

***Campus* Porto Velho Calama**  
**Coordenação do Curso de Engenharia Civil**

**EDIVALDO PEREIRA DA SILVA JÚNIOR**

**ANÁLISE COMPUTACIONAL POR ELEMENTOS FINITOS DE PAINÉIS CLT-  
CONCRETO**

**PORTO VELHO - RO**

**2025**

**EDIVALDO PEREIRA DA SILVA JÚNIOR**

**ANÁLISE COMPUTACIONAL POR ELEMENTOS FINITOS DE PAINÉIS CLT-  
CONCRETO**

Monografia entregue como Trabalho de Conclusão de Curso apresentado ao Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de Rondônia (IFRO), *Campus* Porto Velho Calama, como requisito parcial para obtenção do grau de bacharel, junto ao Curso de Engenharia Civil, sob a orientação do professor Rafael Pereira Louzada.

**PORTO VELHO - RO**

**2025**

Ficha catalográfica elaborada pelo Sistema Gerador de Ficha Catalográfica do IFRO.

Silva Júnior, Edivaldo Pereira da.  
Análise computacional por elementos finitos de painéis cltconcreto  
/ Edivaldo Pereira da Silva Júnior. - Porto Velho, 2025.  
60 f. : il.

Orientador(a): Prof Rafael Pereira Louzada.

Trabalho de Conclusão de Curso (Bacharelado em Engenharia Civil) – Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de Rondônia - IFRO, Porto Velho, 2025.

1. CLT-concreto. 2. Simulação numérica. 3. Método dos Elementos Finitos. 4. Resistência à flexão. 5. Ductilidade. I. Louzada, Rafael Pereira (orient.). II. Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de Rondônia - IFRO. III. Título.

**Bibliotecário(a) Responsável:** Miria Santana Veiga, CRB-11/898

Aprovado em: 03/12/2025 pela banca examinadora.

Celso José Roberto Soares Júnior  
Membro da Banca

Samara Pimentel Pereira  
Membro da Banca

Herisson Ferreira dos Santos  
Co-orientador

Rafael Pereira Louzda  
Orientador

## ANÁLISE COMPUTACIONAL POR ELEMENTOS FINITOS DE PAINÉIS CLT- CONCRETO

**RESUMO:** A indústria da construção civil enfrenta o desafio da sustentabilidade, impulsionando o uso de materiais como a Madeira Lamelada Colada Cruzada (MLCC). A combinação de painéis *Cross Laminated Timber* (CLT) com concreto, conhecido como *Timber Concrete Composite* (TCC) surge como uma solução estruturalmente eficiente. O presente trabalho teve como objetivo principal analisar o comportamento estrutural e identificar as configurações ótimas de painéis híbridos CLT-concreto através da modelagem numérica tridimensional. Utilizando o software Abaqus®, foi desenvolvido um modelo de elementos finitos (MEF) considerando não-linearidades físicas, geométricas e de contato. A metodologia foi validada com base nos estudos experimentais e numéricos de BAO *ET AL.* (2022) e ALVES *ET AL.* (2024), alcançando uma concordância de 1,2% no valor da força máxima e reproduzindo fielmente o comportamento pós-pico. O estudo paramétrico subsequente investigou 18 modelos, variando a espessura da laje de concreto (30 mm a 120 mm) e o número de camadas de CLT (3, 5 e 7). Os resultados demonstraram que o aumento de ambos os parâmetros eleva consistentemente a rigidez efetiva à flexão ( $EI_{eff}$ ) e o momento máximo ( $M_{max}$ ). Contudo, a análise da eficiência estrutural (Resistência à Flexão,  $f_r$ ) revelou que os painéis com 3 camadas de CLT foram os mais eficientes, enquanto o aumento de camadas (para 5 e 7) reduziu a  $f_r$ . A ductilidade ( $\mu$ ) apresentou uma tendência clara de aumento com a espessura da laje de concreto. Conclui-se que o modelo numérico é uma ferramenta confiável para a análise destes painéis. O estudo identificou as combinações P-100-3 e P-120-3 (3 camadas de CLT, 100-120 mm de concreto) como as mais eficientes (maior  $f_r$ , 24,12 MPa e 24,78 MPa, respectivamente), e o modelo P-120-7 como o mais robusto, apresentando a maior ductilidade ( $\mu = 3,16$ ) e o maior momento máximo ( $M_{max} = 167,47$  kN\*m) de todo o estudo.

Palavras-chave: CLT-concreto. Simulação numérica. Método dos Elementos Finitos. Resistência à flexão. Ductilidade.

**ABSTRACT:** The construction industry faces sustainability challenges, driving the use of materials like Cross-Laminated Timber (CLT). The combination of CLT panels with concrete (TCC) emerges as a structurally efficient solution. This work aimed to analyze the structural behavior and identify optimal configurations of hybrid CLT-concrete panels through three-dimensional numerical modeling. Using the Abaqus® software, a finite element model (FEM) was developed, considering physical, geometric, and contact nonlinearities. The methodology was validated against the experimental and numerical studies of BAO *ET AL.* (2022) and ALVES *ET AL.* (2024), achieving a 1.2% agreement in the maximum force value and faithfully reproducing the post-peak behavior. The subsequent parametric study investigated 18 models, varying the concrete slab thickness (30 mm to 120 mm) and the number of CLT layers (3, 5, and 7). The results demonstrated that increasing both parameters consistently raises the effective bending stiffness ( $EI_{eff}$ ) and the maximum moment ( $M_{max}$ ). However, the analysis of structural efficiency (Flexural Strength,  $f_r$ ) revealed that 3-layer CLT panels were the most efficient, while increasing the layers (to 5 and 7) reduced the  $f_r$ . Ductility ( $\mu$ ) showed a clear trend of increasing with the concrete slab thickness. It is concluded that the numerical model is a reliable tool for analyzing these panels. The study identified the P-100-3 and P-120-3 combinations (3 CLT layers, 100-120 mm concrete) as the most efficient (highest  $f_r$ , 24.12 MPa and 24.78 MPa, respectively), and the P-120-7 model as the most robust, exhibiting the highest ductility ( $\mu = 3.16$ ) and the highest maximum moment ( $M_{max} = 167.47$  kN\*m) of the entire study.

Keywords: CLT-concrete. Numerical simulation. Finite Element Method. Flexural strength.  
Ductility

## LISTA DE FIGURAS

|                    |   |           |
|--------------------|---|-----------|
| <b>Figura 1 -</b>  | Painel de CLT-Concreto  | <b>14</b> |
| <b>Figura 2 -</b>  | Geometria do Corpo de prova TN1/20-12-300                                   | <b>30</b> |
| <b>Figura 3 -</b>  | Modelo construtivo adotado para a madeira                                   | <b>31</b> |
| <b>Figura 4 -</b>  | Relação tensão-deformação para os conectores de aço                         | <b>32</b> |
| <b>Figura 5 -</b>  | Etapas e configurações do modelo numérico                                   | <b>35</b> |
| <b>Figura 6 -</b>  | Comparação entre modelo de referência e modelo simulado                     | <b>38</b> |
| <b>Figura 7 -</b>  | Curvas força-deslocamento dos painéis CLT-concreto com três camadas de CLT  | <b>40</b> |
| <b>Figura 8 -</b>  | Curvas força-deslocamento dos painéis CLT-concreto com cinco camadas de CLT | <b>41</b> |
| <b>Figura 9 -</b>  | Curvas força-deslocamento dos painéis CLT-concreto com sete camadas de CLT  | <b>42</b> |
| <b>Figura 10 -</b> | Tensões longitudinais S11 de von Mises para seção de CLT do painel P-120-7  | <b>43</b> |
| <b>Figura 11 -</b> | Tensões elásticas longitudinal EE11 para seção de CLT do painel P-120-7     | <b>44</b> |
| <b>Figura 12 -</b> | Tensões longitudinais S11 de von Mises para seção de CLT do painel P-120-3  | <b>45</b> |
| <b>Figura 13 -</b> | Tensões elásticas longitudinal EE11 para seção de CLT do painel P-120-3     | <b>46</b> |
| <b>Figura 14 -</b> | Deformação Plástica Equivalente (PEEQ) nos Conectores de Aço do P-120-7     | <b>47</b> |
| <b>Figura 15 -</b> | Deformação Plástica Equivalente (PEEQ) nos Conectores de Aço do P-30-7      | <b>48</b> |
| <b>Figura 16 -</b> | Dano por Tração (DAMAGET) na Laje de Concreto do P-30-3                     | <b>49</b> |
| <b>Figura 17 -</b> | Dano por Tração (DAMAGET) na Laje de Concreto do P-120-7                    | <b>49</b> |
| <b>Figura 18 -</b> | Deslizamento Relativo na Interface (CSLIP1) do P-120-7                      | <b>50</b> |

## **LISTA DE TABELAS**

|                   |  |           |
|-------------------|--|-----------|
| <b>Tabela 1 -</b> | Teste de sensibilidade de malha                            | <b>34</b> |
| <b>Tabela 2 -</b> | Variações paramétricas adotadas.                           | <b>35</b> |
| <b>Tabela 3 -</b> | Resultados de força–deslocamento e propriedades mecânicas. | <b>39</b> |

**LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS**

|       |  |
|-------|--|
| BC    | <i>Boundary Condition</i> — Condição de contorno                   |
| CDP   | <i>Concrete Damaged Plasticity</i>                                 |
| CLT   | <i>Cross-Laminated Timber</i> — Madeira Lamelada Colada Cruzada    |
| C3D8  | Elemento sólido hexaédrico de 8 nós                                |
| C3D8R | Elemento sólido hexaédrico de 8 nós com integração reduzida        |
| C3D10 | Elemento sólido tetraédrico de 10 nós                              |
| EN    | <i>European Norm</i> — Norma Europeia                              |
| LNE   | Linha Neutra Efetiva   |
| MEF   | Método dos Elementos Finitos                                       |
| MLCC  | Madeira Lamelada Colada Cruzada                                    |
| MTC   | <i>Mass Timber Construction</i> — Construção em Madeira Maciça     |
| MTP   | <i>Mass Timber Products</i> — Produtos de Madeira Maciça           |
| PEEQ  | <i>Equivalent plastic strain</i> — Deformação Plástica Equivalente |
| RP    | <i>Reference Point</i> — Ponto de referência                       |
| TCC   | <i>Timber-Concrete Composite</i> — Compósito de Concreto-Madeira   |
| XSYMM | Condição de simetria no eixo X                                     |

## LISTA DE SÍMBOLOS

|                             |   |                   |
|-----------------------------|---|-------------------|
| $a$                         | Distância entre o apoio e o ponto de aplicação da força   | mm                |
| $E_1, E_2, E_3$             | Módulos de elasticidade nas direções longitudinal, radial e tangencial do CLT                         | GPa               |
| $G_{12}, G_{13}, G_{23}$    | Módulos de cisalhamento do CLT  | GPa               |
| $R_{ij}$                    | Coefficientes de plasticidade do modelo de Hill   | —                 |
| $\sigma_0$                  | Tensão de escoamento na direção paralela às fibras  | MPa               |
| $\sigma_{eq}$               | Tensão de escoamento equivalente para o comportamento isotrópico                                      | MPa               |
| $\psi$                      | Ângulo de dilatação ( <i>dilation angle</i> ) do concreto   | °                 |
| $\epsilon$                  | Excentricidade da superfície de plastificação   | —                 |
| $\frac{\sigma_b}{\sigma_c}$ | Razão entre resistência à tração e à compressão do concreto   | —                 |
| $K_c$                       | Relação entre tensões na compressão e na tração no modelo CDP   | —                 |
| $\mu$                       | Viscosidade (parâmetro de regularização do modelo CDP) <b>ou</b> ductilidade (dependendo do contexto) | —                 |
| $EI_{eff}$                  | Rigidez elástica efetiva à flexão   | kN·m <sup>2</sup> |
| $f_r$                       | Resistência à flexão  | MPa               |
| $M_{max}$                   | Momento fletor máximo   | kN·m              |
| $F_{max}$                   | Força máxima obtida na simulação  | kN                |
| $\delta F_{max}$            | Deslocamento no meio do vão correspondente à carga máxima   | mm                |
| $\Delta_{ult}$              | Deslocamento na carga última  | mm                |
| $\Delta y$                  | Deslocamento de escoamento  | mm                |
| $K_e$                       | Rigidez inicial da curva força–deslocamento   | kN/mm             |
| $L$                         | Vão livre do painel   | mm                |
| $W_{eff,base}$              | Módulo de resistência efetivo da seção composta (fibra inferior)                                      | mm <sup>3</sup>   |
| $K_{ser}$                   | Módulo de deslizamento dos conectores   | kN/mm             |
| $\gamma_1$                  | Coefficiente de acoplamento (método- $\gamma$ )   | —                 |
| $I_{eff}$                   | Momento de inércia efetivo da seção composta  | mm <sup>4</sup>   |
| $E_w$                       | Módulo de elasticidade do CLT   | GPa               |
| $y_{base}$                  | Distância da linha neutra efetiva (LNE) até a fibra inferior do CLT                                   | mm                |

## SUMÁRIO

|   |           |
|---|-----------|
| <b>1. INTRODUÇÃO .....</b>                                  | <b>12</b> |
| 1.1 Objetivos .....   | 14        |
| 1.1.1 Objetivo geral  |           |
| 1.1.2 Objetivo específico .....                             | 14        |
| <b>2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....</b>                        | <b>15</b> |
| <b>3. METODOLOGIA .....</b>                                 | <b>30</b> |
| <b>4. RESULTADOS .....</b>                                  | <b>38</b> |
| 4.1 Validação do Modelo Numérico .....                      | 38        |
| 4.2 Resultados Gerais do Estudo Paramétrico .....           | 39        |
| 4.3 Influência da Geometria na Rigidez Global .....         | 39        |
| 4.4 Rigidez e Resistência Global .....                      | 42        |
| 4.5 Ductilidade e Mecanismos de Falha .....                 | 46        |
| 4.6 Análise da Interface e Validação da Ação Composta ..... | 50        |
| <b>5. CONCLUSÃO .....</b>                                   | <b>51</b> |

## 1. INTRODUÇÃO

A indústria da construção, responsável por um terço das emissões globais de CO<sub>2</sub>, é um dos principais motores da crise climática (UNITED NATIONS ENVIRONMENT PROGRAMME, 2024). O uso intensivo de materiais não renováveis, processos energeticamente ineficientes e a geração de grandes volumes de resíduos agravam ainda mais esse problema. Nesse contexto, a madeira se destaca como um material de construção com baixo impacto ambiental, capaz de sequestrar carbono atmosférico durante o crescimento das árvores. Além disso, a construção em madeira exige menos energia durante o processo construtivo e gera menos resíduos em comparação com outras soluções convencionais. Essa alternativa sustentável contribui para a mitigação das mudanças climáticas e para a construção de um futuro mais verde.

