Propriedades mecânicas do aço e concreto**

	Concreto	Aço	
		Armadura	Parafuso/suporte
Módulo de elasticidade (MPa)	29,637	210.000	210.000
Coefficiente de Poisson	0,2	0,3	0,3
Resistência à compressão (MPa)	27,05	-	-
Resistência na tração (MPa)	1,71	359.964	1.440

Fonte: Chen et al. (2020b)

Para que fosse possível simular o concreto com o CDP em seu regime plástico, o ângulo de dilatação ( $\theta$ ), a excentricidade, a relação entre resistência bi e uniaxial  $f_{bd}/f_{co}$ , a constante  $K$  e a viscosidade ( $\mu$ ) foram calibradas em simulações previamente realizadas, e seus valores estão definidos na Tabela 4.2.

Tabela 4.2 – Propriedades plásticas do CDP

$\theta$	Excentricidade	$f_{bd}/f_{co}$	$K$	$\mu$
36°	0.1	1.16	0.667	0.00003

Fonte: Dados da pesquisa

Já para as propriedades mecânicas e de material da madeira (UMAT), a Tabela 4.3 é apresentada.

Tabela 4.3 – Propriedades mecânicas e elásticas da madeira

$E_L$ (MPa)	$E_R$ (MPa)	$E_T$ (MPa)	$G_{LR}$ (MPa)	$G_{LT}$ (MPa)	$G_{RT}$ (MPa)	$V_{LR}$	$V_{LT}$	$V_{RT}$
13.800	1090,0	897,0	869,4	952,2	95,2	0,335	0,276	0,389

Fonte: Chen et al. (2020b) e FPL-GTR-190 (2010)

Na sequência, as propriedades de resistência da madeira podem ser conferidas na Tabela 4.4.

Tabela 4.4 – Propriedades de resistência da madeira

$f_{cw,L}$ (MPa)	$f_{tw,L}$ (MPa)	$f_{cw,R}$ (MPa)	$f_{tw,R}$ (MPa)	$f_{cw,T}$ (MPa)	$f_{tw,T}$ (MPa)	$f_{vw,RL}$ (MPa)	$f_{vw,TL}$ (MPa)	$f_{vw,RT}$ (MPa)	$G_{f1t}$ (N/mm)
48,2	40,0	7,0	2,0	7,0	2,0	9,0	9,0	1,0	1

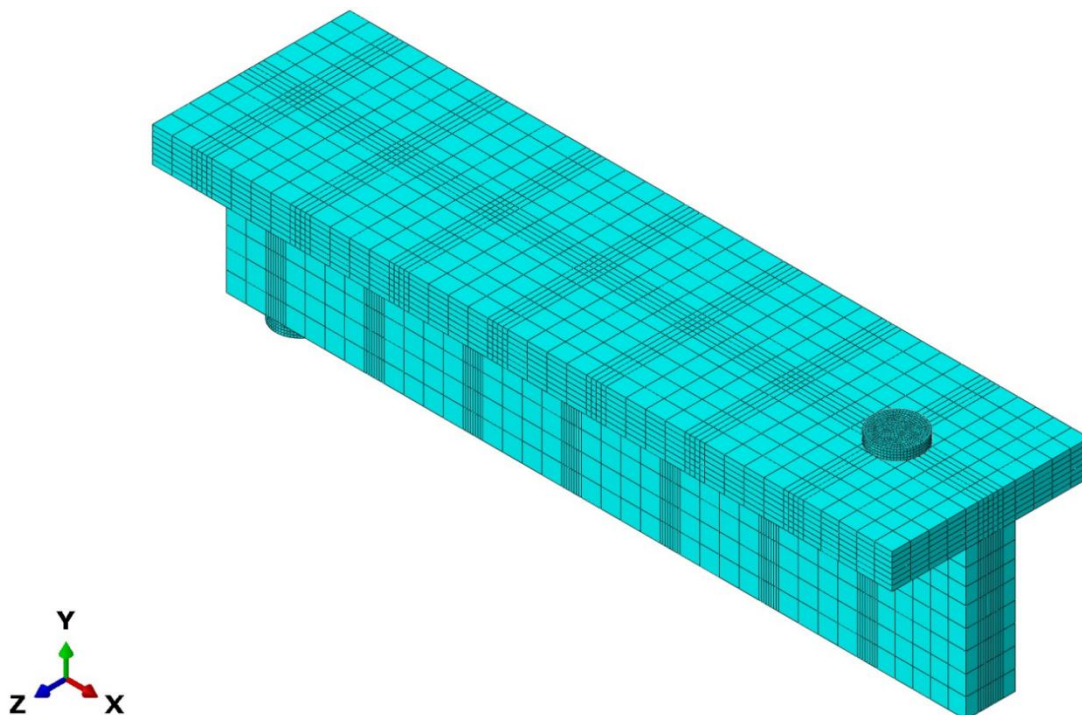
Fonte: Chen et al. (2020b) e FPL-GTR-190 (2010)

Para que o cálculo do dano fosse possível, o comprimento característico ( $L_c$ ) do elemento finito foi considerado com o valor de 20 mm, tomado como um valor intermediário entre a malha com elementos de 40 mm (extremidades da largura) e 5 mm (região da madeira em contato com parafusos). Essa propriedade é considerada no sentido de tornar o cálculo do dano menos dependente da malha de elementos finitos. Assim, o dano aplicado à matriz de rigidez leva a uma correta dissipação de energia de fratura até a ruptura (eliminação) do elemento finito, independentemente do tamanho/refinamento deste na malha.

Já a energia de fratura na tração ( $G_{fL}$  - direção longitudinal) foi calibrada com o valor de 1 N/mm. Para esse valor foi encontrada que a ruptura da viga de madeira ocorreu quando o dano dos elementos tracionados atingisse o valor de 0,268. Essa abordagem foi realizada no sentido de se assegurar uma maior convergência dos resultados, visto que para danos menores, menos elementos com distorções severas são obtidos até a sua eliminação. Vale ressaltar também que várias das propriedades mecânicas da madeira de *Larix occidentalis* (Larch ocidental) podem ser encontradas no Relatório FPL-GTR-190 (2010).

Na sequência, a malha do modelo numérico conforme foi descrita no subtópico 3.2 é apresentada na Figura 4.1.

**Figura 4.1 – Malha para validação do modelo numérico**



Fonte: Dados da pesquisa

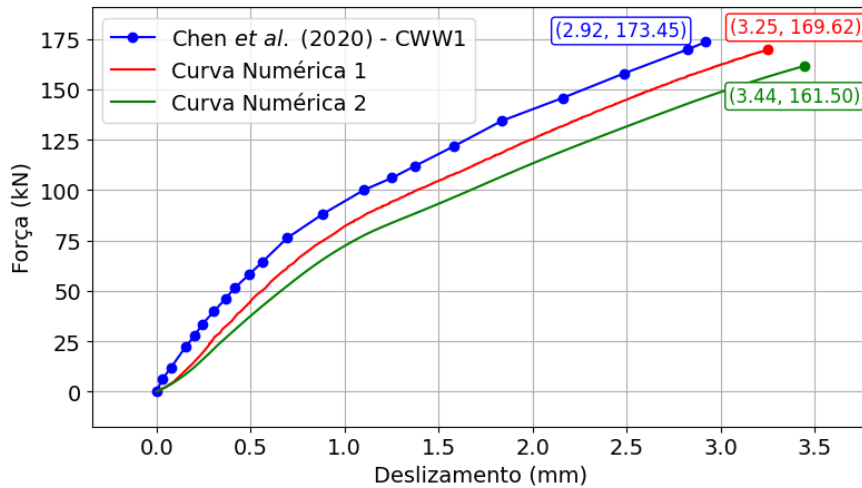
Vale também destacar que o refinamento que pode ser visto na posição de cada parafuso, foi mantido a cada 250 mm no caso dos modelos do estudo paramétrico, mesmo quando o espaçamento entre parafusos foi de 500 mm. Essa escolha foi tomada com base em manter a malha de elementos finitos sem qualquer mudança independente dos fatores a serem investigados.

Dois modelos numéricos foram validados para as vigas CWW1 e CWW3 do estudo de Chen et al. (2020b), nas quais apenas o espaçamento entre parafusos é alterado. Vale destacar também que as curvas força x deslizamento medidas na posição do extensômetro N4 das duas vigas foram consideradas, conforme pode ser conferido no artigo supracitado.

Já a validação de dois modelos numéricos diferentes foi necessária devido a mudança do coeficiente de atrito inicial entre o concreto e a madeira de acordo com o espaçamento entre parafusos. Assim o modelo numérico 1 (maior coeficiente de atrito – 0,45) e numérico 2 (menor coeficiente de atrito – 0,35) foram considerados para a simulação do comportamento da viga CWW1 e CWW3, que apresentam espaçamento entre parafusos de 100 mm e 200 mm, respectivamente.

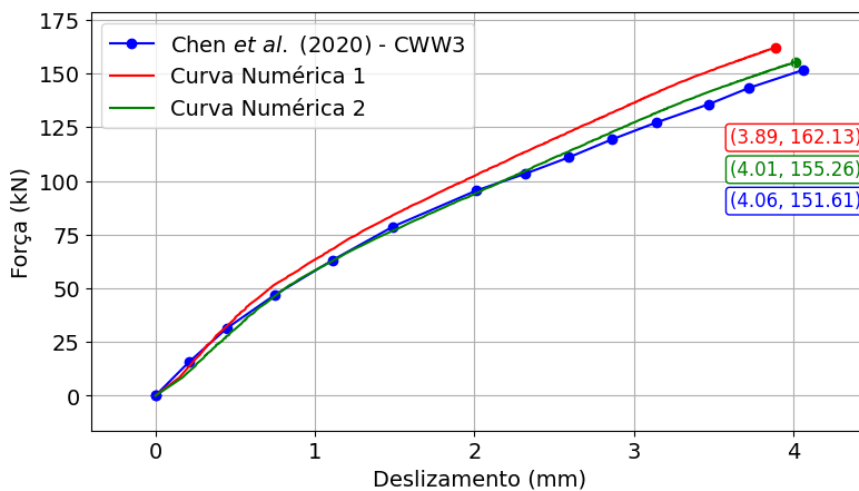
Os resultados para a relação de força aplicada na viga x Deslizamento das vigas CWW1 e CWW3 de Chen et al. (2020) foram obtidos e são aqui ilustrados na Figura 4.2 e Figura 4.3.

**Figura 4.2 - Força x deslizamento (CWW1)**



Fonte: Dados da pesquisa

**Figura 4.3 - Força x deslizamento (CWW3)**

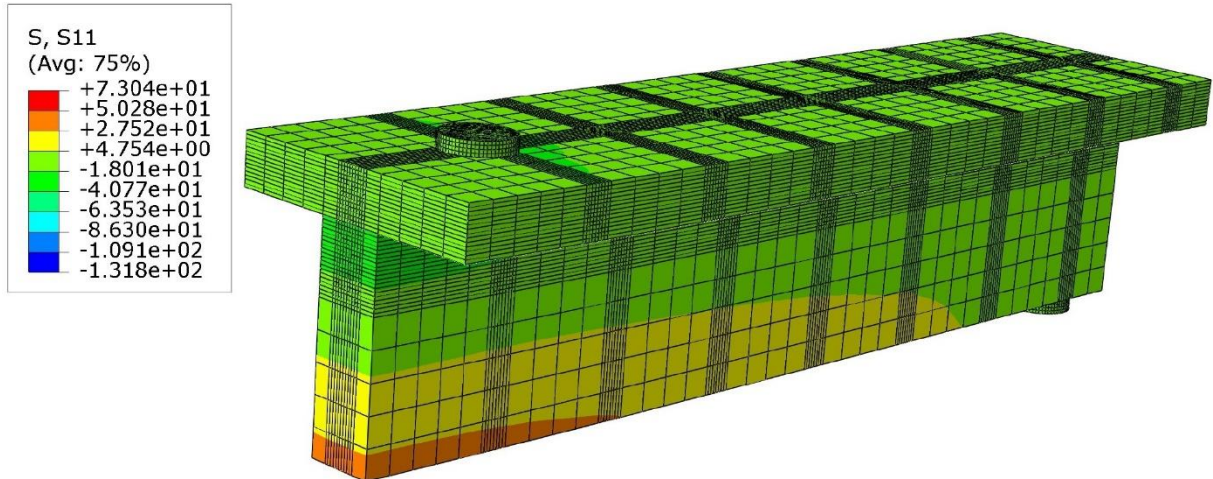


Fonte: Dados da pesquisa

Segundo Mirdad et al. (2021) o aumento do espaçamento de parafusos de 250 mm para 500 mm não resulta em grandes perdas de rigidez na flexão. Isso permite que o modelo numérico 2 (menor coeficiente de atrito) possa ser utilizado na sequência do estudo sem prejuízos consideráveis. Portanto, por se apresentar a favor da segurança, como indica a Figura 4.2 e Figura 4.3, este modelo foi adotado para as demais simulações no estudo em curso.

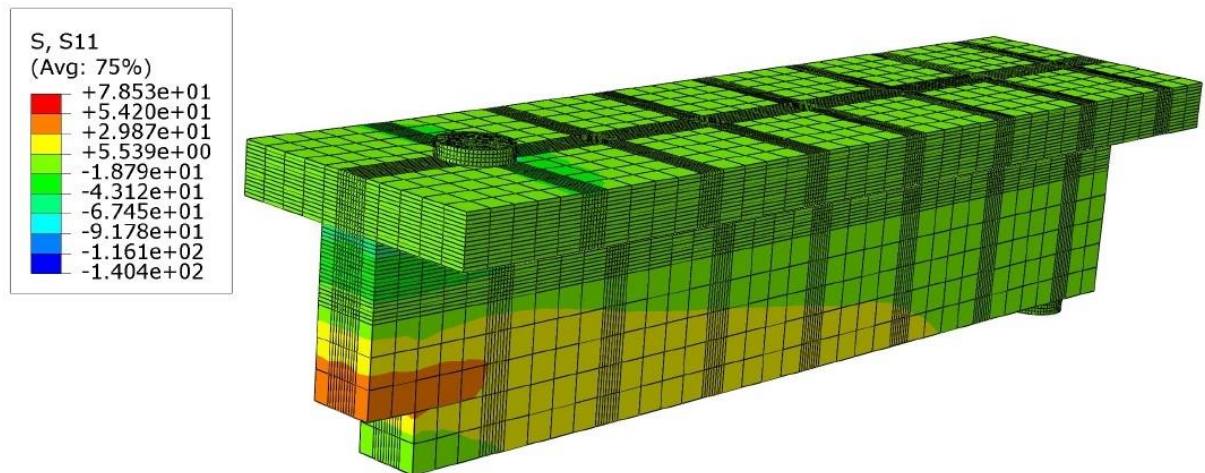
Na sequência, como o modo de falha foi o mesmo na viga CWW1 e CWW3, a Figura 4.4 e Figura 4.5 ilustram as tensões na viga CWW3 imediatamente antes e no instante da falha, respectivamente. Como pode ser constatado, a falha se deu no meio do vão devido às fibras inferiores nessa região estarem mais solicitadas na tração paralela.