A construção em madeira maciça (MTC) tem se destacado como uma alternativa sustentável e eficiente na engenharia civil, por empregar produtos de madeira maciça engenheirada, conhecidos internacionalmente como *Mass Timber Products* (MTP), como elementos estruturais principais. Esses produtos apresentam diversas vantagens, entre elas o excelente desempenho térmico e acústico, a rapidez na execução e a redução de resíduos e emissões durante o processo construtivo (KREMER; SYMMONS, 2015). Entre os principais tipos de MTP, destaca-se a Madeira Lamelada Colada Cruzada (MLCC), do inglês *Cross-Laminated Timber* (CLT).

O painel de CLT é constituído de um número geralmente ímpar de camadas de madeira serrada empilhadas e coladas transversalmente, em ângulos perpendiculares (CRIELAARD *ET AL.*, 2019). A fixação intercalada de placas de madeira pode reduzir o comportamento anisotrópico e aumentar a integridade estrutural da madeira (SIDDIKA *ET AL.*, 2021). Estes painéis apresentam vantagens como uma relação resistência/peso elevada, o que resulta em cargas de fundação reduzidas, levando a uma economia de tempo e esforço durante a construção (HADIGHEH *ET AL.*, 2021). Além disso, eles permitem a redução do consumo de materiais e dos custos de fundação. No entanto, no que se refere à estabilidade

estrutural, resistência a incêndios e resposta dinâmica, este material não se comporta satisfatoriamente (BAO *ET AL.*, 2022).

A adição de uma camada de concreto aos painéis de CLT tem o potencial de superar algumas limitações observadas tanto nos pisos de CLT quanto no concreto armado tradicional, resultando em um desempenho superior ao que os materiais isolados podem oferecer (DIAS *ET AL.*, 2016). Esse processo dá origem ao compósito CLT-concreto, um tipo de "*timber-concrete composite*" (TCC), que combina as melhores características de cada material. A camada superior de concreto oferece alta resistência à compressão, enquanto a camada inferior de madeira proporciona excelente resistência à tração e flexão (MAI; PARK; LEE, 2018). Os pisos de CLT podem ser significativamente melhorados em vários aspectos, como rigidez, capacidade de carga, resistência à flexão e deflexão, comportamento dinâmico, além de isolamento térmico e acústico (DIAS *ET AL.*, 2016). Além disso, o uso de sistemas TCC permite a construção de vãos mais longos (HADIGHEH; DIAS-DA-COSTA, 2020).

Embora os benefícios dos sistemas CLT-concreto sejam reconhecidos, são necessários estudos na avaliação detalhada do desempenho estrutural desses compósitos, especialmente utilizando simulação numérica como o Método dos Elementos Finitos (MEF). Conforme demonstrado por KHORSANDNIA *ET AL.* (2014), o MEF representa uma ferramenta robusta e precisa para a análise numérica e otimização de projeto de estruturas compostas madeira-concreto, oferecendo vantagens significativas em relação a métodos experimentais que são dispendiosos e demorados. Com o MEF, é possível modelar cada componente do sistema com precisão, considerando as propriedades materiais, a geometria e as condições de carga, permitindo uma compreensão detalhada do comportamento estrutural dos painéis CLT-concreto.

**Figura 1** – Painel de CLT-Concreto.



**Fonte:** Tannert (2025)

As simulações numéricas emergem como ferramenta fundamental para otimizar o projeto de elementos CLT-concreto, reduzindo a dependência de testes experimentais dispendiosos. Ao simular o comportamento desses elementos sob diversas condições, é possível explorar detalhadamente a influência de parâmetros como a espessura da laje de concreto e o número de camadas de CLT, identificando as combinações mais eficientes para maximizar o desempenho estrutural.

## **1.1 Objetivos**

### **1.1.1 Objetivo geral**

O objetivo desta pesquisa foi analisar o comportamento estrutural de painéis CLT-concreto sob diferentes condições de carregamento, considerando as não linearidades físicas, geométricas e de contato.

### **1.1.2 Objetivo específico**

Os objetivos específicos desta pesquisa são:

(a) Desenvolver e validar um modelo numérico de painéis CLT-concreto por meio do método dos elementos finitos, utilizando o software Abaqus®, calibrado com dados experimentais da literatura;

(b) Simular e caracterizar a influência da espessura da laje de concreto e do número de camadas de CLT no comportamento estrutural dos painéis;

(c) Analisar as curvas força-deslocamento para compreender o comportamento não linear do sistema;

(d) Avaliar as variações na rigidez e na resistência à flexão decorrentes das diferentes combinações de parâmetros;

(e) Interpretar criticamente a influência desses fatores na ductilidade global dos painéis CLT-concreto

## 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A madeira apresenta comportamento mecânico marcadamente anisotrópico, com propriedades físicas e mecânicas que variam de forma significativa conforme a direção considerada em relação às fibras e aos anéis de crescimento. Essa característica decorre diretamente de sua estrutura celular hierárquica e orientada, amplamente descrita na literatura clássica de mecânica da madeira, como nos estudos de BODIG e JAYNE (1982).

A madeira objeto deste estudo corresponde à espécie o *spruce* (*Picea glauca*), uma conífera com caracterização mecânica vasta na literatura técnica. Para fins de análise estrutural, adota-se a hipótese de ortotropia retilínea para representar o comportamento anisotrópico natural da madeira, seguindo a premissa de MASCIA E LAHR (2006). Este modelo define três direções ortogonais (longitudinal, radial e tangencial) e é recorrente na simulação de painéis de CLT, dada sua eficácia na representação do comportamento do material em métodos de elementos finitos.

Do ponto de vista constitutivo, o comportamento elástico ortotrópico da madeira é descrito por uma matriz de rigidez composta por nove constantes independentes, abrangendo três módulos de elasticidade, três de cisalhamento e os respectivos coeficientes de Poisson. Essa formulação, sistematizada por BODIG E JAYNE (1982), alinha-se aos parâmetros normativos europeus. Conforme o EUROCODE 5 (EN 1995-1-1), que rege o projeto de estruturas de madeira, e a norma de classificação EN 338:2016, coníferas da classe C24, frequentemente adotadas como referência para espécies como o *spruce* apresentam módulo de elasticidade paralelo às fibras ( $E_0$ ) da ordem de 11.000 MPa. Já o módulo perpendicular às fibras ( $E_{90}$ ) situa-se, tipicamente,

entre 350 e 400 MPa, resultando em uma razão de ortotropia  $\frac{E_0}{E_{90}}$  próxima de 30. Essa acentuada disparidade de rigidez, corroborada por compilações experimentais como as de MIRIANON *ET AL.* (2008), fundamenta a necessidade de utilizar matrizes ortotrópicas completas na modelagem numérica de painéis de CLT e sistemas mistos madeira-concreto.

Ao se considerar o comportamento não linear, torna-se imprescindível o emprego de critérios de plasticidade aptos a representar a anisotropia intrínseca da madeira. Nesse contexto, destaca-se o critério de escoamento proposto por HILL (1950), que generaliza a formulação de von Mises para materiais com propriedades mecânicas distintas em cada direção principal. Essa abordagem introduz coeficientes anisotrópicos que ponderam as componentes de tensão em função da resistência direcional do material. Estudos recentes de modelagem numérica em painéis de CLT, como o desenvolvido por ALVES *ET AL.* (2024), demonstram que a calibração desses coeficientes a partir das resistências paralela e perpendicular às fibras permite que o modelo capture explicitamente a reduzida capacidade resistente da madeira nas direções radial e tangencial, quando comparadas à direção longitudinal.

Do ponto de vista computacional, a implementação do critério de Hill em ambientes de elementos finitos, como o software Abaqus®, exige rigor na definição dos coeficientes de potencial plástico ( $R_{ij}$ ) para diferenciar os estados de tensão associados às direções L, R e T. Conforme discutido por ALVES *ET AL.* (2024), essa calibração assegura que a superfície de escoamento seja mais restritiva nas direções de menor resistência, representando adequadamente a vulnerabilidade das camadas transversais do CLT sob solicitações de tração ou compressão perpendicular. Dessa forma, o critério de Hill consolida a base teórica para a descrição da resposta plástica e dos mecanismos de falha adotados na metodologia deste trabalho, utilizando como parâmetros de entrada as resistências características da classe C24 prescritas na norma EN 338.

A definição dos coeficientes de Poisson é crítica na modelagem tridimensional, pois reflete o acoplamento entre deformações longitudinais e transversais, característica marcante em coníferas do grupo *spruce*. Embora dados experimentais possam sugerir valores elevados, a aproximação à incompressibilidade pode gerar travamento volumétrico e instabilidades de convergência em *softwares* FEM. Para mitigar esse risco numérico sem comprometer a coerência física, adota-se o valor

limite de  $\nu = 0,48$ , conforme empregado com sucesso por BAO ET AL. (2022). Essa simplificação estratégica assegura a robustez computacional do modelo e, como demonstrado pelos autores, mantém a precisão dos resultados em comparação a ensaios experimentais de lajes mistas CLT-concreto

Um aspecto crítico da ortotropia em coníferas, com impacto determinante no desempenho de painéis de CLT, é o cisalhamento rolante (*rolling shear*). Esse fenômeno é governado pelo módulo de cisalhamento no plano radial-tangencial ( $G_{rt}$ ), que apresenta magnitude significativamente inferior aos demais módulos de rigidez. Enquanto as direções longitudinais oferecem alta resistência, revisões experimentais e a própria norma EN 338 indicam que o  $G_{rt}$  para espécies do grupo *spruce-pine-fir* assume valores extremamente reduzidos, frequentemente inferiores a 50 MPa em formulações analíticas conservadoras. Essa baixa rigidez transversal resulta em um perfil de deformação não linear ao longo da espessura do painel, conhecido como efeito *zig-zag*. Tal comportamento invalida a hipótese clássica de seções planas, teoria de Euler-Bernoulli, e impõe a necessidade de modelos numéricos refinados, capazes de capturar explicitamente as distorções por cisalhamento entre as camadas longitudinais e transversais.

A relevância do cisalhamento rolante é amplificada quando o painel de CLT integra um sistema misto com concreto. Observações experimentais e numéricas, como as apresentadas por BAO ET AL. (2022), indicam que a deformabilidade das lamelas transversais influencia diretamente a rigidez global do compósito, afetando as deflexões em serviço e podendo precipitar modos de falha que alteram a resposta conjunta com a laje de concreto. Dessa forma, a definição explícita do módulo  $G_{rt}$ , aliada à calibração criteriosa dos coeficientes de Poisson e à adoção do critério de escoamento de Hill, consolida a fundamentação mecânica necessária para representar a madeira de coníferas da classe C24. Esse tripé constitutivo permite simular, com precisão, o comportamento ortotrópico do material em análises numéricas avançadas de painéis híbridos CLT-concreto.

O concreto é classificado, no âmbito da mecânica da fratura, como um material quase-frágil, cuja resposta mecânica é fortemente dependente do estado de tensão atuante. Essa característica se manifesta por uma assimetria marcante entre os comportamentos à compressão e à tração, sendo o primeiro associado a elevadas resistências e mecanismos progressivos de dano, enquanto o segundo apresenta baixa capacidade resistente e ruptura abrupta. SHAH, SWARTZ E OUYANG (1995)

destacam que essa dicotomia governa os modos de falha em estruturas de concreto e em sistemas compósitos, tornando inadequada a utilização de modelos constitutivos puramente lineares quando se busca representar estados avançados de carregamento.

Sob compressão uniaxial, o concreto apresenta um trecho inicial aproximadamente linear-elástico até cerca de 30% a 40% da resistência máxima. A partir desse ponto, a nucleação e a propagação de microfissuras na zona de transição interfacial induzem um comportamento não linear progressivo, caracterizado por um regime de endurecimento até a carga de pico, seguido por amolecimento associado à degradação da rigidez e à perda de capacidade resistente. Esse comportamento foi descrito de forma sistemática por CHEN E HAN (1988) e constitui a base para a compreensão do colapso progressivo em elementos comprimidos.

Em tração, por outro lado, a resposta do concreto é dominada pela fragilidade. A resistência nesse regime corresponde tipicamente a cerca de 10% da resistência à compressão, e a falha ocorre de forma abrupta, com limitada dissipação de energia. KARIHALOO (1995) observa que a coalescência de fissuras sob tração conduz rapidamente à perda de integridade do material. Esse comportamento torna-se crítico em análises refinadas, pois, mesmo quando o elemento é projetado para atuar sob compressão, efeitos indiretos de flexão e a interação com outros materiais podem induzir tensões de tração localizadas capazes de precipitar a ruptura.

A concepção de sistemas mistos madeira-concreto fundamenta-se na complementaridade mecânica entre os materiais. Nesse contexto, a caracterização isolada, embora necessária, não é suficiente para descrever o comportamento estrutural global do elemento, uma vez que a resposta em flexão decorre da atuação conjunta das camadas através da interface mecânica (CECCOTTI, 1995; FRAGIACOMO ET AL., 2007). No sistema proposto, o concreto, usualmente disposto na região superior da seção, atua predominantemente como ala comprimida, explorando sua elevada rigidez e resistência, enquanto o painel de CLT assume os esforços na região tracionada, onde a ortotropia e o cisalhamento rolante da madeira exercem influência direta (CLOUSTON, 2019; LUKASZEWSKA ET AL., 2010). Essa diferenciação funcional fundamenta, na literatura, a adoção de modelos constitutivos distintos na simulação numérica: critérios anisotrópicos (Hill) para o CLT e modelos de dano plástico (CDP) para o concreto, conforme validado por FRAGIACOMO & CECCOTTI (2006) E BAO ET AL. (2022).

No contexto de painéis híbridos CLT-concreto, a representação fiel dessas não linearidades é essencial. Modelos elásticos lineares mostram-se incapazes de capturar a redistribuição de esforços que ocorre após o início da fissuração, especialmente nas regiões de ancoragem dos conectores, onde surgem estados complexos de tensão e concentração de deformações. ALVES *ET AL.* (2024) corroboram essa necessidade, indicando que a simplificação excessiva desses efeitos pode conduzir à subestimação do dano no concreto e a uma representação inadequada da interação mecânica com a madeira.

Diante desse cenário, o modelo *Concrete Damaged Plasticity* (CDP) consolida-se como a formulação constitutiva mais adequada para análises numéricas avançadas. Proposto originalmente por LUBLINER *ET AL.* (1989) e estendido por LEE E FENVES (1998), o CDP integra conceitos de plasticidade não associativa, modificando o critério de Drucker-Prager, com a mecânica do dano contínuo. Essa abordagem permite simular simultaneamente deformações plásticas irreversíveis e a degradação da rigidez elástica, capturando inclusive a recuperação de rigidez (*stiffness recovery*) associada ao fechamento de fissuras sob reversão de cargas cíclicas.