**Figura 4.4 – Tensões no instante imediatamente anterior à falha (CWW3)**



Fonte: Dados da pesquisa

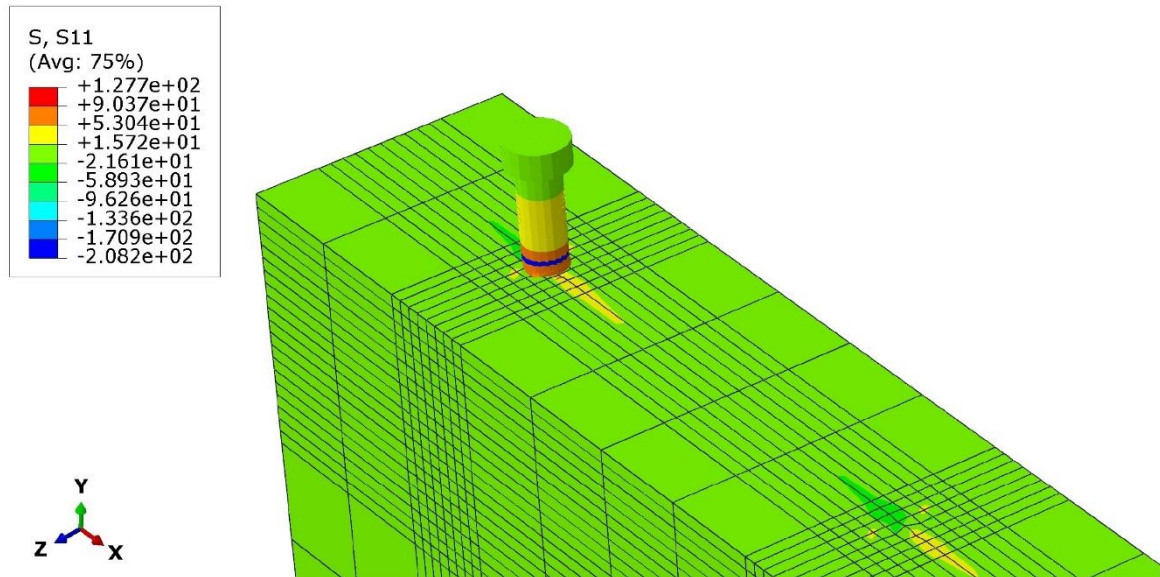
**Figura 4.5 - Tensões no momento da falha (CWW3)**



Fonte: Dados da pesquisa

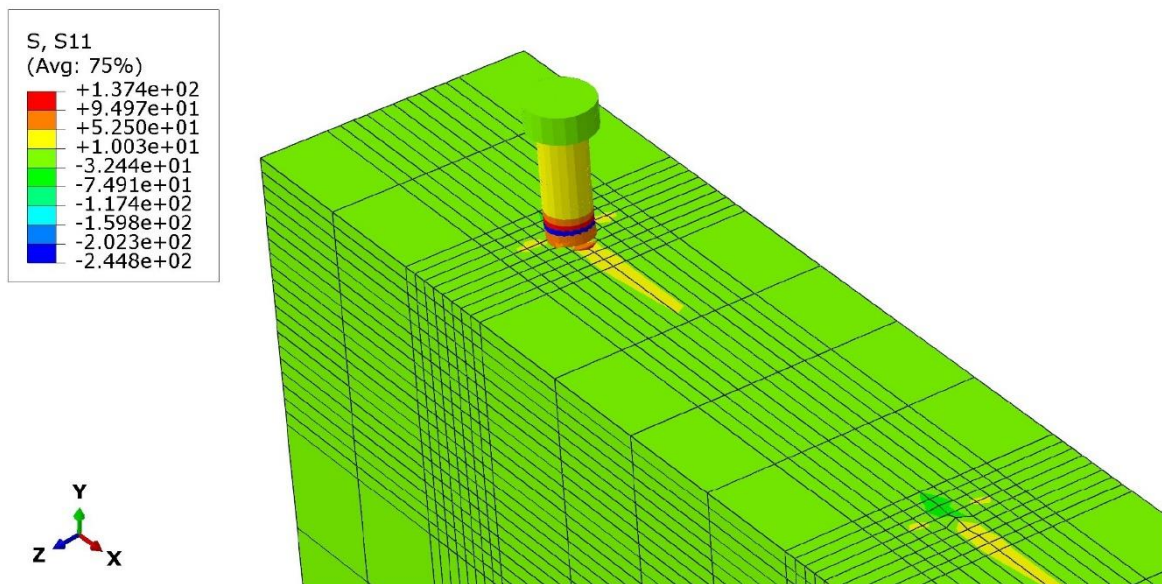
A Figura 4.6 e Figura 4.7 mostram as tensões na madeira e no parafuso na posição N4 (último parafuso) nos instantes citados.

**Figura 4.6 – Tensões no parafuso e madeira na região do parafuso N4 imediatamente antes da falha**



Fonte: Dados da pesquisa

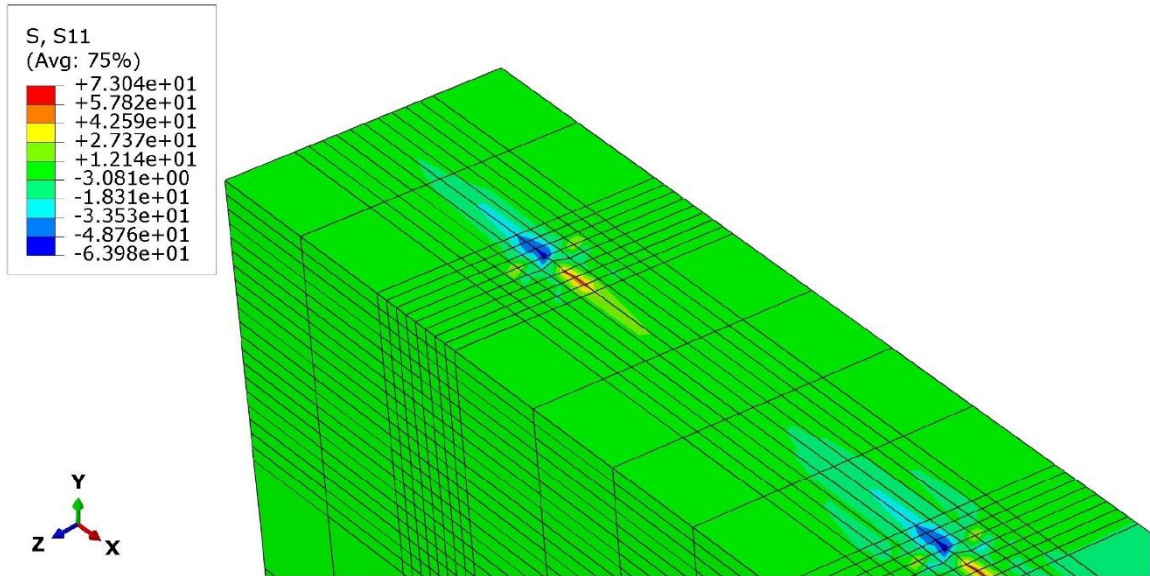
**Figura 4.7 – Tensões no parafuso e madeira na região do parafuso N4 no momento da falha**



Fonte: Dados da pesquisa

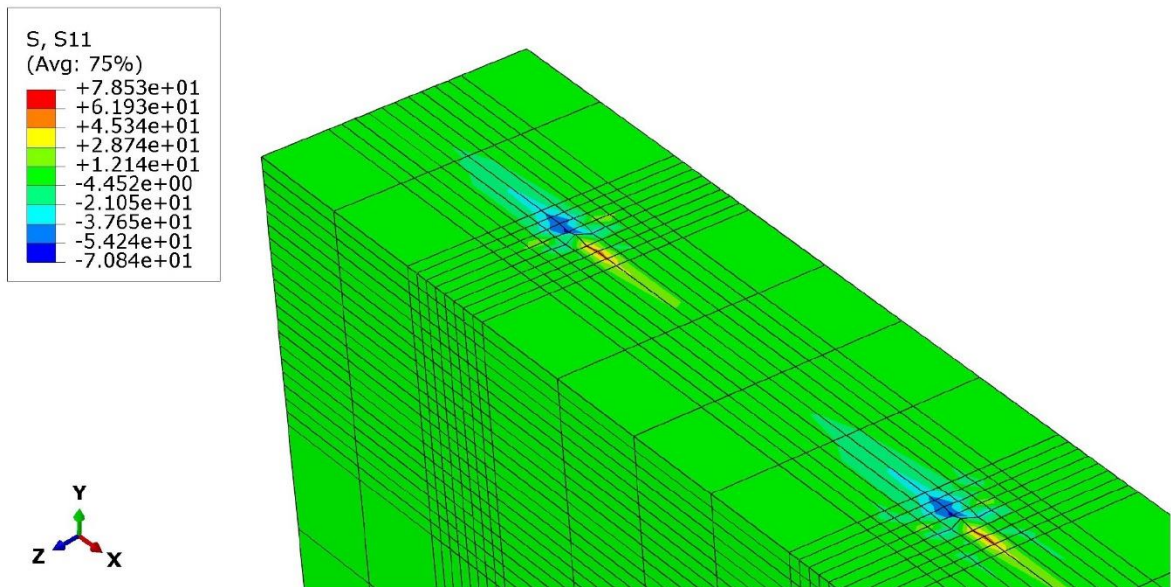
Já a Figura 4.8 e Figura 4.9 mostram as tensões apenas na madeira também no instante anterior e na ruptura da viga.

**Figura 4.8 – Tensões na madeira na região do parafuso N4 imediatamente antes da falha**



Fonte: Dados da pesquisa

**Figura 4.9 – Tensões na madeira na região do parafuso N4 no momento da falha**



Fonte: Dados da pesquisa

Quando a Figura 4.6 e Figura 4.7 são comparadas à Figura 4.8 e Figura 4.9, respectivamente, pode-se notar que a maior tensão desenvolvida na viga de madeira se dá na região em torno do parafuso e não onde tem-se a falha na flexão. Isso já era esperado

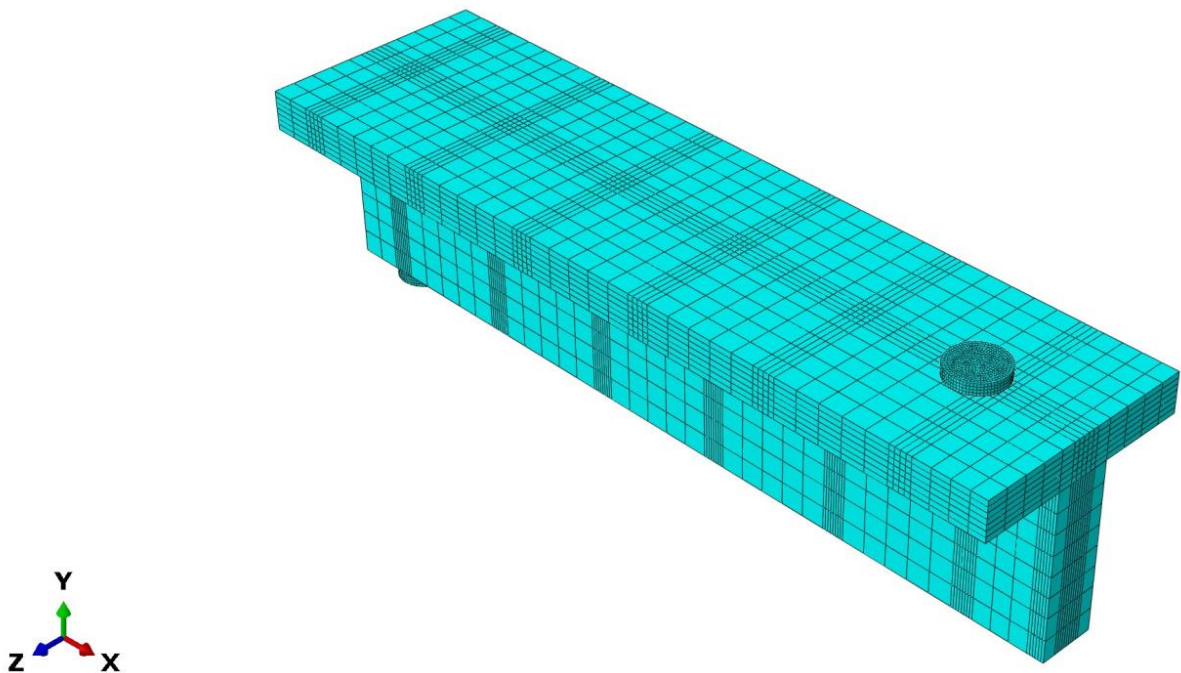
devido à grande concentração de tensão que é desenvolvida na madeira quando o parafuso se deforma.

Com relação à Figura 4.6 e Figura 4.7, pode-se notar que quando o parafuso está presente na análise de tensões, a tensão desenvolvida nele é maior que na madeira. Isso acontece devido à sua seção transversal que é relativamente muito pequena para suportar o esforço tangencial aplicado à sua seção na interface entre a peça de concreto e a de madeira.

## 4.2 RESULTADOS DO ESTUDO PARAMÉTRICO

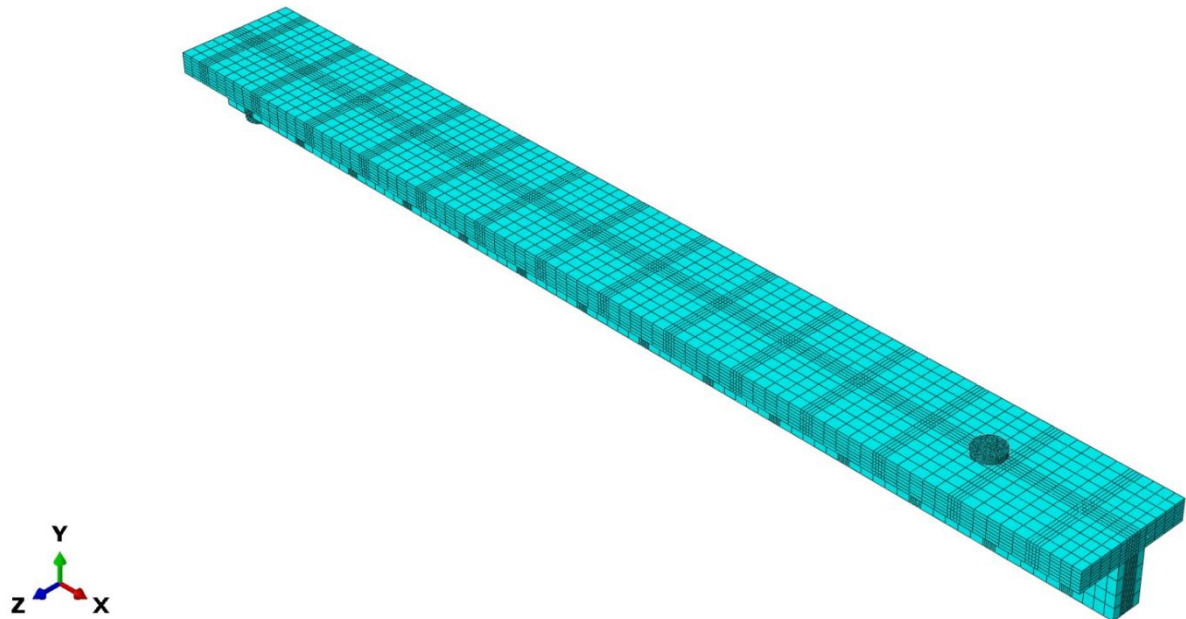
Na sequência são apresentados os resultados do estudo paramétrico desenvolvido. A Figura 4.10 ilustra a malha de elementos finitos do modelo com vão livre de 2,8 metros, enquanto que a Figura 4.11 exibe o modelo com vão livre de 6,8 metros.

**Figura 4.10 – Malha de elementos finitos do modelo numérico com vão de 2,8 m**



Fonte: Dados da pesquisa

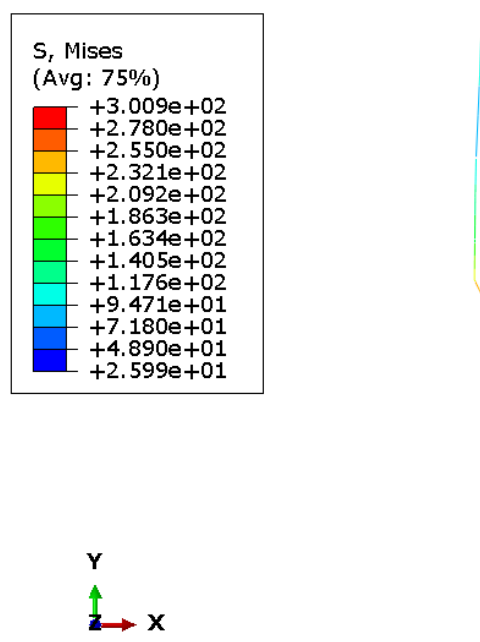
**Figura 4.11 – Malha de elementos finitos do modelo numérico com vão de 6,8 m**



Fonte: Dados da pesquisa

Também é importante destacar que os resultados apresentados a seguir, dizem respeito ao parafuso mais próximo dos apoios e mais distante do meio da viga, visto que nessa posição é onde geralmente se tem a situação mais crítica, ou seja, maiores valores de deslizamento (CHEN et al., 2020b). A Figura 4.12 traz a deformada característica dos parafusos na interface entre a mesa de concreto e viga de madeira.

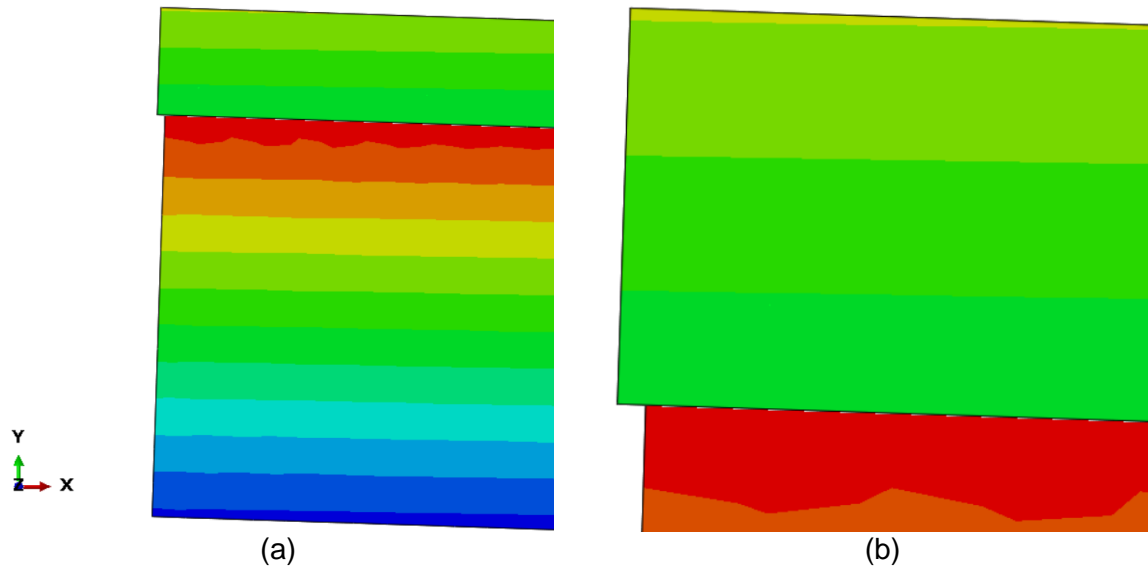
**Figura 4.12 – Deformada típica dos parafusos da viga MMC**



Fonte: Dados da pesquisa

A Figura 4.13 traz a representação padrão do deslizamento obtido na interface para todas as análises numéricas realizadas. Logo, consegue-se observar que a extremidade da peça superior (mesa de concreto) sempre se projeta mais para fora do que a extremidade correspondente da viga de madeira na interface. Isso já era esperado, dada a posição da mesa de concreto na seção da viga mista madeira-concreto.

**Figura 4.13 – Deslocamento relativo padrão obtido em todas as simulações**

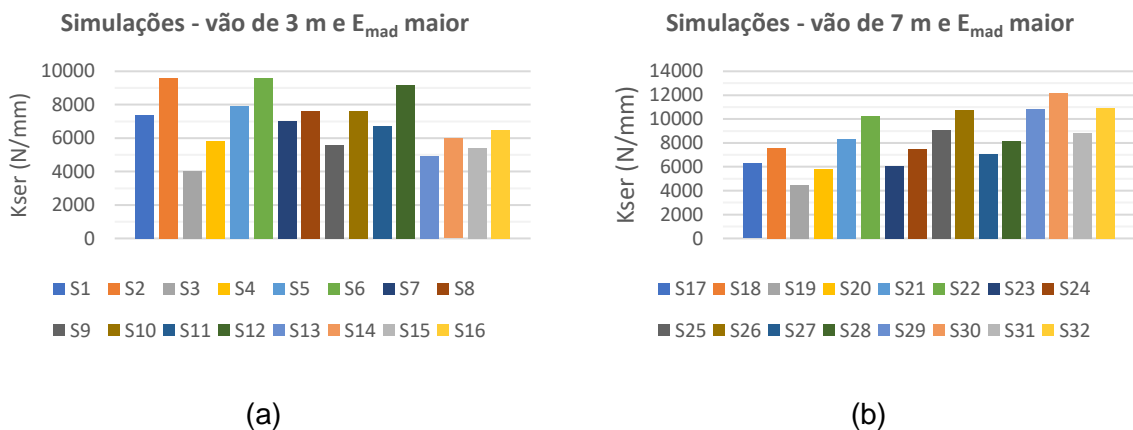


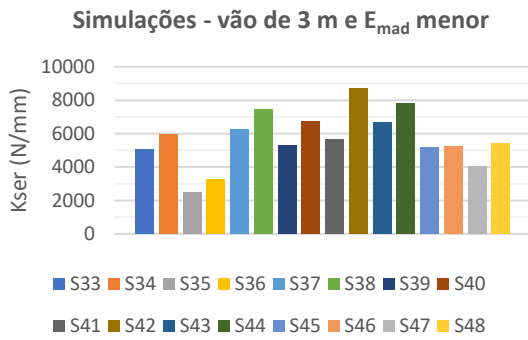
Fonte: Dados da pesquisa

#### 4.2.1 Rigidez da ligação no ELS (40% da ruptura)

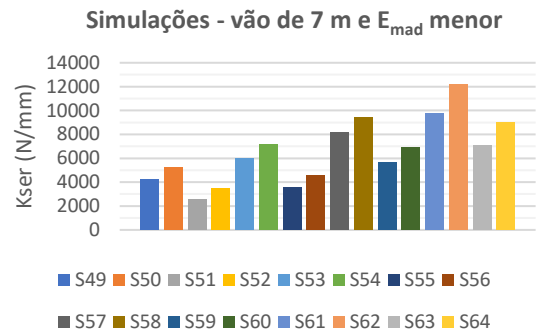
A seguir são apresentados os resultados no estado limite de serviço (Figura 4.14), sendo neste trabalho considerado como 40% da ruptura da viga MMC na flexão, e não da ruptura da ligação.

**Figura 4.14 – Resultados de rigidez da ligação no ELS**





(c)



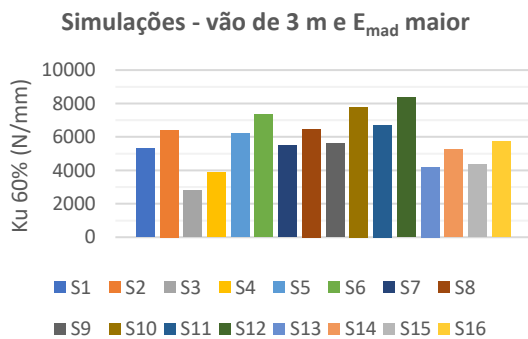
(d)

Fonte: Dados da pesquisa

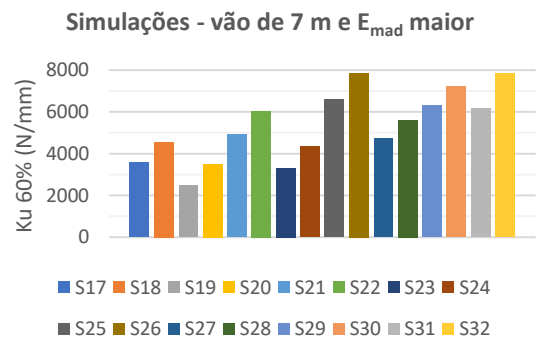
#### 4.2.2 Rigidez da ligação no ELU (60%)

A seguir são apresentados os resultados no estado limite último em um nível de 60% (Figura 4.15). Neste trabalho, esse estado limite se refere à rigidez obtida no momento em que 60% da carga de ruptura da viga MMC na flexão foi atingida nos modelos numéricos.