O cerne da formulação reside no desacoplamento entre a deformação plástica e as variáveis escalares de dano ( $d_c$  e  $d_t$ ), que penalizam a rigidez elástica inicial do material. Nesse modelo, a tensão efetiva passa a refletir a perda de integridade da matriz cimentícia à medida que o dano evolui, distinguindo os mecanismos de fratura dominados pela tração daqueles de esmagamento sob compressão. A introdução de variáveis de dano independentes para esses dois regimes permite reproduzir, de forma consistente, a marcante assimetria observada experimentalmente no comportamento do concreto fissurado, conforme detalhado por SPOZITO *ET AL.* (2024).

Já a superfície de escoamento baseia-se em uma formulação hiperbólica no espaço de tensões meridional (plano  $p - q$ ), dependente da pressão hidrostática. Essa geometria, descrita matematicamente no Apêndice A de SPOZITO *ET AL.* (2024), foi concebida para suavizar as singularidades típicas do critério de Mohr-Coulomb e capturar o aumento da resistência do concreto sob confinamento. Diferentemente de modelos de plasticidade associada, o CDP emprega uma regra de fluxo não associada, onde o potencial plástico ( $G$ ) difere da função de escoamento ( $F$ ), o que

permite controlar de forma realista a expansão volumétrica inelástica (dilatância) sob compressão (DASSAULT SYSTÈMES, 2012)

A calibração do modelo requer a definição criteriosa de parâmetros escalares que governam a geometria da superfície de escoamento e a evolução do fluxo plástico. Entre eles, o ângulo de dilatância ( $\psi$ ) regula a expansão volumétrica inelástica do material, exercendo influência direta sobre a ductilidade observada nas simulações, enquanto a excentricidade ( $\epsilon$ ) define a taxa de suavização da função potencial plástico ao se aproximar da assíntota. A relação entre as resistências biaxial e uniaxial ( $\frac{f_{b0}}{f_{c0}}$ ) incorpora os efeitos de ganho de resistência por confinamento multiaxial, e o coeficiente  $K_c$  ajusta a forma da superfície de falha no plano desviatório, assegurando sua convexidade. Valores consagrados na literatura experimental, como os estabelecidos por KUPFER, HILSDORF E RUSCH (1973), e sistematizados em revisões numéricas recentes por SPOZITO *ET AL.* (2024), são adotados neste trabalho por sua comprovada robustez e consistência física na representação de elementos de concreto armado

Para mitigar instabilidades numéricas inerentes ao regime de amolecimento (*softening*), o modelo incorpora um parâmetro de viscosidade ( $\mu$ ) para regularização viscoplástica das equações constitutivas. Essa técnica permite que o estado de tensão ultrapasse ligeiramente a superfície de escoamento durante incrementos de tempo muito curtos, suavizando a resposta tangente no pós-pico. Tal abordagem favorece a convergência do algoritmo incremental-iterativo sem comprometer a representatividade física dos resultados, desde que adotados valores reduzidos, conforme as recomendações de calibração estabelecidas por SZCZECINA E WINNICKI (2017)

A definição completa do comportamento constitutivo no CDP exige, adicionalmente, a especificação das curvas tensão-deformação uniaxiais. Para a compressão, emprega-se a formulação analítica de CARREIRA E CHU (1985), amplamente reconhecida por descrever com precisão tanto o ramo ascendente de endurecimento quanto o descendente de *softening*, utilizando parâmetros físicos acessíveis como a resistência à compressão e o módulo de elasticidade. No regime de tração, todavia, a definição direta de tensão-deformação pode induzir dependência de malha devido à localização das deformações. Para mitigar esse efeito, adota-se a abordagem baseada na energia de fratura ( $G_f$ ), fundamentada na mecânica da fratura

de Hillerborg e incorporada ao *Model Code for Concrete Structures* (CEB-FIP, 2010). Esse método regulariza a dissipação de energia sobre um comprimento característico do elemento finito, assegurando a objetividade da resposta numérica independente do refinamento da discretização.

Para SPOZITO *ET AL.* (2024) a aplicação criteriosa do modelo CDP em painéis CLT-concreto permite capturar fenômenos governantes, como o fissuramento progressivo induzido por concentrações de tração localizadas, a plastificação nas regiões de contato com os conectores e a consequente redistribuição de esforços entre os materiais. Dessa forma, a formulação fornece a base constitutiva necessária para analisar, de forma realista, a evolução da rigidez global e os mecanismos de falha em sistemas mistos, alinhando-se diretamente aos objetivos e à metodologia numérica adotados neste trabalho.

A associação estrutural entre madeira e concreto fundamenta-se no conceito de ação composta (*composite action*), no qual dois materiais com propriedades mecânicas distintas passam a atuar conjuntamente por meio de uma interface capaz de transferir esforços. Conforme sistematizado nos trabalhos clássicos de CECCOTTI (1995) e posteriormente aprofundado por FRAGIACOMO *ET AL.* (2007), essa cooperação estrutural em sistemas CLT-Concreto permite explorar simultaneamente a elevada resistência à compressão do concreto e o desempenho favorável da madeira sob tração, resultando em seções significativamente mais eficientes do que a soma de suas partes isoladas.

O ganho de desempenho promovido por essa ação conjunta está diretamente relacionado à redistribuição das tensões internas na seção transversal. Estudos analíticos e experimentais, como os conduzidos por FRAGIACOMO E CECCOTTI (2006) e CLOUSTON (2019), demonstram que, ao posicionar o concreto na região superior (compressão) e o CLT na inferior (tração), aumenta-se o braço interno das forças resistentes. Essa configuração eleva substancialmente a rigidez à flexão do sistema ( $EI$ ), conduzindo a menores deslocamentos e garantindo um desempenho superior em estados limites de serviço.

Apesar desse potencial teórico, CECCOTTI (1995) alerta que a compatibilidade perfeita de deformações entre madeira e concreto raramente é alcançada na prática. Diferentemente de elementos monolíticos, os sistemas mistos conectados por meios discretos apresentam um deslizamento relativo (*interlayer slip*) na interface, o que impede a transferência integral dos esforços e gera uma descontinuidade no perfil de

deformações. Dessa forma, a resposta estrutural deve ser interpretada sob a ótica da ação composta parcial, um regime que se situa em um espectro contínuo entre os limites teóricos de não-interação e interação total.

No limite inferior desse espectro, correspondente à ausência de interação, as camadas deslizam livremente uma sobre a outra, comportando-se como elementos independentes. LUKASZEWSKA ET AL. (2010) destacam que, nesse cenário, cada material flete em torno de seu próprio eixo neutro, limitando a rigidez global à soma algébrica das rigidezes individuais ( $EI_{\text{eff}} = E_c I_c + E_w I_w$ ). Tal comportamento resulta em eficiência mínima e deslocamentos excessivos, servindo apenas como referência teórica basal, uma vez que é inaceitável para o dimensionamento prático.

No extremo oposto, a hipótese de interação total pressupõe aderência perfeita e nulidade do deslizamento relativo. Sob essa condição idealizada, o sistema comporta-se como uma seção monolítica, regida por um único eixo neutro global, o que valida a aplicação do método clássico da seção transformada. Embora útil para estimar o limite superior de rigidez em análises preliminares, FRAGIACOMO E CECCOTTI (2006) ressaltam que a conexão infinitamente rígida exigida por esse modelo é fisicamente inatingível em sistemas reais, onde a deformabilidade dos conectores é inerente ao comportamento estrutural.

Entre os cenários limites de total aderência e completa independência, situa-se o comportamento real dos painéis CLT-Concreto, regido pelo conceito de interação parcial. Conforme elucidado por FRAGIACOMO ET AL. (2007), esse regime caracteriza-se pela transferência efetiva de fluxo de cisalhamento, porém condicionada à ocorrência de deformações diferenciais na interface. Essa flexibilidade da conexão implica que as camadas de madeira e concreto não compartilham necessariamente a mesma curvatura, resultando em uma rigidez à flexão efetiva que, segundo as análises de CLOUSTON (2019), assume valores intermediários entre os casos não composto e totalmente composto, dependendo diretamente da rigidez dos conectores empregados.

A manifestação física mais evidente dessa interação parcial é o deslizamento relativo (*slip*) na interface madeira-concreto. Conforme observado por CECCOTTI (1995), esse fenômeno decorre do desequilíbrio de rigidez entre os materiais somado à deformabilidade natural do sistema de conexão, gerando gradientes de tensão distintos ao longo do comprimento do elemento. Como consequência direta, FRAGIACOMO ET AL. (2007) alertam que a presença desse deslizamento invalida a

hipótese clássica de seções planas (Navier-Bernoulli) para o sistema global, alterando substancialmente a distribuição de tensões normais e cortantes quando comparada a uma seção monolítica

Do ponto de vista global, o principal efeito estrutural da interação parcial é a redução da rigidez efetiva à flexão quando comparada ao caso ideal de interação total. CLOUSTON (2019) destaca que essa redução não é estática, mas depende intrinsecamente do nível de cooperação mecânica, tendendo a se intensificar com o aumento do vão e a acumulação de deformações ao longo do elemento. Assim, a rigidez deixa de ser uma propriedade puramente geométrica da seção transversal para refletir o comportamento mecânico conjunto do sistema, uma complexidade fenomenológica evidenciada nas análises experimentais e numéricas de painéis madeira-concreto conduzidas por BAO *ET AL.* (2022).

Com o objetivo de representar de forma simplificada, porém fisicamente consistente, o comportamento intermediário da interação parcial, o EUROCODE 5 (EN 1995-1-1, 2004) formaliza o Método Gama. Essa abordagem introduz um coeficiente adimensional  $\gamma$  que, segundo a sistematização de CECCOTTI (1995), quantifica a eficiência da ação composta ao expressar a fração da rigidez máxima teoricamente mobilizável que é efetivamente alcançada pelo sistema. Ao permitir a interpretação do comportamento estrutural como uma interpolação contínua entre os casos limites de ausência de interação e interação total, o método incorpora explicitamente o efeito do deslizamento interfacial. Sua grande vantagem reside na dispensa da resolução de sistemas diferenciais acoplados, mantendo uma relação algébrica direta entre a rigidez efetiva da seção e os parâmetros de arranjo e rigidez dos conectores.

Conforme discutido por FRAGIACOMO *ET AL.* (2007), embora concebido originalmente como ferramenta de dimensionamento, o Método Gama possui elevada relevância conceitual. Ele serve como referência teórica fundamental (*benchmark*) para a avaliação da rigidez efetiva, dos deslocamentos e da redistribuição de esforços, balizando a interpretação de resultados provenientes de modelos numéricos mais complexos aplicados a painéis CLT-concreto, uma prática de validação corroborada por estudos de BAO *ET AL.* (2022) e CLOUSTON (2019)

Um dos efeitos diretos dessa interação parcial é o deslocamento da posição da linha neutra da seção composta em relação àquela prevista sob a hipótese de interação total. Esse fenômeno, amplamente discutido na literatura clássica por CECCOTTI (1995) e FRAGIACOMO *ET AL.* (2007), decorre da descontinuidade no

diagrama de deformações gerada pelo deslizamento na interface. As análises teóricas e experimentais conduzidas por CLOUSTON (2019) e LUKASZEWSKA *ET AL.* (2010) demonstram que, à medida que a eficiência da conexão diminui, a linha neutra global perde sua unicidade e tende a bifurcar-se em direção aos centroides de rigidez individual de cada camada. Esse deslocamento altera significativamente a distribuição de tensões normais, reduzindo a participação do material complementar, e impacta diretamente a magnitude das deformações máximas, afetando tanto a verificação de estados limites de serviço quanto a capacidade de carga na ruptura

Além da resposta instantânea, o comportamento mecânico dos sistemas CLT-Concreto é governado por efeitos diferidos no tempo. Conforme amplamente documentado por CECCOTTI (2002) e FRAGIACOMO e CECCOTTI (2006), a fluência (*creep*) e a retração (*shrinkage*), particularmente na camada de concreto, desempenham papel crucial na evolução das deformações. BUCHANAN e MOSS (2011) ressaltam que, enquanto a matriz cimentícia sofre aumentos progressivos de deformação sob compressão sustentada, a madeira exhibe mecanismos viscoelásticos próprios, com respostas constitutivas distintas quando solicitada à tração ou à compressão. As investigações numéricas e experimentais de FRAGIACOMO *ET AL.* (2007) e CLOUSTON (2019) demonstram que a incompatibilidade entre essas respostas reológicas gera tensões internas adicionais na interface, promovendo uma redução gradual da rigidez efetiva do sistema ao longo de sua vida útil.

Nesse contexto, a teoria da interação parcial fornece a base conceitual necessária para a modelagem numérica de painéis CLT-Concreto por meio do Método dos Elementos Finitos. Conforme estabelecido por CECCOTTI (1995) e FRAGIACOMO *ET AL.* (2007), essa abordagem permite a representação explícita da deformabilidade relativa entre os materiais, superando as limitações inerentes aos métodos analíticos simplificados. O Método Gama, por sua vez, atua como referência teórica indispensável para a validação e a interpretação dos resultados numéricos, balizando a análise da rigidez global, dos deslocamentos e da posição da linha neutra, uma estratégia metodológica amplamente empregada em estudos recentes, como os de BAO *ET AL.* (2022) e ALVES *ET AL.* (2024).

A representação computacional das camadas de concreto e madeira baseou-se na discretização do domínio em elementos finitos sólidos tridimensionais. Essa abordagem é recorrente na análise de estruturas mistas, pois, conforme indicado nos manuais do Abaqus® (DASSAULT SYSTÈMES, 2012) e discutido por HUGHES

(2000), permite a modelagem explícita da transferência de tensões entre as camadas e oferece um compromisso adequado entre custo computacional e representatividade física.

Na seleção da formulação do elemento, a literatura apresenta um importante compromisso técnico. Elementos com integração reduzida (C3D8R) são frequentemente citados para mitigar o travamento por cisalhamento (*shear locking*) em problemas de flexão (SPOZITO *ET AL.*, 2024; PUSO & SOLBERG, 2000). No entanto, estudos clássicos de BELYTSCHKO e BINDEMAN (1993) e investigações recentes em sistemas mistos (IZZI *ET AL.*, 2018) alertam que a redução dos pontos de integração pode introduzir modos de deformação espúrios de energia nula (*hourglassing*), resultando em instabilidade numérica e numa rigidez artificialmente reduzida, especialmente em estruturas laminadas sujeitas a cisalhamento transversal.