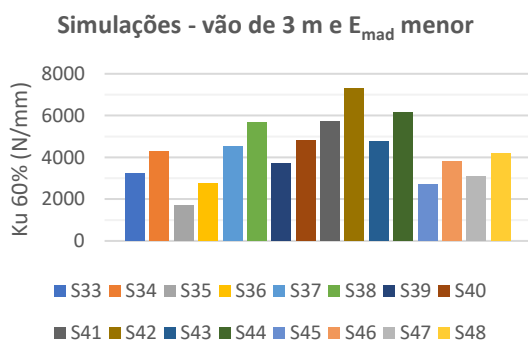
Figura 4.15 - Resultados de rigidez da ligação no ELU (60% da ruptura)



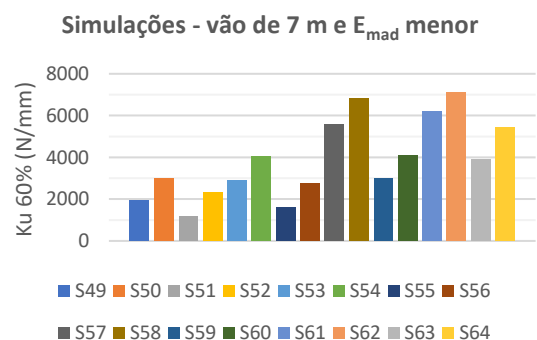
(a)



(b)



(c)



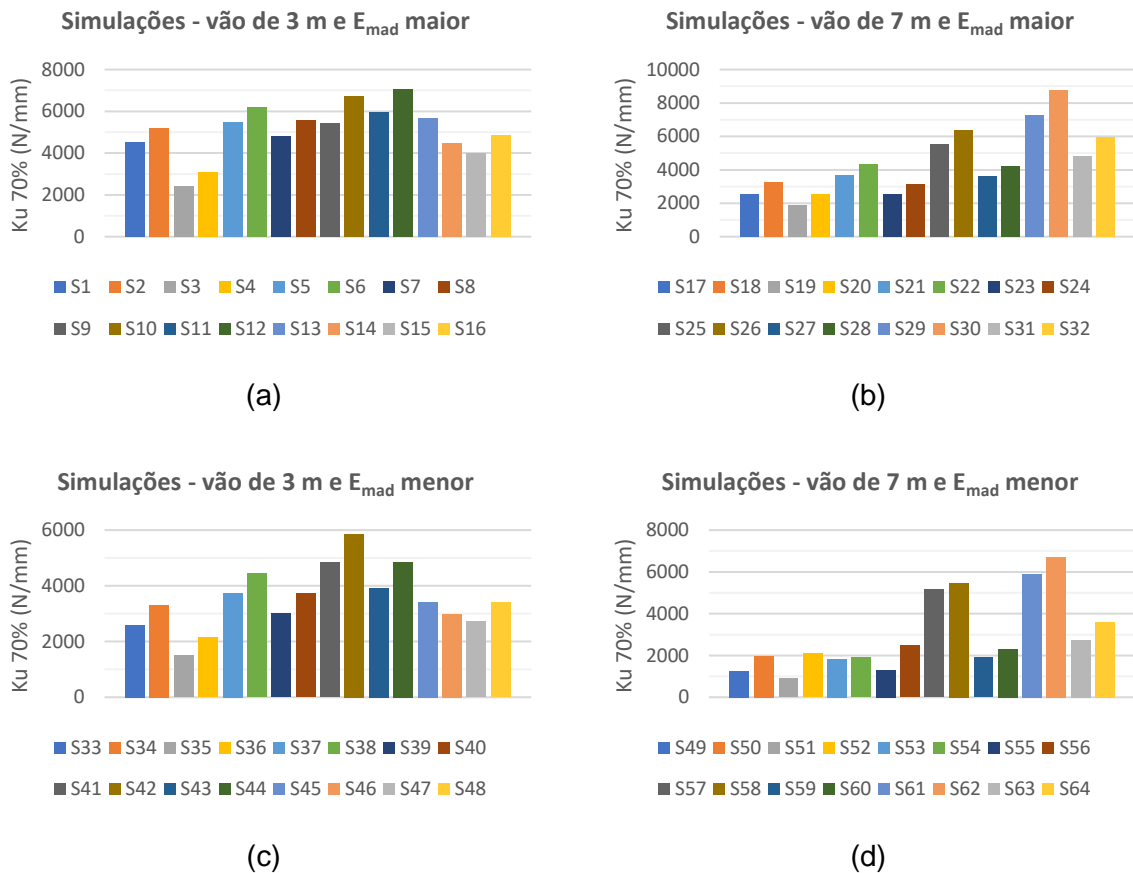
(d)

Fonte: Dados da pesquisa

### 4.2.3 Rigidez da ligação no ELU (70%)

A seguir são apresentados os resultados no estado limite último em um nível de 70%. É importante ressaltar que neste trabalho, esse estado limite se refere à rigidez obtida no momento em que 70% da carga de ruptura da viga na flexão foi atingida, e não da ruptura da ligação. Esses resultados podem ser visualizados na Figura 4.16.

Figura 4.16 - Resultados de rigidez da ligação no ELU (70% da ruptura)

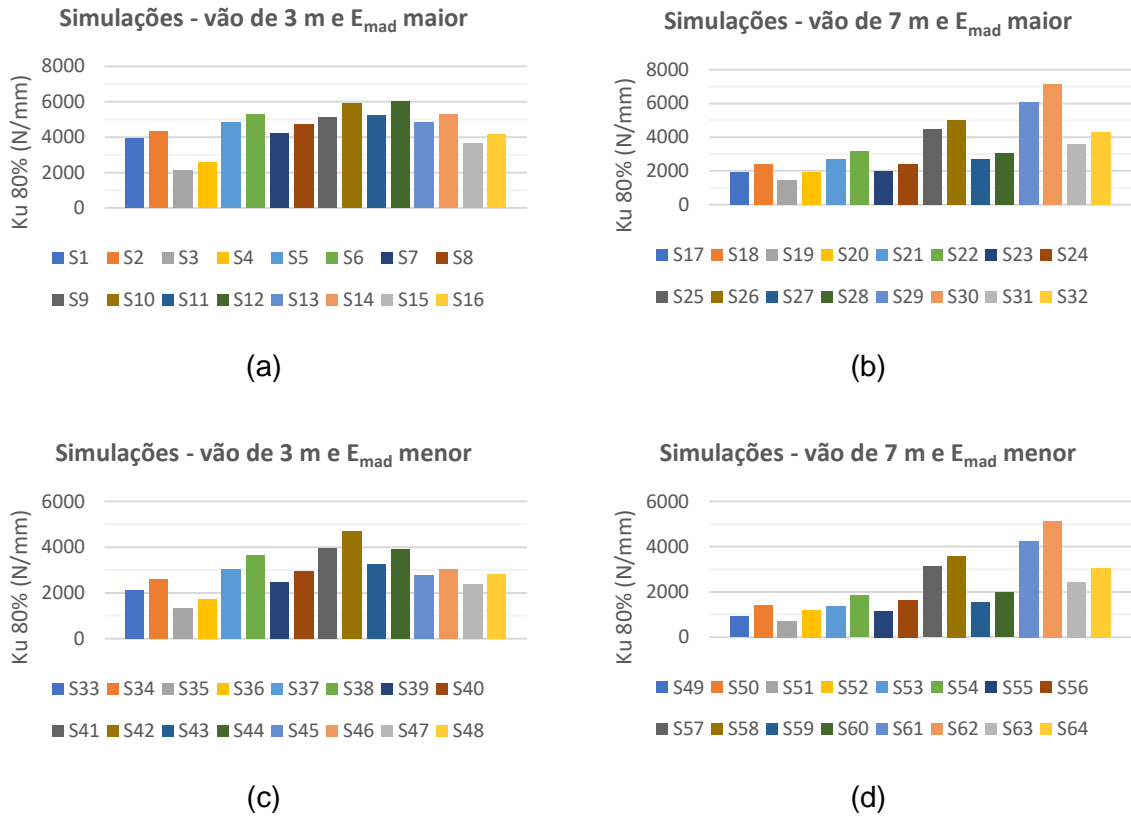


Fonte: Dados da pesquisa

### 4.2.4 Rigidez da ligação no ELU (80%)

A seguir são apresentados os resultados no estado limite último em um nível de 80%. É importante ressaltar que neste trabalho, esse estado limite se refere à rigidez obtida no momento em que 80% da carga de ruptura da viga na flexão foi atingida, e não da ruptura da ligação. Esses resultados podem ser visualizados na Figura 4.17, a seguir.

**Figura 4.17 - Resultados de rigidez da ligação no ELU (80% da ruptura)**

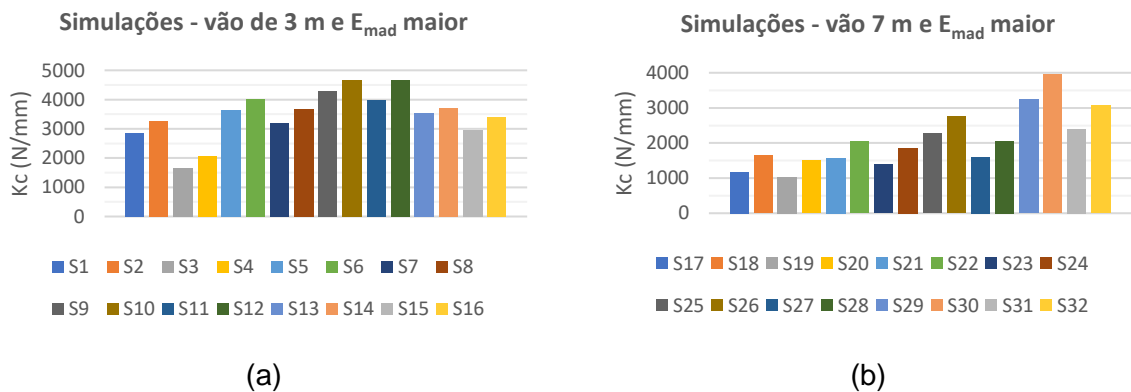


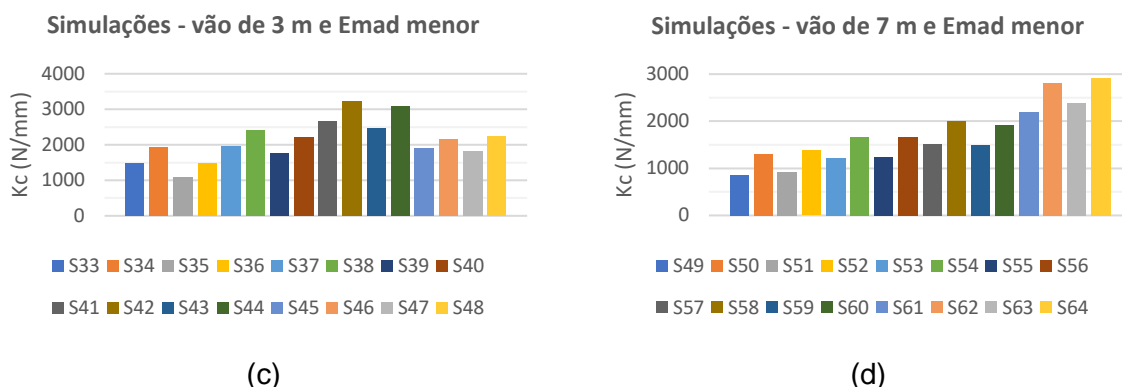
Fonte: Dados da pesquisa

**4.2.5 Rigidez da ligação no colapso (ruptura da viga)**

A seguir são apresentados os resultados da rigidez da ligação no momento em que a viga compósita madeira-concreto apresenta sua falha na flexão. Ou seja, não se trata do colapso da ligação. Esses resultados podem ser conferidos na Figura 4.18.

**Figura 4.18 - Resultados de rigidez da ligação no colapso da viga**





Fonte: Dados da pesquisa

#### 4.2.6 Discussão dos resultados gráficos da rigidez da ligação

Como pode ser visto na Figura 4.14, Figura 4.15, Figura 4.16, Figura 4.17 e Figura 4.18, o diâmetro do parafuso apresenta papel fundamental na determinação da rigidez da ligação. Assim, nas simulações onde se variou apenas o diâmetro de 8 mm para 16 mm, pôde-se notar um aumento significativo no valor da rigidez, independentemente no estado limite observado. Isso é amplamente amparado na literatura, como apresentado nos trabalhos de (DU et al., 2019; GELFI; GIURIANI; MARINI, 2002; MOHD SNIN; KASSEM, 2023).

A Figura 4.14, Figura 4.15, Figura 4.16, Figura 4.17 e Figura 4.18 também evidencia a influência que o módulo de elasticidade da madeira exerce no cálculo da rigidez da ligação de todos os estados limites. Esse resultado é esperado visto que a zona de madeira que é diretamente comprimida pelo parafuso sofre grandes deformações (KARAGIANNIS; ELGHAZOULI, 2016; WANG; SONG; GU, 2018).

Além disso, uma tendência de redução dos valores de rigidez da ligação pode ser verificada ao longo do desenvolvimento do carregamento. Assim a Rigidez a 40% apresenta maiores valores de rigidez quando comparada com a rigidez a 60% da ruptura da viga. Nessa mesma lógica, a Rigidez a 70% da ruptura apresenta valores menores que a 80%, que por sua vez apresenta valores maiores que a rigidez na ruptura.

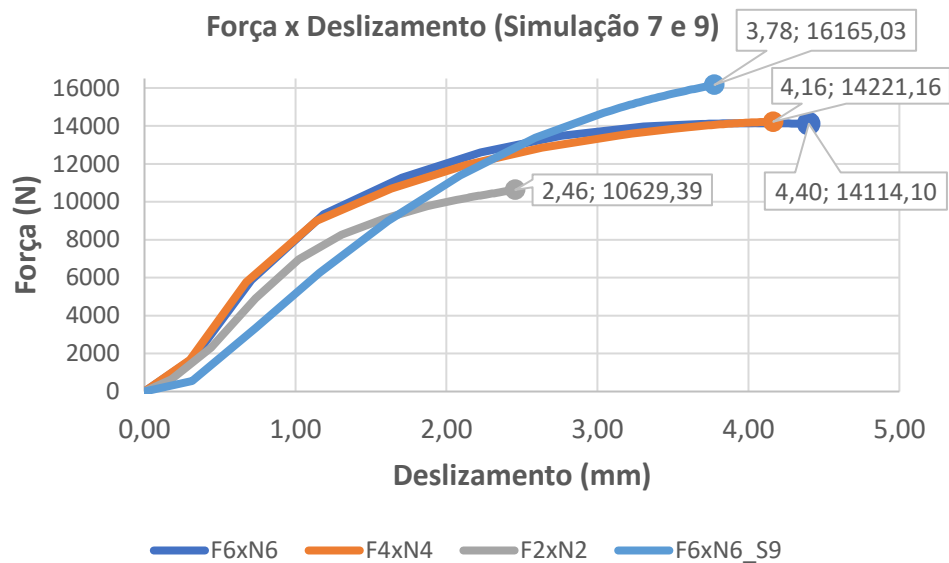
Esse fenômeno acontece devido à grande deformação que se intensifica no parafuso e principalmente na madeira de acordo com o aumento do carregamento na viga. Como a madeira é esmagada e apresenta escoamento de forma precoce na região de contato com o parafuso, as deformações tendem a serem significativamente maiores para incrementos progressivos de carregamento na viga (CHEN et al., 2020b; KARAGIANNIS; ELGHAZOULI, 2016; WANG; SONG; GU, 2018).

Como atestado do tópico 4.2.1 ao 4.2.5, a rigidez ao deslizamento da ligação foi obtida nos estados limite de serviço e último considerando-se a ruptura da viga na flexão. Em um

primeiro momento isso pode causar estranheza, mas quando a configuração do modelo numérico é avaliada, pode-se notar que não. Uma breve constatação acerca dos resultados da Figura 4.19 é realizada para que posteriormente se justifique a relação entre rigidez da ligação e ruptura da viga.

Assim, na Figura 4.19 é apresentada a relação entre força no parafuso x deslizamento em diferentes posições de uma viga mista madeira-concreto (simulação 7) e apenas o resultado do último parafuso de outra viga (simulação 9).

**Figura 4.19 – Rigidez de deslizamento da simulação 7**



Na simulação numérica 7, três parafusos estão presentes na interface considerando-se a simetria aplicada na viga MMC. As curvas F6XN6, F4XN4 e F2XN2 exibem o comportamento do parafuso mais próximo ao mais distante do apoio. Nesse sentido, a curva F6XN6, que representa a ligação que se encontra centrada na posição do apoio, exhibe os maiores valores de deslizamento devido à curvatura da viga e à grande concentração de cisalhamento nessa região.

Outro ponto a ser observado é a menor rigidez da ligação do parafuso mais distante do apoio (curva cinza). Apesar do deslizamento ser menor, nesse ponto há o destacamento da viga de madeira com a mesa de concreto na interface, e isso pode ter ocasionado um menor nível de tensão no parafuso. Vale destacar também que essa tendência foi seguida para todas as simulações do estudo.

Além disso, todas as simulações do estudo apresentaram ligações com um comportamento de escoamento e com amolecimento ausente ou discreto (Figura 4.19)

quando atingiram a carga última da ligação [simulação7]. Ou seja, em nenhuma simulação foi encontrada ruptura brusca ou amolecimento considerável na ligação. No caso, o ponto central é que o escoamento da ligação não foi alcançado em todas as simulações (simulação 9 – F6xN6\_S9), visto que a falha na flexão do compósito pode ser alcançada antes disso.

Por essas considerações se faz coerente atrelar o comportamento da ligação à ruptura da viga MMC, visto que nesse caso há outras solicitações/efeitos que não estão presentes nos ensaios e simulações de configurações push-out. Logo, o tratamento da ligação deve ser também diferenciado e adaptado para a realidade de uma viga sob carregamento transversal. Nesse sentido, todos os níveis de carregamento (40%, 60%, 70%, 80% e 100%) considerados para descrever o K da ligação dizem respeito à carga/tensão exibidas pelo parafuso em relação ao momento em que a viga MMC vem à ruptura (carga última).

#### 4.2.7 Resultados comparativos

A Tabela 4.5 traz o resultado comparativo da rigidez da ligação encontrada tanto no estado limite de serviço ( $K_{ser}$ ) quanto para o ELU ( $K_{u,60\%}$ ). Nesse estudo, os valores de rigidez encontrados nas simulações numéricas são tomados como base para o cálculo do erro relativo com os resultados fornecidos pelo modelo do Eurocode 5 (2004) e de Mirdad & Chui (2020a).

**Tabela 4.5 – Resultado comparativo para a rigidez da ligação**

Resultados comparativos										
Simulações numéricas			Eurocode 5 (2004)		Mirdad & Chui (2020a)		Erro relativo (%)			
			$K_{ser}$	$K_{u,60\%}$	$K_{ser}$	$K_u$	$K_{ser}$	$K_u$	Euroc. 05	
	$K_{ser}$	$K_{u,60\%}$	$K_{ser}$	$K_u$	$K_{ser}$	$K_u$	$K_{ser}$	$K_u$	$K_{ser}$	$K_u$
S1	7374,22	5323,52	12758,97	8505,98	16114,80	10743,20	73,02	59,78	118,53	101,81
S2	9605,16	6403,00	25517,95	17011,97	21939,40	14626,27	165,67	165,69	128,41	128,43
S3	4040,12	2808,23	12758,97	8505,98	16114,80	10743,20	215,81	202,89	298,87	282,56
S4	5831,79	3855,10	25517,95	17011,97	21939,40	14626,27	337,57	341,28	276,20	279,40
S5	7904,14	6192,33	12758,97	8505,98	16114,80	10743,20	61,42	37,36	103,88	73,49
S6	9572,00	7340,41	25517,95	17011,97	21939,40	14626,27	166,59	131,76	129,20	38,26
S7	7051,54	5492,89	12758,97	8505,98	16114,80	10743,20	80,94	54,85	128,53	95,58
S8	7605,87	6478,87	25517,95	17011,97	21939,40	14626,27	235,50	162,58	188,45	238,63
S9	5577,64	5613,32	12758,97	8505,98	16469,30	10979,53	128,75	51,53	195,27	95,60
S10	7609,44	7792,19	25517,95	17011,97	33022,00	22014,67	235,35	118,32	333,96	182,52

S11	6714,91	6724,79	12758,97	8505,98	16469,30	10979,53	90,01	26,49	145,26	63,27
S12	9193,96	8342,00	25517,95	17011,97	33022,00	22014,67	177,55	103,93	259,17	295,85
S13	4933,89	4182,01	12758,97	8505,98	16469,30	10979,53	158,60	103,39	233,80	162,54
S14	5984,69	5258,61	25517,95	17011,97	33022,00	22014,67	326,39	223,51	451,77	318,64
S15	5378,23	4369,41	12758,97	8505,98	16469,30	10979,53	137,23	94,67	206,22	151,28
S16	6505,21	5740,17	25517,95	17011,97	33022,00	22014,67	292,27	196,37	407,62	283,52
S17	6277,48	3578,87	12758,97	8505,98	10743,20	10743,20	103,25	137,67	156,71	200,18
S18	7579,87	4567,07	25517,95	17011,97	14626,27	14626,27	236,65	272,49	189,44	220,26
S19	4466,26	2481,59	12758,97	8505,98	10743,20	10743,20	185,67	242,76	260,81	332,92
S20	5802,74	3503,47	25517,95	17011,97	14626,27	14626,27	339,76	385,58	278,09	317,48
S21	8342,11	4936,34	12758,97	8505,98	16469,30	10979,53	52,95	72,31	97,42	122,42
S22	10222,45	6029,27	25517,95	17011,97	33022,00	22014,67	149,63	182,16	223,03	265,13
S23	6046,98	3319,70	12758,97	8505,98	16469,30	10979,53	111,00	156,23	172,36	230,74
S24	7478,72	4327,04	25517,95	17011,97	33022,00	22014,67	241,21	293,15	341,55	408,77
S25	9079,70	6590,59	12758,97	8505,98	16114,80	10743,20	40,52	29,06	77,48	63,01
S26	10724,97	7867,69	25517,95	17011,97	21939,40	14626,27	137,93	116,23	104,56	85,90
S27	7085,76	4732,48	12758,97	8505,98	16114,80	10743,20	80,07	79,74	127,43	127,01
S28	8168,45	5607,68	25517,95	17011,97	21939,40	14626,27	212,40	203,37	168,59	160,83
S29	10830,49	6300,15	12758,97	8505,98	16469,3	10979,53	17,81	35,01	52,06	74,27
S30	12204,78	7214,41	25517,95	17011,97	33022	22014,67	109,08	135,81	170,57	205,15
S31	8854,60	6166,03	12758,97	8505,98	16469,3	10979,53	44,09	37,95	86,00	78,06
S32	10905,43	7826,07	25517,95	17011,97	33022	22014,67	133,99	117,38	202,80	181,30
S33	5063,97	3248,99	7870,41	5246,94	8359,20	5572,80	55,42	61,49	65,07	71,52
S34	5975,20	4311,51	15740,81	10493,87	10148,60	6765,73	163,44	143,39	69,85	56,92
S35	2480,37	1723,39	7870,41	5246,94	8359,20	5572,80	217,31	204,45	237,01	223,36
S36	3237,53	2759,74	15740,81	10493,87	10148,60	6765,73	386,20	280,25	213,47	145,16
S37	6261,36	4508,69	7870,41	5246,94	8359,20	5572,80	25,70	16,37	33,50	23,60
S38	7462,46	5646,92	15740,81	10493,87	10148,60	6765,73	110,93	85,83	36,00	19,81
S39	5275,57	3689,70	7870,41	5246,94	8359,20	5572,80	49,19	42,21	58,45	51,04
S40	6712,76	4800,75	15740,81	10493,87	10148,60	6765,73	134,49	118,59	51,18	40,93
S41	5627,64	5732,08	7870,41	5246,94	9123,30	6082,20	39,85	-8,46	62,12	6,11

S42	8671,75	7288,78	15740,81	10493,87	17236,80	11491,20	81,52	43,97	98,77	57,66
S43	6644,37	4758,21	7870,41	5246,94	9123,30	6082,20	18,45	10,27	37,31	27,83
S44	7806,05	6169,78	15740,81	10493,87	17236,80	11491,20	101,65	70,08	120,81	86,25
S45	5166,36	2706,18	7870,41	5246,94	9123,30	6082,20	52,34	93,89	76,59	124,75
S46	5216,06	3777,88	15740,81	10493,87	17236,80	11491,20	201,78	177,77	230,46	204,17
S47	4056,54	3102,75	7870,41	5246,94	9123,30	6082,20	94,02	69,11	124,90	96,03
S48	5388,38	4199,74	15740,81	10493,87	17236,80	11491,20	192,13	149,87	219,89	173,62
S49	4248,37	1908,33	7870,41	5246,94	8359,20	5572,80	85,26	174,95	96,76	192,03
S50	5221,53	3008,37	15740,81	10493,87	10148,60	6765,73	201,46	248,82	94,36	124,90
S51	2536,06	1165,10	7870,41	5246,94	8359,20	5572,80	210,34	350,34	229,61	378,31
S52	3501,67	2318,65	15740,81	10493,87	10148,60	6765,73	349,52	352,59	189,82	191,80
S53	5964,22	2884,22	7870,41	5246,94	9123,30	6082,20	31,96	81,92	52,97	110,88
S54	7188,92	4034,77	15740,81	10493,87	17236,80	11491,20	118,96	160,09	139,77	184,80
S55	3561,88	1612,16	7870,41	5246,94	9123,30	6082,20	120,96	225,46	156,14	277,27
S56	4571,19	2766,01	15740,81	10493,87	17236,80	11491,20	244,35	279,39	277,07	315,44
S57	8169,52	5563,44	7870,41	5246,94	8359,20	5572,80	-3,66	-5,69	2,32	0,17
S58	9440,57	6830,09	15740,81	10493,87	10148,60	6765,73	66,74	53,64	7,50	-0,94
S59	5689,72	2965,25	7870,41	5246,94	8359,20	5572,80	38,33	76,95	46,92	87,94
S60	6921,97	4104,85	15740,81	10493,87	10148,60	6765,73	127,40	155,65	46,61	64,82
S61	9755,45	6190,15	7870,41	5246,94	9123,30	6082,20	-19,32	-15,24	-6,48	-1,74
S62	12158,77	7114,41	15740,81	10493,87	17236,80	11491,20	29,46	47,50	41,76	61,52
S63	7092,27	3920,16	7870,41	5246,94	9123,30	6082,20	10,97	33,85	28,64	55,15
S64	9006,24	5453,61	15740,81	10493,87	17236,80	11491,20	74,78	92,42	91,39	110,71

M. e C. = Mirdad e Chui (2020a).

Fonte: Dados da pesquisa

Percebe-se na Tabela 4.5 que o erro comparativo para o  $K_{u,70\%}$  e  $K_{u,80\%}$  não foram apresentados. Como pode ser notado nesta tabela, os resultados das simulações numéricas exibem valores de  $K_{u,60\%}$  significativamente menores que os calculados pelo modelo do Eurocode 5 (2004) e de Mirdad & Chui (2020a). Como os valores de  $K_{u,70\%}$  e  $K_{u,80\%}$  são ainda menores (Figura 4.16 e Figura 4.17), o erro seria ainda maior, não fazendo sentido assim a comparação.

#### 4.2.7.1 *Discussão dos resultados do $k_{ser}$*

Tomando como base a Tabela 4.5 (simulações numéricas), os valores médios do  $K_{ser}$  para diâmetros de 8 mm e 16 mm foram iguais a 6.173,49 N/mm e 7.608,64 N/mm, respectivamente. Já o valor mínimo e máximo de  $K_{ser}$  encontrados nesta pesquisa (Tabela 4.5 – simulações numéricas) para o diâmetro de 8 mm são iguais a 2.480,37 N/mm e 10.830 N/mm, respectivamente. Para o diâmetro de 16 mm, esses valores de  $K_{ser}$  mínimo e máximo foram iguais a 3237,53 N/mm e 12.204,78 N/mm, respectivamente.

Na mesma Tabela 4.5, os valores médios do  $K_{ser}$  encontrados pelo modelo do Mirdad & Chui (2020a) para diâmetros de 8 mm e 16 mm foram iguais a 12.561,65 N/mm e 20.586,70 N/mm, respectivamente. Já o valor mínimo e máximo de  $K_{ser}$  (Tabela 4.5) para o diâmetro de 8 mm são iguais a 8.359,20 N/mm e 16.469,30 N/mm, respectivamente. Para o diâmetro de 16 mm, esses valores mínimos e máximos de  $K_{ser}$  foram iguais a 10.148,60 N/mm e 33.022 N/mm, respectivamente.

Ainda na Tabela 4.5, os valores médios do  $K_{ser}$  encontrados pelo modelo do Eurocode (2004) para diâmetros de 8 mm e 16 mm foram iguais a 10.314,69 N/mm e 20.629,38 N/mm, respectivamente. Já o valor mínimo e máximo de  $K_{ser}$  (Tabela 4.5) para o diâmetro de 8 mm são iguais a 7.870,41 N/mm e 12.758,97 N/mm, respectivamente. Para o diâmetro de 16 mm, esses valores mínimos e máximos de  $K_{ser}$  foram iguais a 15.740,81 N/mm e 25.517,95 N/mm, respectivamente.

Ao se analisar os resultados da Tabela 4.5, inicialmente para as rigidezes no ELS, percebe-se que o  $K_{ser}$  calculado pelo Eurocode (2004) pode atingir um erro relativo de até 386 % quando os valores das simulações são utilizados como base. Já o  $K_{ser}$  calculado por Mirdad & Chui (2020a) apresenta um erro relativo de até 451,77%.