Diante dessas limitações e visando a robustez da solução frente às não linearidades materiais (dano e plasticidade), optou-se neste trabalho pela utilização do elemento C3D8 (hexaédrico linear de 8 nós com integração completa). Essa escolha alinha-se às estratégias adotadas recentemente por BAO *ET AL.* (2022) e ALVES *ET AL.* (2024), pois a integração em oito pontos de Gauss elimina a ocorrência de modos *hourglass* e garante uma avaliação consistente da matriz de rigidez (ZIENKIEWICZ & TAYLOR, 2005). A potencial rigidez excessiva inerente à integração completa foi controlada através do refinamento da malha, cuja densidade foi definida em estudo de convergência prévio, assegurando a precisão dos resultados sem comprometer a estabilidade numérica.

A interação física entre a laje de concreto e o painel de CLT foi representada por meio de pares de contato superfície-superfície (*surface-to-surface*), refletindo a natureza não monolítica da conexão. Na direção normal, a resposta é governada pela restrição de contato rígido (*Hard Contact*). Segundo a formulação clássica apresentada por WRIGGERS (2006), esse modelo impõe a condição estrita de não-penetração geométrica sob compressão, ao mesmo tempo em que permite a livre separação (*uplift*) das faces quando submetidas à tração, reproduzindo fielmente a unilateralidade do apoio existente em sistemas mistos.

No regime tangencial, a transferência de esforços é descrita pelo modelo de atrito de Coulomb, implementado numericamente através do Método de Penalidade. Essa formulação admite uma rigidez elástica inicial (*stick*) antes do deslizamento macroscópico, funcionando como uma técnica de regularização que favorece a

estabilidade da convergência. Experimentalmente, JIANG E CROCKETTI (2019) demonstram que o coeficiente de atrito na interface madeira-concreto é sensível a variáveis como a espécie da madeira, a rugosidade superficial e a pressão de contato, variabilidade que justifica a adoção de valores representativos médios em análises globais.

Fundamentado nessas premissas, adotou-se neste trabalho o coeficiente de atrito estático  $\mu = 0,57$ . Esse valor alinha-se aos intervalos validados por JACQUIER E GIRHAMMAR (2014) em estudos numéricos de sistemas madeira-concreto e busca um compromisso entre realismo físico e estabilidade computacional, prevenindo tanto a superestimação da transferência de carga por aderência quanto a ocorrência de instabilidades numéricas decorrentes de deslizamentos excessivos.

A representação geométrica explícita dos conectores metálicos através de malhas conformes implicaria elevada complexidade e custo computacional proibitivo. MIRSHEKAR *ET AL.* (2021) argumentam que tal abordagem exige um refinamento excessivo nas interfaces para tratar as descontinuidades geométricas, o que muitas vezes inviabiliza a análise de painéis em escala real. Para contornar esse obstáculo, adotou-se a técnica de região embutida (*Embedded Region*). Conforme discutido por SEDLACEK *ET AL.* (2022) no contexto de simulações no Abaqus®, esse método impõe restrições cinemáticas que acoplam os graus de liberdade translacionais dos conectores aos elementos sólidos hospedeiros (concreto e madeira). Essa abordagem permite capturar a transferência global de esforços e a ação composta do sistema de forma eficiente, eliminando a necessidade de modelagem física dos furos e dispensando o refinamento local excessivo

Por fim, a confiabilidade das previsões numéricas foi assegurada através da verificação da independência de malha, uma etapa mandatória em simulações computacionais. Conforme postulado por BATHE (2014), a convergência da solução deve ser atestada mediante refinamentos progressivos da discretização espacial, até que as variações nas métricas de interesse tornem-se assintóticas ou desprezíveis. No âmbito deste trabalho, a aplicação rigorosa desse procedimento garantiu que os campos de deslocamento e tensão obtidos refletissem genuinamente a física do sistema misto, dissociados de artefatos numéricos decorrentes da discretização.

No que tange ao comportamento mecânico, os ensaios de BAO *ET AL.* (2022) evidenciaram uma importante troca de desempenho (*trade-off*): embora a inclinação de 45° maximize a rigidez e a resistência, ela acarreta uma redução da ductilidade

pós-pico. Os autores observaram que, diferentemente das configurações verticais, os conectores inclinados exibem uma queda abrupta de rigidez após o pico de carga, comportamento que deve ser criteriosamente avaliado. Além disso, as curvas força-deslizamento obtidas nesses ensaios revelaram três estágios bem definidos, regime linear inicial, transição não linear por plastificação e degradação pós-pico, constituindo um gabarito fundamental (*benchmark*) para a validação de qualquer modelo numérico que se pretenda fisicamente representativo.

Sob a ótica da modelagem computacional, entretanto, a abordagem adotada por BAO *ET AL.* (2022) apresentou limitações ao utilizar representações simplificadas da conexão, baseadas em elementos de mola (*springs*) ou conectores unidimensionais (*wire features*) calibrados por curvas empíricas. Essa estratégia, embora eficiente para análises globais de grandes painéis, restringe a avaliação de efeitos locais complexos, como a concentração de tensões no fuste do conector e o mecanismo de contato físico direto entre o aço e a madeira, uma vez que a geometria do parafuso não é explicitamente discretizada.

Buscando superar essas simplificações e ampliar a fidelidade física das simulações, estudos mais recentes, como os conduzidos por ALVES *ET AL.* (2024), propuseram o avanço para a modelagem tridimensional completa. Nessa nova vertente, os conectores são representados como elementos sólidos deformáveis inseridos nas malhas de concreto e madeira. Essa evolução metodológica, ao capturar a interação mecânica real via algoritmos de contato e regiões embutidas mostrou-se superior na previsão de modos de falha locais e na representação da rigidez sem a dependência excessiva de curvas fenomenológicas pré-calibradas.

Diante desse panorama, o presente trabalho propõe uma integração sinérgica entre as duas vertentes: adota-se a configuração geométrica otimizada de conectores inclinados a 45°, conforme preconizado experimentalmente por BAO *ET AL.* (2022), porém implementada numericamente através da técnica de modelagem sólida tridimensional validada por ALVES *ET AL.* (2024). Essa estratégia híbrida visa aliar a eficiência estrutural comprovada da conexão inclinada à robustez preditiva da simulação 3D avançada, permitindo investigar simultaneamente o comportamento global do painel e os estados de tensão locais nos componentes de ligação.

A consistência e a fidelidade física do modelo numérico proposto por ALVES *ET AL.* (2024) fundamentam-se na escolha criteriosa das leis constitutivas. Para a representação da madeira, a adoção do critério de escoamento anisotrópico,

originalmente formulado por HILL (1950), mostrou-se indispensável, permitindo a diferenciação explícita das resistências nas direções paralela e perpendicular às fibras, uma característica intrínseca à ortotropia dos painéis de CLT. Simultaneamente, para a camada de concreto, a utilização do modelo *Concrete Damaged Plasticity* (CDP), documentado pela DASSAULT SYSTÈMES (2023), possibilitou a simulação acoplada dos fenômenos de fissuração sob tração e esmagamento plástico com dano sob compressão, capturando a degradação progressiva da rigidez do sistema

A validação desse arcabouço numérico foi consolidada quando ALVES ET AL. (2024) calibraram sua simulação frente aos dados experimentais gerados por BAO ET AL. (2022), alcançando uma correlação expressiva com divergências inferiores a 2% na reprodução das curvas força-deslizamento. Esse nível de precisão atesta a robustez da abordagem tridimensional sólida e corrobora a eficácia da associação entre os critérios constitutivos de Hill e CDP para a previsão do comportamento não linear de estruturas mistas madeira-concreto

Não obstante os progressos delineados, a revisão bibliográfica revela lacunas relevantes que motivam investigações adicionais. MORRELL, JACKSON e TANNERT (2023) observam que a maioria das pesquisas contemporâneas se restringe a geometrias específicas, frequentemente fixando a espessura da laje de concreto como uma constante. Essa limitação impede a compreensão plena da sensibilidade desse parâmetro e seu impacto na otimização da rigidez efetiva e na ductilidade global do sistema. Paralelamente, a influência da estratificação do painel, especificamente a variação no número de camadas do CLT, sobre a eficiência estrutural permanece pouco explorada. Conforme já indiciado em estudos anteriores de LUKASZEWSKA ET AL. (2010), a alteração na inércia da madeira tem potencial para modificar substancialmente a redistribuição de tensões e a posição da linha neutra sob o regime de ação composta parcial.

No ambiente de simulação por elementos finitos, conceitos clássicos da teoria estrutural, como rigidez efetiva, posição da linha neutra e ductilidade global, são operacionalizados através de grandezas extraídas diretamente da solução numérica. Conforme fundamentado teoricamente por BATHE (2006) e REDDY (2006), parâmetros abstratos tornam-se mensuráveis via curvas força-deslocamento, campos de deformação e integrais de energia. O deslizamento relativo na interface, por exemplo, é quantificado pela diferença de deslocamentos tangenciais entre nós

coincidentes das superfícies de madeira e concreto, enquanto a rigidez global é determinada pela inclinação inicial da resposta carga-flecha. A adoção desses procedimentos, alinhada às práticas de validação de BAO *ET AL.* (2022) e ALVES *ET AL.* (2024), assegura que os resultados computacionais mantenham estrita coerência física com a teoria da ação composta e com os indicadores de desempenho consagrados na literatura.

Adicionalmente, nota-se uma escassez de investigações que correlacionem de forma integrada os efeitos da variação geométrica do CLT e da laje de concreto com métricas globais de desempenho estrutural fundamentais, tais como rigidez secante, ductilidade e energia de deformação. Essa lacuna, enfaticamente destacada por QU *ET AL.* (2016), evidencia que a ausência de estudos paramétricos sistemáticos dificulta a formulação de diretrizes claras para o dimensionamento otimizado de painéis CLT-Concreto.

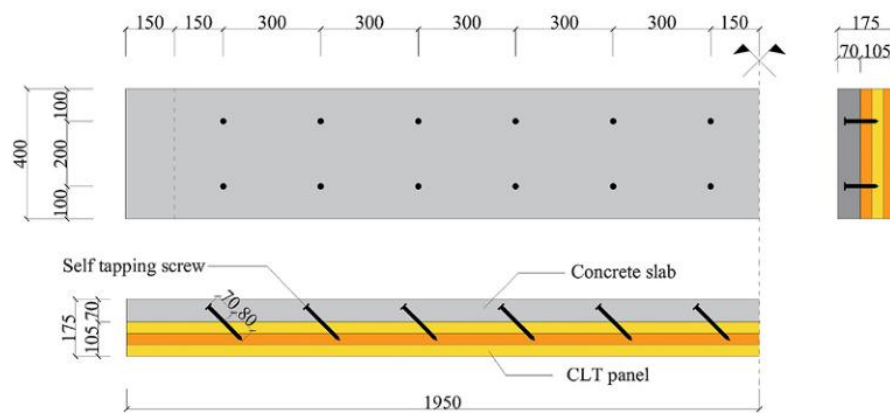
Para assegurar a comparabilidade com o estado da arte, a avaliação de desempenho proposta neste estudo segue os critérios métricos consagrados na literatura internacional, conforme estabelecido por FRANGI *ET AL.* (2007) e BAO *ET AL.* (2022). A adoção de parâmetros unificados, especificamente a rigidez inicial de serviço, a capacidade de carga última e a ductilidade global, permite quantificar a eficiência da conexão e estabelecer um paralelo direto com resultados experimentais e numéricos preexistentes. Adicionalmente, incorpora-se a análise da energia interna dissipada como indicador de robustez, em consonância com as diretrizes de modelagem avançada discutidas por ALVES *ET AL.* (2024) e SEDLACEK *ET AL.* (2022).

Nesse contexto, a contribuição original deste trabalho reside na realização de um estudo paramétrico sistemático voltado ao preenchimento das lacunas geométricas identificadas. Por meio de uma estratégia de modelagem híbrida que alia a configuração otimizada de conectores inclinados à precisão da representação tridimensional sólida, investiga-se a influência da espessura da laje de concreto e da estratificação do painel de CLT sobre a rigidez efetiva e os mecanismos de falha. Essa abordagem busca extrapolar as conclusões pontuais de ensaios laboratoriais e fornecer subsídios quantitativos acerca do impacto dessas variáveis de projeto no comportamento global de sistemas mistos madeira-concreto.

### 3. METODOLOGIA

Para a validação e o estudo paramétrico subsequente, foi empregado o *software* de Elementos Finitos (FEM) Abaqus®, adotando como referência geométrica e de calibração o corpo de prova TN1/20-12-300 usado em um ensaio de flexão em quatro pontos investigado experimentalmente por BAO *ET AL.* (2022). Todas as dimensões do corpo de prova apresentadas a seguir estão em milímetros (mm).

**Figura 2** – Geometria do Corpo de prova TN1/20-12-300.



**Fonte:** Bao *et al.* (2022)

Cada componente do corpo de prova (concreto, CLT e conectores) foi modelado individualmente, incorporando as não linearidades características de cada material. Duas lamelas do CLT foram modeladas separadamente no módulo *Part*, representando as direções transversal e longitudinal das fibras. No módulo *Property*, utilizou-se a ferramenta *Assign Material Orientation* para definir a orientação correta das fibras em cada camada, assegurando o comportamento ortotrópico do painel. Aproveitando as simetrias geométricas, de carregamento e de contorno, apenas metade do painel foi modelada, explorando um plano de simetria central, o que permitiu otimizar o tempo computacional sem comprometer a precisão dos resultados.

O painel de CLT foi simulado no Método dos Elementos Finitos (MEF) como um material elastoplástico ortotrópico, utilizando as propriedades da madeira *Spruce* (*Picea glauca*), da classe de resistência C24, conforme a documentação de BAO *ET AL.* (2022). O comportamento elástico é regido por propriedades distintas nas direções longitudinal ( $E_1$ ), radial ( $E_2$ ) e tangencial ( $E_3$ ), além dos respectivos módulos de cisalhamento ( $G_{12}$ ,  $G_{13}$  e  $G_{23}$ ).

O Módulo de Elasticidade na direção paralela à fibra ( $E_1$ ) foi adotado como 11.000 MPa, em conformidade com a norma EN 338. As demais propriedades elásticas ortotrópicas, essenciais para capturar o efeito do *rolling shear*, foram calculadas conforme as Equações 1, 2 e 3

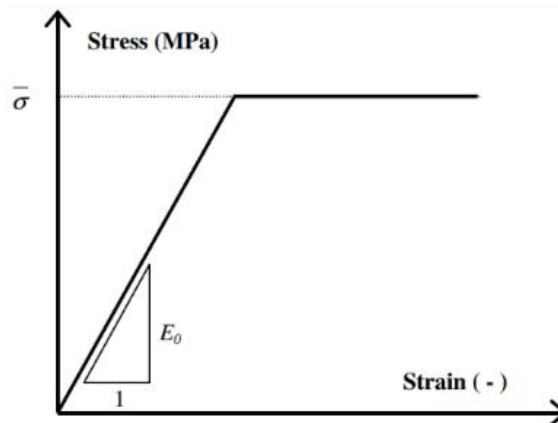
$$E_0 = E_{xx} = 30E_{yy} = 30E_{zz} \quad (1)$$

$$G_{xy} = G_{xz} = \frac{E_{xx} + E_{yy}}{32} \quad (2)$$

$$G_{yz} = \frac{E_{yy} + E_{zz}}{32} \quad (3)$$

O comportamento não linear da madeira foi modelado utilizando um critério de escoamento ortotrópico de Hill, associado ao endurecimento isotrópico e seguindo um modelo constitutivo bilinear, conforme ilustrado na Figura 3.

**Figura 3** – Modelo construtivo adotado para a madeira.



**Fonte:** Jiang e Crocetti (2019)

A tensão de escoamento na direção paralela à fibra ( $\sigma_1$ ) e a tensão de escoamento equivalente ( $\sigma_{is0}$ ) foram ambas definidas como 35,8 Mpa.

Para capturar a anisotropia da plastificação, foram determinados seis coeficientes de plasticidade ( $R_{ij}$ ), calculados com base na relação entre as tensões de escoamento direcionais ( $\sigma_{ij}$ ) e a tensão equivalente ( $\sigma_{is0}$ ), conforme as equações 4, 5 e 6.

$$R_{11} = \frac{\sigma_0}{\sigma_{eq}} \quad (4)$$

$$R_{22} = R_{33} = \frac{\sigma_{90}}{\sigma_{eq}} \quad (5)$$

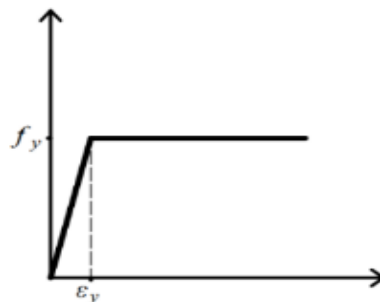
$$R_{12} = R_{13} = R_{23} = \frac{\sqrt{3}\sigma_v}{\sigma_{eq}} \quad (6)$$

Nos modelos de elementos finitos (EF), foi empregado o modelo Concrete Damaged Plasticity (CDP) para considerar o comportamento plástico e o dano no concreto. O modelo CDP, baseado nos critérios de Drucker-Prager, é uma abordagem constitutiva multi-axial consolidada e especialmente aplicável ao concreto armado estrutural. As propriedades elásticas do concreto foram definidas com um Módulo de Elasticidade de 30.000 MPa e um coeficiente de Poisson de 0,2.

Para a configuração do modelo, foram definidos os seguintes parâmetros de plasticidade: ângulo de dilatação ( $\psi$ ) de  $35^\circ$ , excentricidade ( $\epsilon$ ) de 0,1, a razão  $\frac{\sigma_b}{\sigma_c}$  de 1,16,  $K_c$  de 0,667 e o parâmetro de viscosidade ( $\mu$ ) de 0,01. As curvas que descrevem o comportamento do concreto, incluindo tensão-deformação à compressão, dano à compressão, comportamento à tração e dano à tração, foram obtidas através do modelo constitutivo de Carreira & Chu (1985).

Os parafusos autoatarraxantes utilizados como conectores foram modelados como um material elastoplástico perfeito, caracterizado pela ausência de endurecimento após o escoamento. As propriedades mecânicas do aço, adotadas conforme a literatura técnica, são de 210Mpa para elasticidade e o coeficiente de Poisson  $\nu=0,3$ . A relação tensão-deformação bilinear assumida para os conectores é ilustrada na Figura 4, na qual o material se deforma elasticamente até o escoamento e, a partir desse ponto, admite grandes deformações plásticas sob tensão constante.

**Figura 4** – Relação tensão-deformação para os conectores de aço.



**Fonte:** Rossi *et al* (2020)

A interação entre as lamelas foi representada por uma ligação do tipo *tie*, que simula uma aderência perfeita entre as superfícies em contato, permitindo a transferência completa de tensões e deslocamentos e evitando deslizamentos relativos.

A interação entre os conectores e o painel CLT-concreto foi estabelecida usando a opção *embedded region*. Para o contato na interface entre o CLT e o concreto, considerou-se tanto o comportamento normal quanto o tangencial. Foi utilizada a opção *hard contact* para descrever o comportamento normal, enquanto a opção *penalty* foi selecionada para o comportamento tangencial, com um coeficiente de atrito de 0,57.

Para a análise, foi utilizado um modelo de meia simetria a fim de otimizar o custo computacional, aplicando as condições de contorno (BCs) em pontos de referência (*Reference Points - RPs*) acoplados às superfícies de interesse através de restrições do tipo *kinematic coupling*. O apoio foi simulado como do tipo pino (*pinned*), restringindo os deslocamentos nas direções X, Y e Z em um RP posicionado a 150 mm da extremidade do painel. O carregamento foi aplicado por meio de um deslocamento imposto em um segundo RP, localizado a 1200 mm do apoio. Adicionalmente, na face correspondente ao centro do vão do painel, foi aplicada uma condição de contorno de simetria ("XSYMM"), que restringe o deslocamento na direção X e as rotações em torno dos eixos Y e Z. A força de reação foi extraída do RP de carregamento para obter a carga aplicada, enquanto a deflexão no meio do vão foi medida no mesmo ponto, permitindo que o modelo capturasse com precisão a curva força-deslocamento do ensaio.

Para assegurar a independência da solução numérica em relação ao grau de discretização, realizou-se um teste de sensibilidade de malha com seis configurações distintas. Este procedimento buscou selecionar o tamanho de elemento mais adequado, equilibrando precisão e eficiência computacional.

O estudo consistiu na avaliação de variações na dimensão dos elementos sólidos hexaédricos de oito nós (C3D8) utilizados para modelar o concreto e o CLT, nos tamanhos de 15mm, 20mm e 25mm. Em todas as configurações testadas, os conectores metálicos foram discretizados com elementos tetraédricos de dez nós (C3D10) com dimensão fixa de 5mm, visando garantir a representação refinada da interação local.

A robustez de cada configuração foi avaliada com base em três critérios de desempenho: a força máxima atingida ( $F_{max}$ ), o erro relativo dessa força em relação ao modelo mais refinado (referência) e o tempo total de processamento (*Wallclock time*). Adicionalmente, a estabilidade numérica foi monitorada pelo número de reduções de incremento (*automatic time step reduction*), sendo que um número elevado dessas reduções indica instabilidade na convergência e menor robustez da malha.

Os resultados detalhados do teste de sensibilidade de malha são apresentados na Tabela 1.

**Tabela 1 – Teste de sensibilidade de malha.**

| Malha (mm) | Elemento | $F_{max}$ (kN) | Erro (%) | Wallclock (s) | Wallclock (min) |
|------------|----------|----------------|----------|---------------|-----------------|
| 15         | C3D8     | 70,09          | 4,76%    | 2923          | 48,7            |
| 15         | C3D8R    | 68,57          | 6,83%    | 11109         | 185,2           |
| 20         | C3D8     | 75,35          | 1,18%    | 1508          | 25,1            |
| 20         | C3D8R    | 71,38          | 3,00%    | 5552          | 92,5            |
| 25         | C3D8     | 78,64          | 6,83%    | 1021          | 17              |
| 25         | C3D8R    | 74,88          | 1,73%    | 2510          | 41,8            |

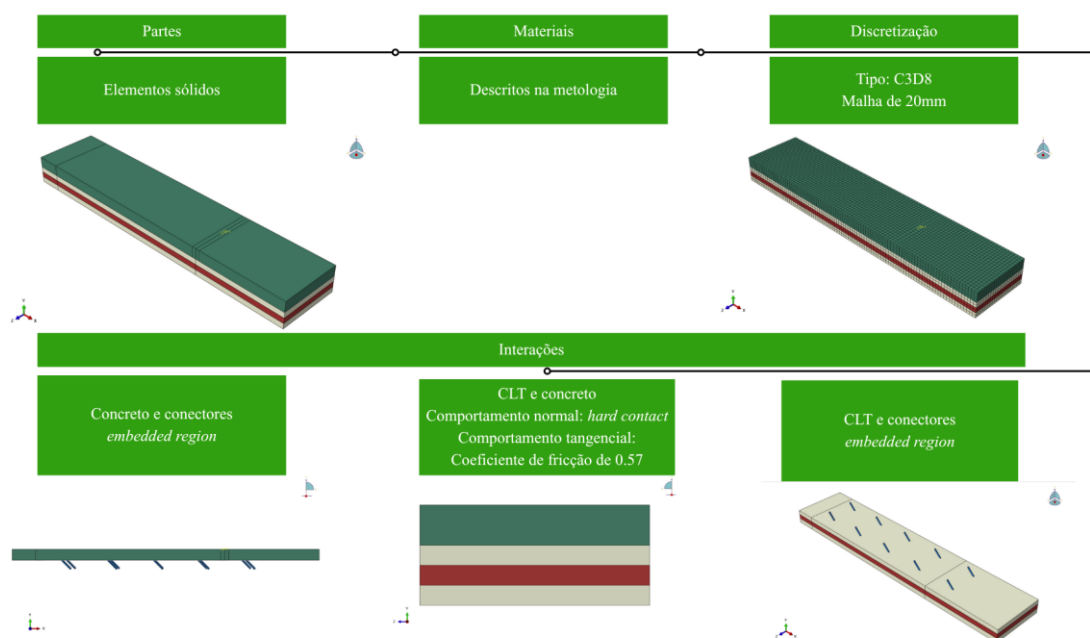
**Fonte:** Autor (2025)

A avaliação comparativa demonstrou que a malha com dimensão de 20mm, utilizando elementos hexaédricos C3D8, ofereceu o melhor desempenho global. Essa configuração combinou alta precisão, resultando em um erro de apenas 1,18% na força máxima, com um tempo de processamento otimizado (25min) e excelente estabilidade numérica (evitando reduções significativas de incremento). Embora as malhas de 15mm apresentassem precisão marginalmente superior, o aumento no tempo de processamento não se justificou. Em contrapartida, as malhas de 25 mm se mostraram menos precisas, apesar do custo computacional reduzido. Dessa forma, a configuração de 20mm com elementos C3D8 foi selecionada para todas as simulações subsequentes, por representar o melhor equilíbrio entre acurácia, estabilidade e eficiência computacional.

A transição da formulação teórica para o ambiente computacional no Abaqus® é sistematizada na Figura 5, que resume as principais etapas da construção do modelo de Elementos Finitos. O diagrama ilustra as decisões tomadas em cada módulo do *software*, desde a definição das partes (CLT, concreto, conectores) e a

aplicação da malha (C3D8 com 20 mm) até a configuração das interações que regem a ação composta parcial do sistema

**Figura 5** – Etapas e configurações do modelo numérico.



**Fonte:** Autor (2025)

Com o modelo FE validado, foi realizado um estudo paramétrico para investigar a influência da espessura da laje de concreto e da quantidade de camadas do CLT. Foram desenvolvidas dezoito simulações numéricas, combinando diferentes espessuras de laje e configurações de camadas de CLT, conforme apresentado na Tabela 2.

**Tabela 2** – Variações paramétricas adotadas.

| Código | Espessura da laje (mm) | Camadas de CLT | Comprimento (mm) | Diâmetro do conector (mm) | Ângulo de inserção do conector |
|--------|------------------------|----------------|------------------|---------------------------|--------------------------------|
| P-30-3 | 30                     | 3              | 110              | 12                        | 45                             |
| P-30-5 | 30                     | 5              | 110              | 12                        | 45                             |
| P-30-7 | 30                     | 7              | 110              | 12                        | 45                             |
| P-50-3 | 50                     | 3              | 130              | 12                        | 45                             |
| P-50-5 | 50                     | 5              | 130              | 12                        | 45                             |
| P-50-7 | 50                     | 7              | 130              | 12                        | 45                             |
| P-70-3 | 70                     | 3              | 150              | 12                        | 45                             |

|         |     |   |     |    |    |
|---------|-----|---|-----|----|----|
| P-70-5  | 70  | 5 | 150 | 12 | 45 |
| P-70-7  | 70  | 7 | 150 | 12 | 45 |
| P-80-3  | 80  | 3 | 150 | 12 | 45 |
| P-80-5  | 80  | 5 | 150 | 12 | 45 |
| P-80-7  | 80  | 7 | 150 | 12 | 45 |
| P-100-3 | 100 | 3 | 150 | 12 | 45 |
| P-100-5 | 100 | 5 | 150 | 12 | 45 |
| P-100-7 | 100 | 7 | 150 | 12 | 45 |
| P-120-3 | 120 | 3 | 150 | 12 | 45 |
| P-120-5 | 120 | 5 | 150 | 12 | 45 |
| P-120-7 | 120 | 7 | 150 | 12 | 45 |

Fonte: Autor (2025)

Nos modelos paramétricos com lajes de espessura reduzida, foi necessário ajustar o comprimento dos conectores para manter o mesmo comprimento de ancoragem na madeira. Assim, para a laje de 30 mm, adotaram-se parafusos de 110 mm, enquanto para a laje de 50 mm foram utilizados parafusos de 130 mm, garantindo em ambos os casos 80 mm de embutimento no CLT e preservando as condições de aderência e transferência de esforços por cisalhamento.

Com as simulações realizadas, foi avaliada a influência dos parâmetros investigados na ductilidade e na rigidez efetiva à flexão dos painéis. Para investigar a efetividade das conexões na distribuição de carga entre as camadas de concreto e madeira, foi avaliada a rigidez elástica efetiva à flexão do painel. Este método de análise considera a influência de várias conexões, proporcionando uma interpretação mais realista do desempenho da ligação (HADIGHEH *ET AL.*, 2021). A rigidez elástica efetiva à flexão ( $EI_{eff}$ ) foi calculada com base na Equação 7, considerando o trecho linear das curvas força-deslocamento obtidas das simulações numéricas.

$$EI_{eff} = \frac{K_e \cdot a}{48} \cdot (3 \cdot L^2 - 4 \cdot a^2) \quad (7)$$

$$K_e = \frac{\Delta F}{\Delta \delta} = \frac{0.4 \cdot F_{max} - 0.1 \cdot F_{max}}{0.4 \cdot \delta_{F_{max}} - 0.1 \cdot \delta_{F_{max}}} \quad (8)$$

Na Equação 7,  $a$  é a distância do ponto de aplicação da força  $F$  ao apoio,  $Ke$  é a razão entre o carregamento e os incrementos de deflexão no meio do vão, e  $L$  é o vão livre do painel. O  $Ke$  (Equação 8) foi determinado com base no valor da força máxima ( $F_{max}$ ) e do deslocamento relativo à força máxima ( $\delta_{F_{max}}$ ) obtidos nas simulações.