Considerando o modelo do Eurocode 5 (2004), um erro médio de 135,79 % foi encontrado em relação ao valor da simulações. Já para o modelo de Mirdad & Chui (2020a) esse erro médio é de 149,13 %. Esses resultados das rigidezes médias, mínimas e máximas juntamente dos resultados dos erros médios mostram e reforçam uma certa similaridade que esses dois modelos têm de superestimarem os valores do  $K_{ser}$  quando comparados com os resultados das simulações numéricas.

Os resultados para  $K_{ser}$  encontrados na pesquisa de Mohd Snin & Kassem (2023) ajudam a elucidar o porquê dessas discrepâncias. Por exemplo, Para a ligação considerada em Mohd Snin & Kassem (2023) com dois parafusos de 6 mm por face do ensaio push-out, comprimento de confinamento do parafuso na madeira de 140 mm e madeira Spruce com densidade de aproximadamente 515 kg/m<sup>3</sup>, o modelo do Eurocode 5 (2004) e de Mirdad &

Chui (2020a) resultaram em valores de 21.552,2 N/mm e 17.246,83 N/mm, respectivamente, para o  $K_{ser}$ .

Para essa mesma configuração Mohd Snin & Kassem (2023) encontraram um  $K_{ser}$  igual a 6.100 N/mm em seus experimentos. Considerando esses resultados, o modelo do Eurocode 5 (2004) e de Mirdad & Chui (2020a) resultaram em erros relativos de 253,31 % e 182,73 %, respectivamente, quando comparados com o valor encontrado experimentalmente. Outra espécie ainda mais densa (Bauchee) foi utilizada nos ensaios push-out madeira-concreto em Mohd Snin & Kassem (2023), e, nesse caso, o  $K_{ser}$  foi encontrado com o valor de 6.600 N/mm.

Esses resultados experimentais exemplificam bem como os modelos do Eurocode 5 (2004) e de Mirdad & Chui (2020a) podem superestimar consideravelmente a rigidez da ligação do compósito madeira-concreto com parafusos inseridos a 90° da face da madeira. Assim, esse comparativo com os valores experimentais de Mohd Snin & Kassem (2023) enfatiza a tendência de que valores menores aos que esses dois modelos apresentam, são significativamente mais próximos da realidade para esse tipo de ligação.

A explicação para essas discrepâncias encontradas entre os dois modelos investigados e os resultados das simulações numéricas também se apoia no fato de que o nível de carregamento na ligação da viga diz respeito ao momento em que 40% da falha da viga MMC foi atingida, e não da falha da ligação em si. Também é importante destacar que o módulo de deslizamento tem o seu valor influenciado até mesmo pela posição em que o parafuso é inserido ao longo do vão da viga (CHEN et al., 2020a). Além disso, diferentemente de ensaios Push-out, onde a ligação é determinada de forma “isolada”, a viga está sujeita a um estado mais complexo de carregamento (flexão e cisalhamento).

Vale também ressaltar que o modelo de Mirdad & Chui (2020a) foi desenvolvido para vigas inclinadas, onde o comprimento de confinamento do parafuso na madeira desempenha papel fundamental. Já o modelo do Eurocode 5 (2004) foi inicialmente proposto para ligações madeira-madeira, sendo este adaptado para o uso em estruturas MMC. Ou seja, não se trata de uma equação desenvolvida propriamente para o caso de estruturas MMC.

#### **4.2.7.2 Discussão dos resultados do $k_{u,60\%}$**

Novamente tomando como base a Tabela 4.5 (simulações numéricas), os valores médios do  $K_u$  para diâmetros de 8 mm e 16 mm foram iguais a 4.202,85 N/mm e 5.398,09 N/mm, respectivamente. Já o valor mínimo e máximo de  $K_{u,60\%}$  encontrados nesta pesquisa (Tabela 4.5 – simulações numéricas) para o diâmetro de 8 mm são iguais a 1.165,10 N/mm e 6.724,79 N/mm, respectivamente. Para o diâmetro de 16 mm, esses valores de  $K_{u,60\%}$  mínimo e máximo foram iguais a 2.318,65 N/mm e 8.342,00 N/mm, respectivamente.

Na mesma Tabela 4.5, os valores médios do  $K_{u,60\%}$  encontrados pelo modelo do Mirdad & Chui (2020a) para diâmetros de 8 mm e 16 mm foram iguais a 8.344,43 N/mm e 13.724,47 N/mm, respectivamente. Já o valor mínimo e máximo de  $K_{u,60\%}$  (Tabela 4.5) para o diâmetro de 8 mm são iguais a 5572,80 N/mm e 10.979,53 N/mm, respectivamente. Para o diâmetro de 16 mm, esses valores mínimos e máximos de  $K_{u,60\%}$  foram iguais a 6.765,73 N/mm e 22.014,67 N/mm, respectivamente.

Ainda na Tabela 4.5, os valores médios do  $K_{u,60\%}$  encontrados pelo modelo do Eurocode (2004) para diâmetros de 8 mm e 16 mm foram iguais a 6.876,46 N/mm e 13.752,92 N/mm, respectivamente. Já o valor mínimo e máximo de  $K_{u,60\%}$  (Tabela 4.5) para o diâmetro de 8 mm são iguais a 5.246,94 N/mm e 8.505,98 N/mm, respectivamente. Para o diâmetro de 16 mm, esses valores mínimos e máximos de  $K_{u,60\%}$  foram iguais a 10.493,87 N/mm e 17.011,97 N/mm, respectivamente.

Ao se analisar os resultados da Tabela 4.5, inicialmente para as rigidezes no ELU, percebe-se que o  $K_{u,60\%}$  calculado pelo Eurocode (2004) pode atingir um erro relativo de até 385,58 % quando os valores das simulações são utilizados como base. Já o  $K_{u,60\%}$  calculado por Mirdad & Chui (2020a) apresenta um erro relativo de até 408,77 %.

Considerando o modelo do Eurocode 5 (2004), um erro médio de 131,92 % foi encontrado em relação ao valor da simulações. Já para o modelo de Mirdad & Chui (2020a) esse erro médio é de 147,29 %. Esses resultados das rigidezes médias, mínimas e máximas juntamente dos resultados dos erros médios mostram e reforçam uma certa similaridade que esses dois modelos têm de superestimarem os valores do  $K_{u,60\%}$  quando comparados com os resultados das simulações numéricas.

Assim, observa-se que os erros encontrados no ELU seguem o mesmo padrão que os encontrados para o ELS, inclusive com valores bem próximos de um estado limite para o outro. Como todas pesquisas existentes e disponíveis na literatura propuseram apenas modelos para calcular o  $K_{ser}$ , e apenas multiplicam este por dois terços para encontrar o  $K_u$ , a mesma conclusão com base nos resultados experimentais de Mohd Snin & Kassem podem ser tiradas. Além disso, todas as justificativas para as discrepâncias encontradas nos valores de  $K_{ser}$  das simulações numéricas para os outros dois modelos [Eurocode 5 (2004), Mirdad & Chui (2020a)] se mantêm.

### 4.3 REGRESSÃO PARA O CÁLCULO DO $K_{SER}$

A seguir é apresentada a Equação 4.1 que foi obtida por meio de regressão linear múltipla para a determinação do  $K_{ser}$ . Vale lembrar que essa equação foi obtida considerando-se os resultados das simulações numéricas deste estudo.

$$k_{ser} = 179,39P_d + 11,05P_e + 0,41P_{hm} - 0,92P_v - 4,09P_{ep} + 0,25P_{Em} + 163,03\frac{P_v}{P_{ep}} + 155,04\frac{P_v}{P_{hm}} + 961,76\frac{P_{ep}}{P_{hm}} - 834,42 \quad 4.1$$

A Tabela 4.6 apresenta os termos da função bem como o valor-p determinado para cada coeficiente.

**Tabela 4.6 – Estatística dos coeficientes da função**

	<i>Coeficientes</i>	<i>Erro padrão</i>	<i>Stat t</i>	<i>valor-P</i>
Interseção	-834,42	2173,27	-0,38	7,03E-01
Diâmetro	179,39	30,13	5,95	2,01E-07
Confinamento	11,05	3,01	3,67	5,59E-04
Altura viga	0,41	7,65	0,05	9,57E-01
Vão da viga	-0,92	0,30	-3,08	3,23E-03
Espaçamento	-4,09	4,44	-0,92	3,61E-01
$E_{mad}$	0,25	0,04	6,34	4,88E-08
vão/ep	169,03	60,25	2,81	6,97E-03
vão/altura viga	155,04	50,61	3,06	3,41E-03
ep/altura viga	961,76	809,78	1,19	2,40E-01

Fonte: Dados da pesquisa

Já a Tabela 4.7 exibe qual é a representatividade da função frente ao cálculo do  $K_{ser}$ , enquanto que a Tabela 4.8 apresenta a análise de variância realizada no sentido de se confirmar os demais dados estatísticos.

**Tabela 4.7 – Estatística da regressão linear**

R múltiplo	0,917462
R-Quadrado	0,8417366
R-quadrado ajustado	0,8153593
Erro padrão	964,02088
Observações	64

Fonte: Dados da pesquisa

**Tabela 4.8 – Análise de variância**

	<i>gl</i>	<i>SQ</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>F de significação</i>
Regressão	9	266908431	29656492,34	31,91147639	1,57256E-18
Resíduo	54	50184158,4	929336,2667		
Total	63	317092589			

Fonte: Dados da pesquisa

Considerando-se um nível de significância de 0,05, pode-se observar a significância que cada variável exerce no cálculo do  $K_{ser}$  através dos dados da Tabela 4.6. Assim, a

propriedade que mais influenciou a rigidez da ligação no estado limite de serviço foi o módulo de elasticidade da madeira. Considerando-se a grande deformação da madeira em seu contato com o parafuso, e que a madeira apresenta um módulo de elasticidade geralmente 3 vezes menor que o do concreto, essa alta significância já era esperada (KARAGIANNIS; ELGHAZOULI, 2016; WANG; SONG; GU, 2018).

O diâmetro do parafuso também se destaca na estimativa do  $K_{ser}$ , sendo a segunda propriedade que mais influencia o seu cálculo. Essa influência já é também bastante investigada e conhecida na literatura (GELFI; GIURIANI; MARINI, 2002). Na sequência também aparece o comprimento de confinamento do parafuso na madeira. Apesar disso, cabe ressaltar que para relações maiores que 10d, essa influência decresce de forma significativa (MAI; PARK; LEE, 2018).

Segundo Gelfi et al. (2002) e Mirdad, Khan, et al. (2022), o comprimento de confinamento não é significativo para o caso de ligações com ângulo reto. Porém Gelfi et al. (2002) ainda destaca que um comprimento mínimo tem que ser garantido para que o valor de rigidez seja garantido.

No caso desta pesquisa corrente, a explicação para o comprimento de confinamento ser uma propriedade significativa se dá ao fato da combinação do diâmetro de 16 mm e confinamento do parafuso na madeira de 80 mm resultar em uma relação bem abaixo da informada por Mai, Park e Lee (2018) de 10d para o comprimento de confinamento. Ou seja, enquanto relações maiores que 10d não proporcionam qualquer aumento na rigidez, a relação de 5d pode não fornecer um confinamento adequado. Assim, valores acima dessa relação podem ter sido cruciais para a determinação da significância da propriedade de confinamento.

Seguindo a ordem de significância, o vão da viga também se mostra influente no cálculo. Este não tem o poder de aumentar o cisalhamento na viga por si só, porém quanto maior o momento fletor, maiores são as chances de separação da peça de concreto com a de madeira na interface (CHEN et al., 2020b). Este fenômeno é globalmente referido como “uplift”, e no português brasileiro seria equivalente a um deslocamento vertical/destacamento.

Com relação às demais variáveis, as razões do vão da viga/altura da viga e vão da viga/espaçamento dos parafusos levaram a combinações de variáveis influentes no cálculo. Já dentre as propriedades não significativas, pode-se citar a relação entre espaçamento dos parafusos e altura da viga de madeira, além do espaçamento dos parafusos e altura da viga de madeira avaliados de forma isolada.

A variação desprezível encontrada com o aumento do espaçamento entre parafusos é corroborada pela pesquisa de Mirdad et al. (2021). Nesta, o aumento do espaçamento de parafusos de 250 mm para 500 mm não resultou em grandes perdas de rigidez na flexão.

Nesse sentido, a rigidez da ligação provavelmente não teve seu valor alterado pelo aumento do espaçamento, que por sua vez limitou o ganho de rigidez de flexão da viga.

Com relação à altura da viga de madeira, esta propriedade foi escolhida como uma das variáveis a serem estudadas por se tratar da rigidez da ligação obtida em uma viga flexionada. No entanto, é compreensível que a altura da viga não altere a rigidez da ligação, visto que esta não muda em nada a configuração da ligação na viga quando respeitado o comprimento de confinamento do parafuso.

A não significância dessas duas propriedades de forma isolada levou a relação entre elas também a não ser significativa. Apesar disso, essa combinação apresentou um valor de p-delta visivelmente menor. Assim, estas últimas três variáveis podem ser ignoradas na Equação 4.1.

Por fim, a Tabela 4.7 exibe um excelente ajuste para o R-quadrado com um valor de 0,8417. Isso quer dizer que a regressão proposta consegue prever a variância no valor de  $K_{ser}$  com 84,17% de precisão. Nesse mesmo sentido, um valor de 0,9175 foi encontrado para o R múltiplo (coeficiente de correlação de Pearson), demonstrando assim a forte correlação entre valores estimados e reais. Nesse mesmo sentido, a Tabela 4.8 exibe um valor F igual a 31,91, que confirma mais uma vez a capacidade do modelo de prever a variância no valor de  $K_{ser}$ , demonstrando assim a validade do modelo de regressão encontrado.

#### 4.4 REGRESSÃO PARA O CÁLCULO DO $K_{u,60\%}$

A seguir é apresentada a Equação 4.2 que foi obtida por meio de regressão linear múltipla para a determinação do  $K_{u,60\%}$ . Vale lembrar que essa equação foi obtida considerando-se os resultados das simulações numéricas deste estudo.

$$k_{u,60\%} = 149,41P_d + 9,56P_e - 13,51P_{hm} - 0,66P_v - 0,26P_{ep} + 0,24P_{Em} + 94,04 \frac{P_v}{P_{ep}} + 60,41 \frac{P_v}{P_{hm}} - 46,81 \frac{P_{ep}}{P_{hm}} - 3213,94 \quad 4.2$$

A Tabela 4.9 apresenta os termos da função bem como o valor-p determinado para cada coeficiente. Já a Tabela 4.10 exibe qual é a representativa da função frente ao cálculo do  $K_{u,60\%}$ , enquanto que a Tabela 4.11 apresenta a análise de variância realizada no sentido de se confirmar os demais dados estatísticos.

**Tabela 4.9 – Estatística dos coeficientes da função**

	<i>Coefficientes</i>	<i>Erro padrão</i>	<i>Stat t</i>	<i>valor-P</i>
Interseção	3213,94	1282,72	2,51	1,53E-02
Diâmetro	149,41	17,78	8,40	2,22E-11
Confinamento	9,56	1,78	5,38	1,66E-06
Altura viga	-13,51	4,52	-2,99	4,18E-03
Vão da viga	-0,66	0,18	-3,76	4,23E-04
Espaçamento	-0,26	2,62	-0,10	9,21E-01
$E_{mad}$	0,24	0,02	10,26	2,74E-14
vão/ep	94,04	35,56	2,64	1,07E-02
vão/altura viga	60,41	29,87	2,02	4,81E-02
ep/altura viga	-46,81	477,95	-0,10	9,22E-01

Fonte: Dados da pesquisa

**Tabela 4.10 – Estatística da regressão linear**

R múltiplo	0,953951878
R-Quadrado	0,910024186
R-quadrado ajustado	0,895028217
Erro padrão	568,9911746
Observações	64

Fonte: Dados da pesquisa

**Tabela 4.11 – Análise de variância**

	<i>gl</i>	<i>SQ</i>	<i>MQ</i>	<i>F</i>	<i>F de significação</i>
Regressão	9	176820239	19646693	60,684587	4,88005E-25
Resíduo	54	17482551,7	323751		
Total	63	194302790			

Fonte: Dados da pesquisa

A Tabela 4.9 apresenta resultados similares aos encontrados para o estado limite de serviço, porém agora a altura da viga passa a ser significativa. Como pode ser notado ela tem uma influência negativa no cálculo da rigidez da ligação no estado limite último. Lembrando que a falha da ligação está atrelada à ruptura da viga na flexão, esse resultado não causa estranheza, apesar de não ser inicialmente esperado, como comentado no subtópico anterior.

Por fim, a Tabela 4.10 exibe um excelente ajuste para o R-quadrado com um valor de 0,91. Isso quer dizer que a regressão proposta consegue prever a variância no valor de  $K_{u,60\%}$  com 91 % de precisão. Nesse mesmo sentido, um valor de 0,954 foi encontrado para o R múltiplo (coeficiente de correlação de Pearson), demonstrando assim a forte correlação entre valores estimados e reais. Nesse mesmo sentido, a Tabela 4.11 exibe um valor F igual a

60,68, que confirma mais uma vez que o modelo da Equação 4.2 consegue prever a variância no valor de  $K_{u,60\%}$ , demonstrando assim a validade do modelo de regressão encontrado.

A maior representatividade da regressão para previsão do  $K_{u,60\%}$  quando comparada com a regressão do  $K_{ser}$  também pode ser notada. Isso pode ser explicado pela significância considerável que a altura da viga de madeira passou a apresentar no cálculo do  $K_{u,60\%}$ . Assim, com uma propriedade significativa a mais, um melhor ajuste pôde ser alcançado.

Além disso, é importante constatar que rigidezes de deslizamento determinadas em estudos encontrados na literatura não são passíveis de serem comparadas com os valores a serem encontrados pelas estimativas aqui propostas ( $K_{ser}$  e  $K_{u,60\%}$ ). Essa constatação é justificada pelo fato de as rigidezes de deslizamento encontradas nos estudos da literatura serem sempre determinadas através de ensaios push-out.

Nesse sentido, propriedades como o vão da viga e espaçamento entre parafusos não poderiam ser incluídas no cálculo da rigidez devido à incompatibilidade com essa configuração de corpo de prova. Nesses casos também não seria adequada a consideração da altura da viga de madeira ( $K_{u,60\%}$ ), visto que no ensaio push-out não existe qualquer relação da falha na flexão com a rigidez de deslizamento encontrada.

## 5. CONCLUSÕES

Por meio de um estudo paramétrico, regressões lineares de múltiplas variáveis foram obtidas para a determinação da rigidez da ligação (módulo de deslizamento) aparafusada de vigas mistas madeira-concreto. Considerando os estados limites último e de serviço, as seguintes conclusões podem ser apresentadas:

- O módulo de elasticidade da madeira foi a propriedade que apresentou maior significância na previsão tanto da rigidez da ligação no estado limite de serviço ( $K_{ser}$ ) quanto no último ( $K_{u,60\%}$ );
- O diâmetro do parafuso utilizado na ligação foi a segunda propriedade que mais influenciou significativamente o  $K_{ser}$  e  $K_{u,60\%}$ ;
- As demais propriedades que influenciam com alguma significância estatística foram o comprimento de confinamento do parafuso na madeira, vão da viga MMC/altura da viga e vão da viga MMC/espaçamento dos parafusos;

- Para a rigidez de deslizamento a 60% da ruptura da viga ( $K_{u,60\%}$ ), a altura da seção desta foi também significativa. Essa significância, inicialmente não esperada, se deu justamente pelo fato de a rigidez da ligação estar atrelada à ruptura da viga na flexão;
- Propriedades como o espaçamento dos parafusos (para o  $K_{ser}$  e  $K_{u,60\%}$ ) e altura da viga (para o  $K_{ser}$ ) não foram significativas de forma isolada;
- As rigidezes de deslizamento da ligação, encontradas através de modelos numéricos de vigas flexionadas, são melhor descritas e padronizadas de acordo com a carga de ruptura da viga e não de acordo com a ruptura da própria ligação;
- As regressões obtidas para a estimativa do  $K_{ser}$  e  $K_{u,60\%}$  apresentaram valores de coeficiente de Pearson de 0,9175 e 0,9540, respectivamente. Esses valores demonstram a forte correlação entre os valores estimados e valores reais;
- As regressões obtidas para a estimativa do  $K_{ser}$  e  $K_{u,60\%}$  apresentaram valores de R-quadrado de 0,8417 e 0,91, respectivamente. Esses valores comprovam que as regressões obtidas conseguem prever com ótima precisão a variância nos valores de rigidez da ligação ( $K_{ser}$  e  $K_{u,60\%}$ );
- O valor F das análises de variância reforça que os modelos conseguem prever de forma significativa a variância nos valores de rigidez da ligação ( $K_{ser}$  e  $K_{u,60\%}$ ) de acordo com o valor adotado para as variáveis dependentes;
- Uma tendência consistente da redução nos valores da rigidez da ligação de acordo com a progressão do carregamento foi observada. Essa tendência é mantida desde o nível de carregamento do  $K_{ser}$  até a rigidez da ligação encontrada na carga de colapso  $K_c$ ;
- O modelo do Eurocode 5 (2004) e de Mirdad & Chui (2020a) estimam valores consideravelmente menos conservadores que as estimativas propostas por esta pesquisa. Nesse sentido, o modelo do Eurocode 5 (2004) e de Mirdad & Chui (2020a) apresentaram erros médios de 135,79 % e 149,13 % na determinação do  $K_{ser}$ , e de 131,92 % e 147,29 % para o  $K_{u,60\%}$ , respectivamente;
- A discrepância encontrada para valores calculados pelo Eurocode 5 (2004) e Mirdad & Chui (2020a), quando comparados aos resultados das simulações numéricas ( $K_{ser}$  e  $K_{u,60\%}$ ), podem ser explicados por alguns fatores, como:

1. As rigidezes das ligações foram encontradas por meio da simulação de vigas sob carregamento de flexão;
  2. As rigidezes das ligações foram encontradas considerando-se a ruptura da viga e não a da ligação. Portanto  $K_{ser}$  e  $K_{u,60\%}$  dizem respeito às rigidezes encontradas a um nível de carregamento equivalente a 40% e 60% da ruptura da viga na flexão, e não da ligação em si;
  3. Os modelos do Eurocode 5 (2004) e de Mirdad & Chui (2020a) não foram inicialmente desenvolvidos para a consideração de ligações aparafusadas de estruturas mistas madeira-concreto com parafusos inseridos a 90° da superfície da madeira.
- As regressões obtidas não são aplicáveis para a estimativa da rigidez da ligação de ensaios push-out, visto que:
    1. O vão da viga não pode ser levado em consideração ( $K_{ser}$  e  $K_{u,60\%}$ );
    2. Não faz sentido adotar uma altura da viga que é significativa por estar atrelada à falha na flexão ( $K_{u,60\%}$ ).

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT NBR 7190-1. **Projeto de estruturas de madeira - Parte 1: Critérios de dimensionamento**. Rio de Janeiro, BrazilRio de Janeiro, Brazil, , 2022.

ADOLF WÜRTH GMBH & CO. KG. **European Technical Assessment ETA-13/0029 of 11/07/2017. Technical Assessment Body issuing the ETA and designated according to Article 29 of the Regulation (EU) No 305/2011: ETA-Danmark A/S**, 2017.

ALMEIDA, A. D. S. et al. Estruturas mistas madeira-concreto: o emprego da metodologia do Eurocode 5 no âmbito nacional. **Revista Principia - Divulgação Científica e Tecnológica do IFPB**, v. 5, 23 dez. 2021.

ASTM D1894-14. **Standard test method for static and kinetic coefficients of friction of plastic film and sheeting**. West Conshohocken, USAASTM International, , 2014.

BEN, Q. et al. Shear Performances of Shallow Notch-Screw Connections for Timber-Concrete Composite (TCC) Floors. **BIORESOURCES**, v. 17, n. 2, p. 3278–3290, 2022.

BERARDINUCCI, B. et al. Mechanical behavior of timber–concrete connections with inclined

screws. **International Journal of Computational Methods and Experimental Measurements**, v. 5, n. 6, p. 807–820, 2017.

BLASS, H. J.; BEJTKA, I.; UIBEL, T. **Tragfähigkeit von Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde**. [s.l.: s.n.]. v. 4

CALIL JÚNIOR, C.; DIAS, A. A. Utilização da madeira em construções rurais. **Revista Brasileira de Engenharia Agrícola e Ambiental**, v. 1, p. 71–77, 1997.

CECCOTTI, A. Composite concrete-timber structures. **Progress in Structural Engineering and Materials**, v. 4, n. 3, p. 264–275, 2002.

CHEN, J. et al. Uplift of the Timber-Concrete Composite Beam. **BioResources**, v. 15, n. 2006, p. 7079–7099, 2020a.

CHEN, J. et al. Theoretical and Experimental Research on Slip and Uplift of the Timber-Concrete Composite Beam. **BioResources**, v. 15, n. 3, p. 7079–7099, 2020b.

CHEN, Z. et al. Numerical investigation of connection performance of timber-concrete composite slabs with inclined self-tapping screws under high temperature. **Journal of Renewable Materials**, v. 10, n. 1, p. 89–104, 2022.

CSA-A23.3-14; **Design of Concrete Structures**. Mississauga, ON, CanadaCanadian Standard Association:, , 2014.

CSA S16-14. **Design of Steel Structures**. Mississauga, ON, CanadaCanadian Standard Association, , 2014.

DAŇKOVÁ, J.; MEC, P.; MAJSTRÍKOVÁ, T. Stiffness analysis of glued connection of the timber-concrete structure. **Open Engineering**, v. 6, n. 1, p. 241–249, 2016.

DAŇKOVÁ, J.; MEC, P.; ŠAFRATA, J. Experimental investigation and performance of timber-concrete composite floor structure with non-metallic connection system. **Engineering Structures**, v. 193, p. 207–218, 2019.

DASSAULT SYSTÉMES SIMULIA CORP. **ABAQUS V. 6.14 Documentation**. , 2014.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG DIN: **Design of timber structures – General rules and rules for buildings, DIN 1052**. Berlin, 2008.

DI NINO, S.; GREGORI, A.; FRAGIACOMO, M. Experimental and numerical investigations on timber-concrete connections with inclined screws. **Engineering Structures**, v. 209, 2020.

DJOUBISSIE, D. D. et al. Experimental study of the mechanical behavior of timber-concrete shear connections with threaded reinforcing bars. **Engineering Structures**, v. 172, p. 997–1010, 2018.

- DU, H. et al. Study on shear behavior of inclined cross lag screws for glulam-concrete composite beams. **Construction and Building Materials**, v. 224, p. 132–143, 2019.
- DU, H. et al. Experimental and Finite Element Study on Bending Performance of Glulam-Concrete Composite Beam Reinforced with Timber Board. **Materials**, v. 15, n. 22, 2022.
- DUVANT, G.; LIONS, J. L. **Inequalities in mechanics and physics**. Berlin: Springer, 2012.
- EN 1992-1-1. **Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings**. , 2004.
- EN 1995-1-1. **Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-1: General - Common rules and rules for buildings**. [s.l.] European Committee for Standardization, (CEN), 2004.
- EN 1995-1-2. **Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-2: General - Structural fire design**. [s.l.] European Committee for Standardization, (CEN), 2004.
- EN 1995-2. **Eurocode 5: Design of timber structures - Part 2: Bridges**. Brussels, Belgium: European Committee for Standardization, (CEN), 2004. v. 1
- ESLAMI, H.; JAYASINGHE, L. B.; WALDMANN, D. Nonlinear three-dimensional anisotropic material model for failure analysis of timber. **Engineering Failure Analysis**, v. 130, n. September, p. 105764, 2021.
- FALAGAS, M. E. et al. Comparison of PubMed, Scopus, Web of Science, and Google Scholar: strengths and weaknesses. **The FASEB Journal**, v. 22, n. 2, p. 338–342, 2008.
- FERNANDEZ-CABO, J. L. et al. Short-term performance of the HSB® shear plate-type connector for timber-concrete composite beams. **Construction and Building Materials**, v. 30, p. 455–462, 2012.
- FRAGIACOMO, M. Long-Term Behavior of Timber–Concrete Composite Beams. II: Numerical Analysis and Simplified Evaluation. **Journal of Structural Engineering**, v. 132, n. 1, p. 23–33, 2006.
- FRAGIACOMO, M.; CECCOTTI, A. Long-term behavior of timber-concrete composite beams. I: Finite element modeling and validation. **Journal of Structural Engineering**, v. 132, n. 1, p. 13–22, 2006.
- GATTESCO, N. Strength and Local Deformability of Wood Beneath Bolted Connectors. **Journal of Structural Engineering**, v. 124, n. 2, p. 195–202, 1998.
- GATTESCO, N.; TOFFOLO, I. Experimental study on multiple-bolt steel-to-timber tension joints. **Materials and Structures/Materiaux et Constructions**, v. 37, n. 266, p. 129–138, 2004.