A ductilidade ( $\mu$ ) dos painéis CLT-concreto foi determinada com base na norma EN 12512 (2001), que consiste na razão entre o deslocamento associado à carga última ( $\Delta_{ult}$ ) e o deslocamento de escoamento ( $\Delta_y$ ), conforme a Equação 9.

$$\mu = \frac{\Delta_{ult}}{\Delta_y} \quad (9)$$

Momento Máximo ( $M_{max}$ ) O momento máximo suportado pelo painel, foi calculado com base na força de pico da simulação e na geometria do ensaio de quatro pontos (*four-point bending*), onde a distância do apoio ao ponto de aplicação da carga ( $a$ ) era de 1200 mm, conforme Equação 10.

$$M_{max} = \frac{F_{max}}{2} * a \quad (10)$$

A Resistência à Flexão ( $f_r$ ), representa a tensão máxima de tração ocorrida na fibra inferior do painel CLT no momento da falha. Ela foi calculada utilizando a fórmula da flexão.

$$f_r = \frac{M_{max}}{W_{eff,base}} * a \quad (11)$$

O momento máximo ( $M_{max}$ ) foi convertido para  $N * mm$  e o módulo de resistência efetivo da seção composta ( $W_{eff,base}$ ) foi determinado em  $mm^3$ , considerando a fibra inferior do painel. Para o cálculo de  $W_{eff,base}$  de cada um dos dezoito modelos, aplicou-se a teoria de vigas compostas, conhecida como método- $\gamma$ , conforme descrito no Eurocode 5 e adotado nos estudos de referência. O procedimento consistiu inicialmente na utilização do módulo de deslizamento dos conectores ( $K_{ser}$ ) obtido nos ensaios de *push-out* de BAO ET AL. (2022) como parâmetro de entrada. Em seguida, calculou-se o coeficiente de acoplamento ( $\gamma_1$ ) para cada geometria de painel e determinou-se a posição da linha neutra efetiva ( $LNE$ ). Com base nesse parâmetro, foi obtido o momento de inércia efetivo ( $I_{eff}$ ), referenciado ao módulo de elasticidade do CLT ( $E_w$ ). Por fim, o  $W_{eff,base}$  foi calculado pela relação  $\frac{I_{eff}}{y_{base}}$  em que  $y_{base}$  representa a distância da LNE até a fibra inferior do CLT.

## 4. RESULTADOS

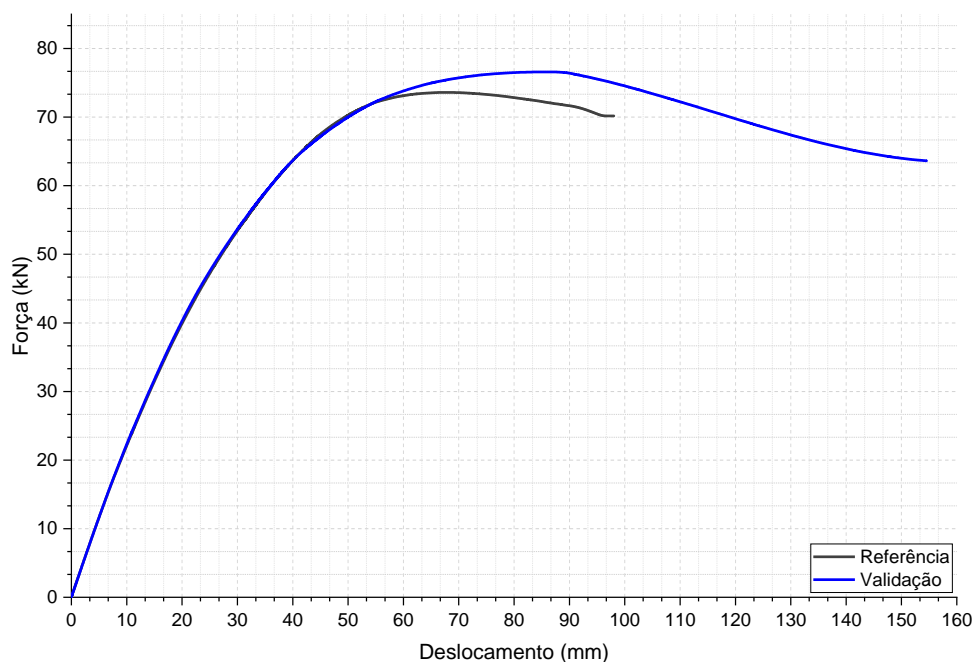
### 4.1 Validação do Modelo Numérico

Os resultados obtidos foram inicialmente validados por meio da comparação entre a curva força-deslocamento do modelo desenvolvido neste trabalho e o modelo numérico apresentado por ALVES *ET AL.* (2024), adotado como referência. A Figura 6 apresenta essa comparação, evidenciando uma excelente concordância entre as duas curvas ao longo de todo o carregamento.

Observa-se que as diferenças no valor máximo de força são inferiores a 1,2%, indicando que o modelo proposto reproduz adequadamente a rigidez inicial, o patamar de resistência máxima e a resposta global do painel CLT-concreto. Esse comportamento está em consonância com o observado por Alves et al. (2024), validando a estratégia de modelagem adotada.

De modo geral, a boa concordância observada permite empregar o modelo numérico nas análises paramétricas subsequentes com confiança.

**Figura 6** – Comparação entre modelo de referência e modelo simulado.



**Fonte:** Autor (2025)

Nota-se, contudo, que a curva numérica deste estudo apresenta um comportamento de amolecimento (*softening*) mais pronunciado após o pico de carga. Essa diferença pode estar associada à forma como o dano é progressivamente distribuído nos conectores de cisalhamento e na interface CLT-concreto, uma vez que o modelo desenvolvido captura de maneira mais gradual a degradação da rigidez após

a plastificação local, enquanto o modelo de referência apresenta uma transição mais abrupta entre o regime elástico e o pico de resistência.

## 4.2 Resultados Gerais do Estudo Paramétrico

Os resultados obtidos a partir das simulações numéricas do estudo paramétrico estão sumarizados na Tabela 3. A tabela reúne os principais parâmetros de desempenho extraídos das curvas força-deslocamento para as diferentes configurações geométricas analisadas, incluindo rigidez efetiva à flexão, carga máxima suportada, deslocamento no pico de carga, ductilidade e resistência à flexão.

**Tabela 3** - Resultados de força–deslocamento e propriedades mecânicas.

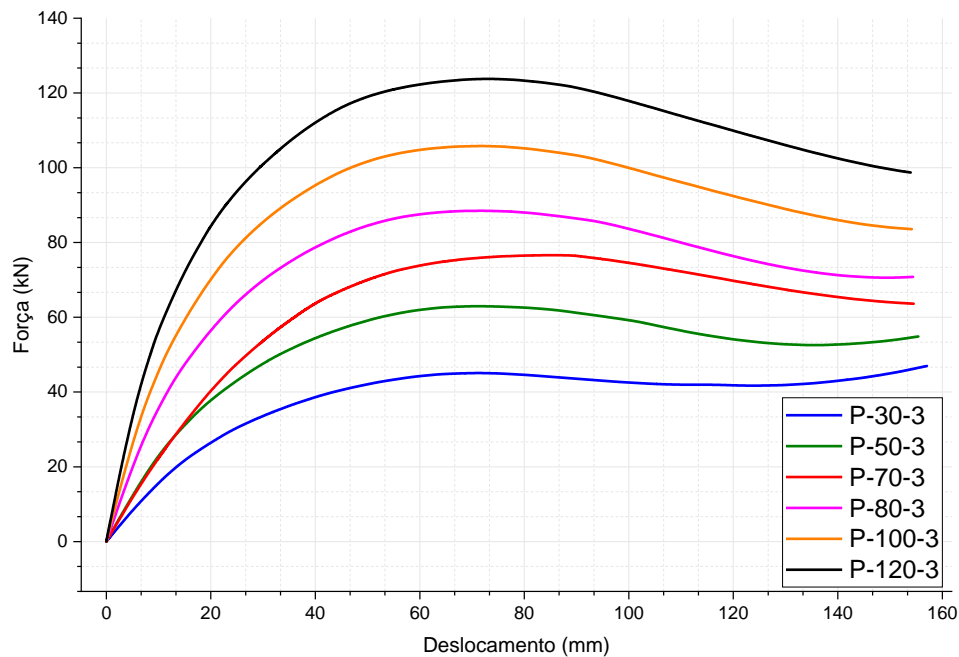
| Código  | $F_{max}$ | $\delta F_{max}$ (mm) | $\mu$ | $EI_{eff}$ (kN * m <sup>2</sup> ) | $f_r$ (Mpa) | $M_{max}$ (kN * m) |
|---------|-----------|-----------------------|-------|-----------------------------------|-------------|--------------------|
| P-30-3  | 45,06     | 69,7                  | 2,28  | 1222,13                           | 19,75       | 27,04              |
| P-30-5  | 100,37    | 80,04                 | 1,93  | 2007,07                           | 19,45       | 60,22              |
| P-30-7  | 165,77    | 87,13                 | 1,75  | 2756,58                           | 18,13       | 99,46              |
| P-50-3  | 62,92     | 70,38                 | 2,43  | 1799,24                           | 21,33       | 37,75              |
| P-50-5  | 126,85    | 87,42                 | 2,13  | 2563,49                           | 19,66       | 76,11              |
| P-50-7  | 200,29    | 101,7                 | 1,99  | 3248,24                           | 18,06       | 120,17             |
| P-70-3  | 75,35     | 67,37                 | 1,85  | 1713,13                           | 21,65       | 45,21              |
| P-70-5  | 144,62    | 84,24                 | 2,27  | 3231,68                           | 19,78       | 86,77              |
| P-70-7  | 226,84    | 113,84                | 2,31  | 3812,94                           | 18,12       | 136,10             |
| P-80-3  | 88,24     | 65,53                 | 2,56  | 2855,77                           | 23,33       | 52,94              |
| P-80-5  | 153,84    | 81,86                 | 2,31  | 3597,66                           | 19,86       | 92,30              |
| P-80-7  | 238,12    | 116,64                | 2,47  | 4178,09                           | 18,16       | 142,87             |
| P-100-3 | 105,54    | 65,83                 | 2,82  | 3737,59                           | 24,12       | 63,32              |
| P-100-5 | 172,19    | 81,88                 | 2,53  | 4407,44                           | 19,98       | 103,31             |
| P-100-7 | 257,32    | 114,35                | 2,59  | 4828,90                           | 18,17       | 154,39             |
| P-120-3 | 123,11    | 64,82                 | 3,00  | 4718,77                           | 24,78       | 73,87              |
| P-120-5 | 191,48    | 81,89                 | 2,70  | 5231,30                           | 20,06       | 114,89             |
| P-120-7 | 279,11    | 116,62                | 3,16  | 6258,02                           | 18,17       | 167,47             |

Fonte: Autor (2025)

## 4.3 Influência da Geometria na Rigidez Global

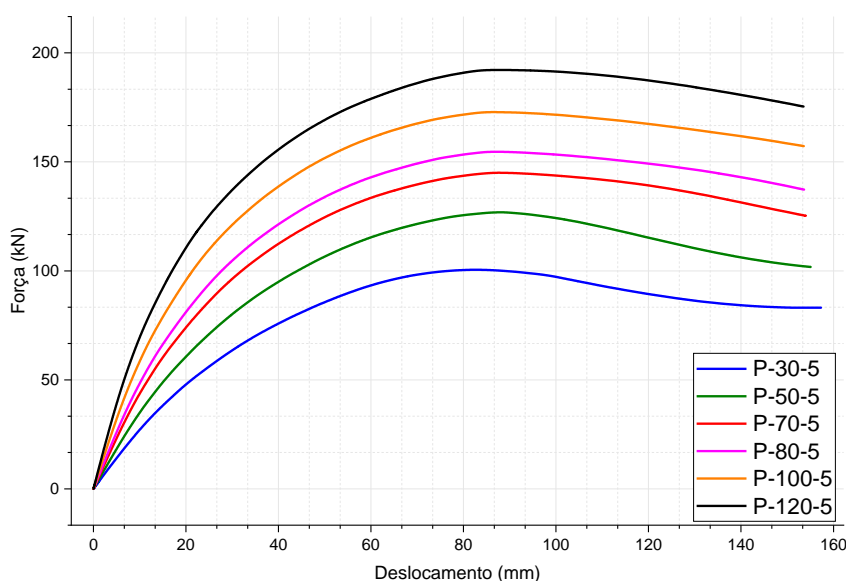
A influência da geometria dos painéis sobre a rigidez global pode ser observada a partir das curvas força-deslocamento apresentadas nas Figuras 7, 8 e 9. De modo geral, o aumento da espessura da laje de concreto resulta em um acréscimo expressivo da rigidez inicial do sistema, evidenciado pela maior inclinação do trecho inicial das curvas.

**Figura 7** – Curvas força-deslocamento dos painéis CLT-concreto com três camadas de CLT.



**Fonte:** Autor (2025)

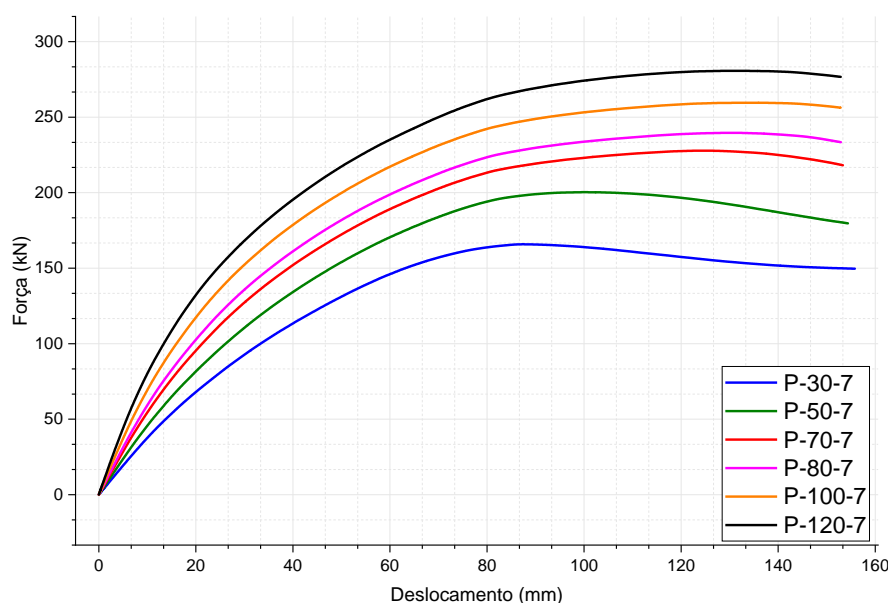
A Figura 7 apresenta as curvas força–deslocamento dos painéis CLT–concreto com três camadas de CLT. Observa-se um comportamento global caracterizado por uma fase inicial quase linear, seguida por uma redução gradual da rigidez, típica de sistemas parcialmente compostos. Essa transição indica o início da plastificação dos conectores de cisalhamento e a progressiva mobilização da deformabilidade da interface CLT-concreto. Nos modelos com três camadas, verifica-se uma maior participação da madeira no comportamento global do painel, com controle predominantemente dúctil da resposta estrutural. Esse efeito resulta em maiores valores de resistência à flexão relativa, associados a uma utilização mais eficiente da fibra inferior tracionada do CLT, apesar dos valores absolutos de carga máxima serem inferiores aos observados em painéis mais espessos.

**Figura 8** – Curvas força-deslocamento dos painéis CLT-concreto com cinco camadas de CLT

**Fonte:** Autor (2025)

As curvas força-deslocamento apresentadas na Figura 8 correspondem aos painéis CLT-concreto com cinco camadas de CLT. Em comparação aos painéis de três camadas, observa-se um aumento significativo da rigidez inicial, evidenciado pela maior inclinação do trecho inicial das curvas. Esse comportamento indica uma maior contribuição da seção de CLT para a rigidez global do sistema. No entanto, esse ganho de rigidez não se traduz em um aumento proporcional da carga máxima suportada, evidenciando uma redução da eficiência estrutural relativa. Esse resultado sugere que, embora o sistema se torne mais rígido, a redistribuição de tensões e o deslocamento da linha neutra passam a limitar a plena utilização da fibra tracionada da madeira.

**Figura 9** – Curvas força-deslocamento dos painéis CLT-concreto com sete camadas de CLT



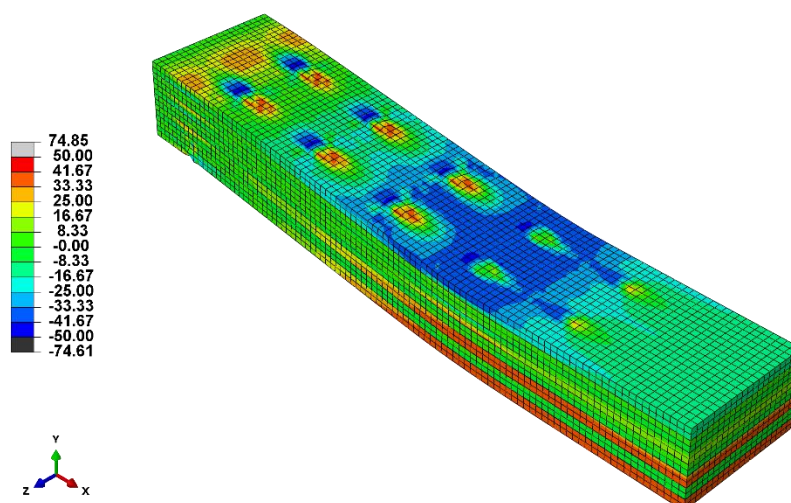
**Fonte:** Autor (2025)

A Figura 9 apresenta as curvas força-deslocamento dos painéis CLT-concreto com sete camadas de CLT. Esses modelos exibem os maiores valores absolutos de rigidez e de momento fletor máximo entre os grupos analisados. Entretanto, observa-se uma queda na eficiência estrutural relativa, uma vez que a resistência à flexão normalizada pela seção de CLT é a menor dentre os casos estudados. Esse comportamento está diretamente associado à posição da linha neutra da seção composta, que, com o aumento do número de camadas, se desloca para o interior do próprio CLT. Como consequência, a zona efetivamente tracionada da madeira é reduzida, limitando a mobilização da resistência da fibra inferior e resultando em uma resposta estrutural menos eficiente, apesar do aumento da massa e da rigidez global do sistema.

#### 4.4 Rigidez e Resistência Global

O modelo P-120-7 destacou-se como o de maior robustez absoluta, apresentando o maior momento fletor máximo  $M_{max} = 167,47 \text{ kN}\cdot\text{m}$  e a maior rigidez efetiva  $EI_{eff} = 6258,02 \text{ kN}\cdot\text{m}^2$  e todo o estudo. Essa capacidade de carga é uma consequência direta do aumento da inércia da seção composta pela adição de material.

**Figura 10** – Tensões longitudinais  $S_{11}$  de von Mises para seção de CLT do painel P-120-7

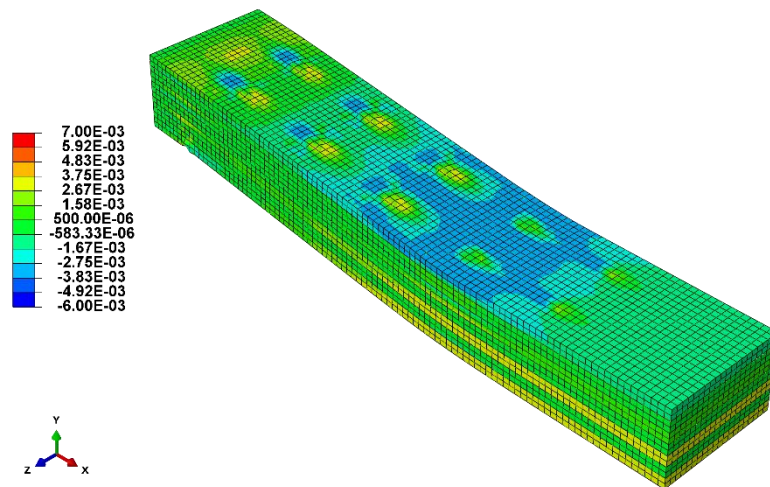


**Fonte:** Autor (2025)

A Figura 10 ilustra o campo de tensões longitudinais ( $S_{11}$ ) isolado apenas no painel CLT do modelo P-120-7, onde cores quentes indicam tração e cores frias indicam compressão. A distribuição de  $S_{11}$  no CLT oferece uma prova visual clara do posicionamento da Linha Neutra Efetiva (LN) e da subutilização do material onde a tensão de tração (cores vermelhas e amarelas) concentra-se nas fibras mais baixas, onde as tensões atingem o pico máximo na fibra inferior. Em contrapartida, a maior parte das camadas superiores do CLT está sob compressão (cores azuis e verdes escuras) devido ao elevado deslocamento da LN para a porção inferior do painel. Este posicionamento da LN comprova que o material estruturalmente mais caro (CLT) está sendo subutilizado nas camadas superiores, pois o concreto (com 120 mm) e o próprio CLT de 7 camadas geram uma inércia tão alta que a LN se desloca, resultando em maior  $M_{max}$  (robustez), mas em menor  $f_r = 18,17 \text{ Mpa}$ , tornado assim o modelo mais ineficiente.

Para complementar a análise de tensões, a Figura 11 – tensões elásticas longitudinal EE para seção de CLT do painel P-120-7 ilustra o campo de deformação elástica ( $EE_{11}$ ) isolado apenas no painel CLT, representando a deformação paralela às fibras na direção do vão, sendo positiva cores quentes, como vermelho/laranja para tração e negativa (cores frias, como azul/ciano) para compressão.

**Figura 11** – Tensões elásticas longitudinal  $EE_{11}$  para seção de CLT do painel P-120-7

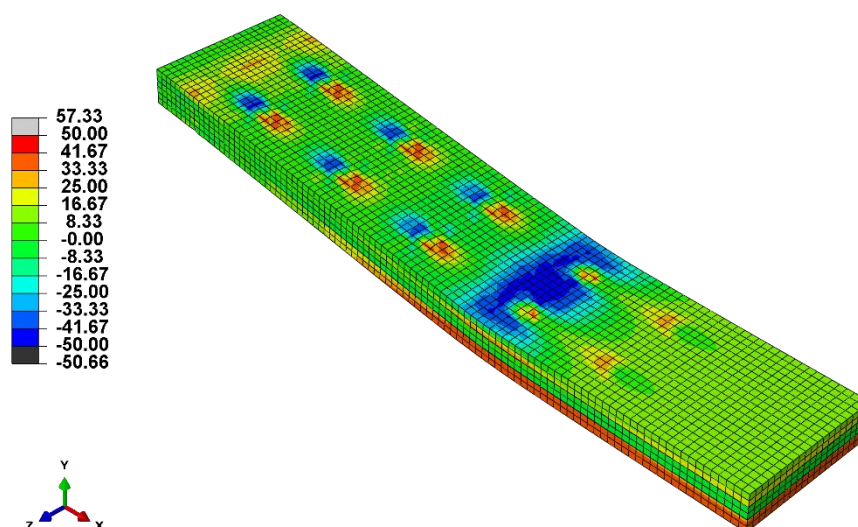


**Fonte:** Autor (2025)

A distribuição de  $EE_{11}$  reforça a conclusão sobre a subutilização do material, as deformações de tração mais significativas, indicadas por tons de amarelo (o limite superior da escala de cores visível) concentram-se nas fibras mais baixas do CLT, onde o material é mobilizado para a resistência. Em contraste, a maior parte das camadas superiores do CLT apresenta cores azuis e verdes escuras, o que representa deformação de compressão ou deformação muito próxima de zero. Essa evidência visual confirma que o ponto de transição de deformação (a Linha Neutra Efetiva, LN) está deslocado para uma posição muito elevada dentro da seção CLT. Este deslocamento prova que as camadas superiores do CLT estão contribuindo para a rigidez, mas não para a otimização da resistência à tração, resultando em um uso ineficiente do material.

Em contrapartida, o modelo P-120-3 destacou-se como o mais eficiente estruturalmente, atingindo o maior valor de Resistência à Flexão do estudo  $f_r = 24,78 \text{ Mpa}$ .

**Figura 12** – Tensões longitudinais  $S_{11}$  de von Mises para seção de CLT do painel P-120-3

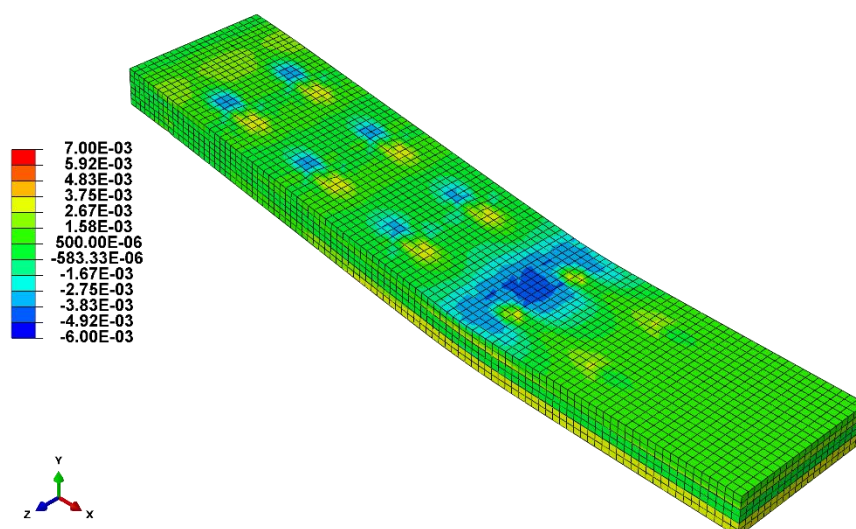


**Fonte:** Autor (2025)

A Figura 12 – tensões longitudinais  $S_{11}$  para seção de CLT do painel P-120-3 ilustra o campo de tensões longitudinais isolado no CLT deste painel, onde cores quentes representam tração e cores frias representam compressão. A distribuição de  $S_{11}$  no modelo P-120-3 comprova a otimização da seção CLT, a escassez de material e a elevada espessura do concreto resultam no deslocamento da Linha Neutra Efetiva para uma posição mais baixa dentro do CLT, em comparação com o modelo P-120-7. Como a seção CLT possui apenas três camadas, a tensão de tração na fibra inferior é maximizada e se estende por uma proporção maior da seção de madeira, ativando eficientemente o material resistente. Esta distribuição de tensões valida o alto valor de  $f_r$ , confirmando que a combinação de lajes espessas com CLT de poucas camadas promove o uso mais eficiente da madeira na zona de tração.

A Figura 13 – tensões elásticas longitudinal EE para seção de CLT do painel P-120-3 ilustra o campo de deformação elástica ( $EE_{11}$ ) para o modelo mais eficiente, o P-120-3. Esta visualização reforça o argumento de otimização estrutural demonstrado na análise de tensões.

**Figura 13** – Tensões elásticas longitudinal  $EE_{11}$  para seção de CLT do painel P-120-3



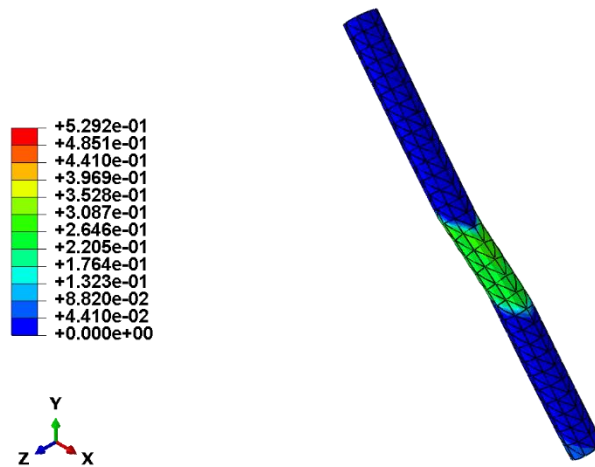
**Fonte:** Autor (2025)

Em comparação com o P-120-7, o campo  $EE_{11}$  no P-120-3 exibe uma ampla predominância de cores quentes, notadamente tons de amarelo e verde claro, que se estendem por quase toda a espessura das três camadas de CLT. Isso indica que uma proporção significativamente maior da seção de madeira está sendo submetida à deformação por tração de forma homogênea. A Linha Neutra Efetiva é o mais baixo encontrado em todo o estudo, resultando na mobilização máxima do CLT para resistir à tração. Os únicos pontos de compressão significativa (cores azuis) estão localizados pontualmente nas proximidades dos conectores e sob a região de aplicação de carga, o que valida a capacidade do modelo P-120-3 de maximizar a utilização da resistência intrínseca da madeira, justificando assim o seu pico de eficiência.