- GELFI, P.; GIURIANI, E.; MARINI, A. Stud Shear Connection Design for Composite Concrete Slab and Wood Beams. **Journal of Structural Engineering**, v. 128, n. 12, p. 1544–1550, 2002.
- GUO, H. Z.; ZHANG, Q. X. Investigation of complete stress–deformation curves for concrete in tension. **ACI Materials Journal**, v. 84, n. 4, p. 278–285, 1987.
- HE, G. et al. Shear Behavior Study on Timber-Concrete Composite Structures with Bolts. **BioResources**, v. 11, n. 4, p. 9205–9218, 2016.
- HONG, W. et al. Nonlinear parameter identification of timber-concrete composite beams using long-gauge fiber optic sensors. **Construction and Building Materials**, v. 164, p. 217–227, 2018.
- JIANG, Y. et al. Early-age performance of lag screw shear connections for glulam-lightweight concrete composite beams. **Construction and Building Materials**, v. 151, p. 36–42, 2017.
- JIANG, Y. et al. Experimental study on notched connectors for glulam-lightweight concrete composite beams. **BioResources**, v. 15, n. 2, p. 2171–2180, 2020.
- JORGE, L. F. C.; LOPES, S. M. R.; CRUZ, H. M. P. Interlayer influence on timber-LWAC composite structures with screw connections. **Journal of Structural Engineering**, v. 137, n. 5, p. 618–624, 2011.
- KARAGIANNIS, V.; ELGHAZOULI, A. Y. Published in : Construction and Building Materials , 2016 , Vol : 102 , Pages : 1168-1179 , ISSN : 0950-0618 Modified foundation modelling of dowel embedment in glulam connections. p. 1168–1179, 2016.
- KHORSANDNIA, N.; VALIPOUR, H. R.; CREWS, K. Experimental and analytical investigation of short-term behaviour of LVL-concrete composite connections and beams. **Construction and Building Materials**, v. 37, p. 229–238, 2012.
- KOZARIĆ, L. et al. Slip modulus of screws in timber and lightweight concrete composite structures. **BioResources**, v. 13, n. 3, p. 6021–6032, 2018.
- LACIS, R. Circular hollow section connectors in timber-concrete composite structural elements [Puit-betoon komposiitelementide ümmargused õõnsad sektsiooni ühendajad] [Cilindrveida savienojumi koka un betona kompozītos būvelementos] [Apvalių tuštymėtuju ertmių jung]. **Baltic Journal of Road and Bridge Engineering**, v. 11, n. 1, p. 70–76, 2016.
- LING, Z. et al. Shear performance of assembled shear connectors for timber–concrete composite beams. **Construction and Building Materials**, v. 329, 2022.
- LUKASZEWSKA, E.; FRAGIACOMO, M.; JOHNSON, H. Laboratory Tests and Numerical Analyses of Prefabricated Timber-Concrete Composite Floors. **Journal of Structural**

**Engineering**, v. 136, n. 1, p. 46–55, 2010.

LUKASZEWSKA, E.; JOHNSON, H.; FRAGIACOMO, M. Performance of connections for prefabricated timber-concrete composite floors. **Materials and Structures/Materiaux et Constructions**, v. 41, n. 9, p. 1533–1550, 2008.

MAI, K. Q.; PARK, A.; LEE, K. Experimental and numerical performance of shear connections in CLT–concrete composite floor. **Materials and Structures/Materiaux et Constructions**, v. 51, n. 4, 2018.

MASCIA, N. T.; SORIANO, J. Benefits of timber-concrete composite action in rural bridges. **Materials and Structures/Materiaux et Constructions**, v. 37, n. 266, p. 122–128, 2004.

MENIS, A.; FRAGIACOMO, M.; CLEMENTE, I. Numerical investigation of the fire resistance of protected cross-laminated timber floor panels. **Structural Engineering International: Journal of the International Association for Bridge and Structural Engineering (IABSE)**, v. 22, n. 4, p. 523–532, 2012.

MIEBACH, F. Design ideas for solid timber bridges. **Wood Material Science and Engineering**, v. 13, n. 3, p. 184–189, 2018.

MIOTTO, J. L.; DIAS, A. A. Evaluation of perforated steel plates as connection in glulam-concrete composite structures. **Construction and Building Materials**, v. 28, n. 1, p. 216–223, 2012.

MIOTTO, L.; ORIENTADOR, E.; DIAS, A. A. **Estruturas mistas de madeira-concreto: avaliação das vigas de madeira laminada colada reforçadas com fibras de vidro**. [s.l.] Universidade de São Paulo, 2009.

MIRDAD, M. A. H. et al. Sustainability Design Considerations for Timber-Concrete Composite Floor Systems. **Advances in Civil Engineering**, v. 2021, 2021.

MIRDAD, M. A. H. et al. Embedment and withdrawal stiffness predictions of self-tapping screws in timber. **Construction and Building Materials**, v. 345, n. February, p. 128394, 2022.

MIRDAD, M. A. H.; CHUI, Y. H. Load-slip performance of Mass Timber Panel-Concrete (MTPC) composite connection with Self-tapping screws and insulation layer. **Construction and Building Materials**, v. 213, p. 696–708, 2019.

MIRDAD, M. A. H.; CHUI, Y. H. Stiffness prediction of Mass Timber Panel-Concrete (MTPC) composite connection with inclined screws and a gap. **Engineering Structures**, v. 207, n. January, p. 110215, 2020a.

MIRDAD, M. A. H.; CHUI, Y. H. Strength Prediction of Mass-Timber Panel Concrete-

Composite Connection with Inclined Screws and a Gap. **Journal of Structural Engineering**, v. 146, n. 8, 2020b.

MIRDAD, M. A. H.; CHUI, Y. H.; TOMLINSON, D. Capacity and Failure-Mode Prediction of Mass Timber Panel–Concrete Composite Floor System with Mechanical Connectors. **Journal of Structural Engineering**, v. 147, n. 2, p. 1–15, 2021.

MIRDAD, M. A. H.; KHAN, R.; CHUI, Y. H. Analytical Procedure for Timber-Concrete Composite (TCC) System with Mechanical Connectors. **Buildings**, v. 12, n. 7, 2022.

MOHD SNIN, M. A. B.; KASSEM, M. M. Novel Use of Scanning Methods to Investigate the Performance of Screw Connections in Timber-Concrete Composite Structures. **Advances in Civil Engineering**, v. 2023, 2023.

MOLINA, J. C. et al. Analytical, experimental and numerical study of timber-concrete composite beams for bridges. **Computers and Concrete**, v. 24, n. 2, p. 103–115, 2019.

MONGEON, P.; PAUL-HUS, A. The journal coverage of Web of Science and Scopus: a comparative analysis. **Scientometrics**, v. 106, p. 213–228, 2016.

MORIN, L. et al. A new technique for finite element limit-analysis of Hill materials, with an application to the assessment of criteria for anisotropic plastic porous solids. **International Journal of Engineering Science**, v. 74, p. 65–79, 2014.

MOSHIRI, F.; SHRESTHA, R.; CREWS, K. The Predictive Model for Stiffness of Inclined Screws as Shear Connection in Timber-Concrete Composite Floor. **RILEM Bookseries**, v. 9, p. 443–453, 2014.

NAUD, N. et al. Fostering a cast-in-place steel–uhpfrc connector for ductile timber–concrete composite structures: Parametric study of the shear behaviour and design considerations. **Canadian Journal of Civil Engineering**, v. 48, n. 9, p. 1081–1092, 2021.

OTERO-CHANS, D. et al. Experimental analysis of glued-in steel plates used as shear connectors in Timber-Concrete-Composites. **Engineering Structures**, v. 170, p. 1–10, 2018.

OUDJENE, M. et al. Non-linear finite element modelling of the structural behaviour of screwed timber-to-concrete composite connections. **Composite Structures**, v. 102, p. 20–28, 2013.

OUDJENE, M. et al. Finite element modelling of the nonlinear load-slip behaviour of full-scale timber-to-concrete composite T-shaped beams. **Composite Structures**, v. 196, n. May, p. 117–126, 2018.

REVISTA CASA E JARDIM. **Estrutura de concreto e madeira compõe casa de 264 m<sup>2</sup> em São Paulo**. Disponível em: <<https://revistacasaejardim.globo.com/Casa-e->

Jardim/Arquitetura/noticia/2021/04/estrutura-de-concreto-e-madeira-compoe-casa-de-264-m-em-sao-paulo.html>. Acesso em: 14 dez. 2023.

ROTHOBLAAS. **No Title**. Disponível em:

<<https://www.rothoblaas.com/products/fastening/screws/screws-structures/vgs>>. Acesso em: 9 dez. 2023.

SANDHAAS, C. **Mechanical behaviour of timber joints with slotted-in steel plates**. [s.l.] Delft Univ. of Technology, 2012.

SANTOS, C. L. et al. A comparison between the en 383 and ASTM D5764 test methods for dowel-bearing strength assessment of wood: Experimental and numerical investigations. **Strain**, v. 46, n. 2, p. 159–174, 2010.

SCHANACK, F. et al. A contribution to understanding the influence of concrete cracking on timber concrete composite bridge beams. **Bautechnik**, v. 92, n. 2, p. 105–110, 2015a.

SCHANACK, F. et al. Experimental study on the influence of concrete cracking on timber concrete composite beams. **Engineering Structures**, v. 84, p. 362–367, 2015b.

SCHÄNZLIN, J.; DIETSCH, P.; DIAS, A. **Design of timber-concrete composite structures**. [s.l.] COST FP1402 - from research to standards, 2018.

SEBASTIAN, W. M. et al. Forward and Reverse shear transfer in beech LVL-concrete composites with singly inclined coach screw connectors. **Engineering Structures**, v. 175, p. 231–244, 2018.

SEBASTIAN, W.; THOMPSON, S. Indicative comparisons between bonded and dowelled hardwood studs for limecrete-spruce connections under load-unload-reload double-shear testing. **ENGINEERING STRUCTURES**, v. 45, p. 151–165, 2012.

SHAN, B. et al. Mechanical behavior of connections for glulam-concrete composite beams. **Construction and Building Materials**, v. 143, p. 158–168, 2017.

SHI, B. et al. Shear Performances of Hybrid Notch-Screw Connections for Timber-Concrete Composite Structures. **BIORESOURCES**, v. 17, n. 2, p. 2259–2274, 2022a.

SHI, D. et al. Study on shear performance of notched connections for glulam-concrete composite beams under fire. **Fire Safety Journal**, v. 126, 2021.

SHI, D. et al. Thermo-mechanical analysis on shear behavior of grooved connectors for glulam-concrete composite beams under fire. **Fire Safety Journal**, v. 130, 2022b.

STN EN 338. **Structural timber: Strength classes**. Bratislava: SÚTN, 2004.

SYMONS, D.; PERSAUD, R.; STANISLAUS, H. Slip modulus of inclined screws in timber-

concrete floors. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Structures and Buildings**, v. 163, n. 4, p. 245–255, 2010.

TAO, H. et al. Experimental and Nonlinear Analytical Studies on Prefabricated Timber–Concrete Composite Structures with Crossed Inclined Coach Screw Connections. **Journal of Structural Engineering**, v. 147, n. 5, p. 1–13, 2021.

TAO, H. et al. Nonlinear finite element analysis on timber-concrete composite beams. **Journal of Building Engineering**, v. 51, 2022a.

TAO, H. T. et al. Mechanical behavior of crossed inclined coach screw shear connections for prefabricated timber-concrete composite structures. **J. Build. Struct.**, v. 43, n. 5, p. 164–174, 2022b.

TOMASI, R.; CROSATTI, A.; PIAZZA, M. Theoretical and experimental analysis of timber-to-timber joints connected with inclined screws. **Construction and Building Materials**, v. 24, n. 9, p. 1560–1571, 2010.

UNITED STATES DEPARTMENT OF AGRICULTURE. **Wood handbook: wood as an engineering material**. Madison: U.S. Forest Service, 2010.

WANG, M.; SONG, X.; GU, X. Three-Dimensional Combined Elastic-Plastic and Damage Model for Nonlinear Analysis of Wood. **Journal of Structural Engineering**, v. 144, n. 8, p. 1–12, 2018.

XIE, L. et al. Shear capacity of stud-groove connector in Glulam-concrete composite structure. **BioResources**, v. 12, n. 3, p. 4690–4706, 2017.

YEOH, D. et al. Experimental tests of notched and plate connectors for LVL-concrete composite beams. **Journal of Structural Engineering**, v. 137, n. 2, p. 261–269, 2011a.

YEOH, D. et al. State of the Art on Timber-Concrete Composite Structures: Literature Review. **JOURNAL OF STRUCTURAL ENGINEERING**, v. 137, n. 10, p. 1085–1095, 2011b.

ZHANG, Y.; RAFTERY, G. M.; QUENNEVILLE, P. Experimental and Analytical Investigations of a Timber-Concrete Composite Beam Using a Hardwood Interface Layer. **Journal of Structural Engineering (United States)**, v. 145, n. 7, 2019.

ZHU, W. et al. Experimental investigation on innovative connections for timber–concrete composite systems. **Construction and Building Materials**, v. 207, p. 345–356, 2019.