#### 4.5 Ductilidade e Mecanismos de Falha

A ductilidade, definida como a capacidade do painel de sofrer grandes deformações plásticas antes da ruptura, é uma propriedade crítica para a segurança estrutural, especialmente sob carregamentos dinâmicos ou sísmicos. Conforme a Tabela 3, o modelo P-120-7 foi o mais dúctil, registrando o maior índice de ductilidade de todo o estudo  $\mu = 3,16$ .

**Figura 14** – Deformação Plástica Equivalente (PEEQ) nos Conectores de Aço do P-120-7

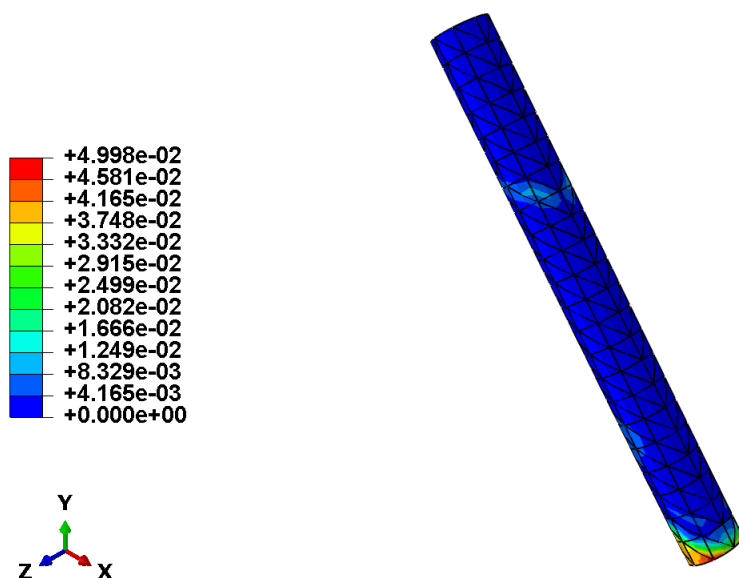


**Fonte:** Autor (2025)

A Figura 14 oferece a comprovação visual direta da alta ductilidade deste painel, uma vez que a dissipação de energia é predominantemente controlada pela plastificação do aço dos conectores. O campo PEEQ indica o acúmulo de deformação permanente, onde as cores quentes representam o escoamento plástico do material. Na imagem, observa-se a formação clara de uma rótula plástica na região central do conector, indicada pela concentração de cores quentes e pela grande extensão de tons de verde e amarelo. Esta evidência numérica confirma que o aço do conector alcançou e ultrapassou o limite de escoamento, dissipando uma quantidade significativa de energia e permitindo grandes deslocamentos pós-pico antes de uma eventual falha. A capacidade do P-120-7 de mobilizar o escoamento pleno dos conectores é o que garante o comportamento dúctil superior.

Em contrapartida, a Figura 15 ilustra o comportamento do modelo com a menor ductilidade  $\mu = 1,75$ , representando a tendência à fragilidade do sistema com lajes delgadas e alto número de camadas de CLT.

**Figura 15** – Deformação Plástica Equivalente (PEEQ) nos Conectores de Aço do P-30-7

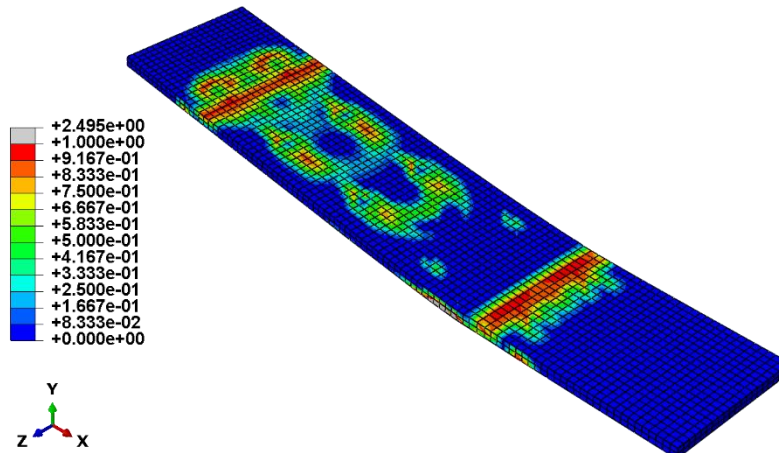


**Fonte:** Autor (2025)

A visualização do PEEQ neste modelo mostra que a maior parte do corpo do conector permanece em estado elástico, dominado por cores azuis (quase zero deformação plástica). A plastificação, indicada pelos picos de cores vermelhas e amarelas, é extremamente localizada, ocorrendo apenas na ponta de ancoragem do parafuso. Essa restrição na formação da rótula plástica limita severamente a capacidade do sistema de dissipar energia de forma gradual, o que resulta em uma transição mais abrupta para a fase de amolecimento pós-pico, caracterizando a baixa ductilidade observada na Tabela 3.

O mecanismo de falha é completado pela fissuração do concreto. A Figura 16 (um painel de laje fina) comprova que o colapso do sistema não é regido apenas pelo conector, mas também pelo dano de tração na laje.

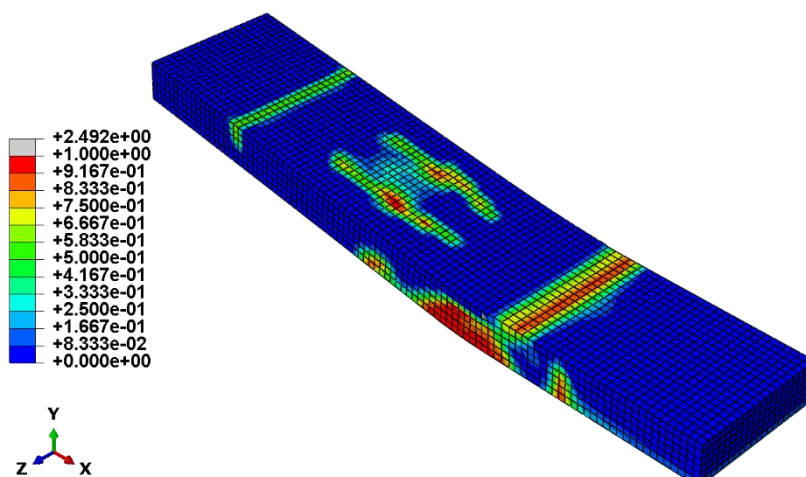
**Figura 16** – Dano por Tração (DAMAGET) na Laje de Concreto do P-30-3



**Fonte:** Autor (2025)

O campo DAMAGET mostra a falha concentrada (cores vermelho e laranja) predominantemente na região central de máximo momento fletor. Nos painéis com lajes delgadas, como o P-30-3, essa fissuração se torna mais crítica e extensa, uma vez que a menor espessura de concreto possui menor capacidade de confinar o dano, levando a uma perda de rigidez mais rápida e, conseqüentemente, a uma falha mais frágil, contribuindo para a baixa. Em contraste, a Figura 17 na Laje de Concreto do P-120 exibe o dano de tração concentrado na parte inferior, mas de forma mais contida e localizada.

**Figura 17** – Dano por Tração (DAMAGET) na Laje de Concreto do P-120-7



**Fonte:** Autor (2025)

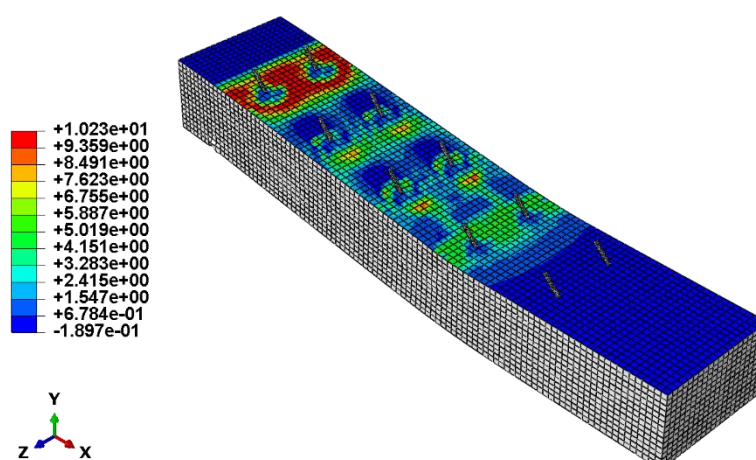
A maior espessura da laje de concreto resulta em uma distribuição de dano mais confinada, o que, combinado com a maior capacidade de ancoragem dos

conectores, permite que o sistema mantenha a integridade por um deslocamento maior, sustentando a alta ductilidade observada no P-120-7.

#### 4.6 Análise da Interface e Validação da Ação Composta

A eficiência dos painéis compósitos CLT-Concreto depende criticamente da transferência de esforços entre os materiais na interface, que é realizada pelos conectores de cisalhamento. A Figura ilustra o campo de deslizamento tangencial na direção longitudinal do painel na interface CLT/Concreto (excluindo a laje).

**Figura 18** – Deslizamento Relativo na Interface (CSLIP1) do P-120-7



**Fonte:** Autor (2025)

O campo CSLIP1 representa o deslocamento relativo acumulado entre as duas superfícies em contato, sendo que cores quentes (vermelho/laranja) indicam o máximo deslizamento e cores frias (azul escuro) indicam deslizamento mínimo ou nulo. A distribuição de CSLIP1 no modelo P-120-7 confirma o comportamento físico esperado para um sistema de flexão parcialmente composto. Na região central do painel (meio do vão), o deslizamento é mínimo (tons de azul escuro), o que é consistente com a teoria de vigas onde o momento fletor é máximo e a força de cisalhamento é nula, indicando a máxima eficácia da ação composta no centro. Em contrapartida, o deslizamento atinge seus valores máximos nas extremidades (pontas) do painel (cores vermelho e laranja). Esta região está sujeita à máxima força de cisalhamento, resultando na máxima movimentação relativa entre as faces do CLT e do concreto. A demonstração clara do perfil de deslizamento (zero no centro, máximo nas pontas) valida a modelagem da interface por elementos finitos, confirmando que o modelo reproduziu com precisão o comportamento parcialmente composto do painel CLT-Concreto.

## 5. CONCLUSÃO

O presente trabalho teve como objetivo analisar o comportamento estrutural de painéis híbridos CLT–concreto por meio da modelagem numérica tridimensional utilizando o software Abaqus®, investigando a influência da espessura da laje de concreto e do número de camadas do CLT nas propriedades de rigidez, resistência e ductilidade.

Com base na revisão bibliográfica e nos modelos de referência, foi desenvolvido um modelo numérico calibrado a partir do estudo de Alves et al. (2024), o qual apresentou excelente concordância com o ensaio experimental de Bao et al. (2022), validando o uso do modelo proposto para estudos paramétricos. A curva força–deslocamento obtida nas simulações demonstrou diferenças inferiores a 1,2% no valor de carga máxima em relação ao modelo de referência, além de reproduzir de forma realista o comportamento pós-pico e a degradação gradual de rigidez associada ao dano na interface CLT–concreto.

Os resultados do estudo paramétrico permitiram identificar tendências claras. A Rigidez Efetiva à Flexão e o Momento Máximo aumentaram consistentemente com a adição de material, tanto concreto quanto CLT. Isso confirma que a capacidade de carga e a rigidez global são diretamente proporcionais à massa da seção.

A Resistência à Flexão, que mede a eficiência estrutural da seção, revelou uma tendência clara, onde o aumento do número de camadas de CLT levou a uma redução significativa na  $f_r$  em todos os cenários. Isso indica que, embora painéis com mais camadas sejam mais fortes (maior  $M_{max}$ ), eles são estruturalmente menos eficientes na utilização do material CLT. Por outro lado, a influência da espessura do concreto na  $f_r$  foi mais expressiva nos painéis de 3 camadas, tornando-se praticamente nula nos painéis de 7 camadas, sugerindo um limite de eficiência para essa interação.

A ductilidade demonstrou ser fortemente dependente da geometria do painel e da posição da linha neutra, a região da seção em que a tensão muda de tração para compressão, em função da espessura da laje. Em lajes delgadas (30 mm e 50 mm), a linha neutra desloca-se para cima do CLT quando o número de camadas aumenta, reduzindo a parcela da madeira que trabalha em tração, que é o material mais dúctil do sistema, e antecipando o escoamento dos conectores. Nesses modelos, o concreto fino apresenta uma zona comprimida menor e mais instável, o que resulta em menor

capacidade de deformação pós-pico. Em contraste, nos painéis com lajes espessas (como nos modelos de 120 mm), a linha neutra se posiciona mais alta, ampliando a região tracionada do CLT e permitindo mobilizar um volume maior do material que controla o comportamento dúctil do sistema. Além disso, os conectores utilizados em lajes mais espessas possuem maior comprimento de ancoragem, conforme mostrado na Tabela 3, o que melhora a transferência de esforços e retarda o deslizamento relativo entre as interfaces.

Com base nesta análise, é possível identificar as combinações de melhor desempenho. Os modelos com 3 camadas de CLT e lajes de concreto mais espessas (P-100-3 e P-120-3) destacaram-se como os mais eficientes estruturalmente, apresentando os maiores valores de Resistência à Flexão, 24,12 MPa e 24,78 MPa, respectivamente. Além disso, estes modelos mantiveram níveis muito elevados de ductilidade ( $\mu = 2,82$  e  $\mu = 3,00$ ). Isso sugere que, para um projeto focado na otimização e eficiência do material, esta combinação é a ideal.

Por outro lado, se o objetivo do projeto for maximizar a capacidade de carga bruta e a segurança dúctil simultaneamente, o modelo P-120-7 apresentou os melhores resultados globais. Ele registrou o maior Momento Máximo  $M_{max} = 167,47$  e a maior ductilidade ( $\mu = 3,16$ ) de todo o estudo, embora com uma eficiência de material ( $f_r = 18,17$  MPa) inferior.

Portanto, este trabalho conclui que a escolha ótima depende do objetivo do projeto: os painéis P-100-3 e P-120-3 são os mais eficientes, enquanto o P-120-7 oferece a maior robustez e o comportamento mais dúctil.

Os resultados demonstram que o modelo numérico desenvolvido é capaz de representar de forma consistente o comportamento não linear dos painéis CLT–concreto, constituindo uma ferramenta confiável para análises estruturais e estudos paramétricos. Além disso, o estudo contribui para o avanço do conhecimento sobre a aplicação de painéis híbridos em sistemas construtivos sustentáveis, fornecendo subsídios para futuras investigações experimentais e aprimoramentos no dimensionamento de estruturas mistas de madeira e concreto.

Como perspectivas para trabalhos futuros, recomenda-se ampliar a investigação por meio de simulações considerando diferentes tipos de conectores e condições de apoio, bem como a inclusão de análises dinâmicas e térmicas. Também é sugerida a validação experimental dos modelos propostos, visando consolidar a aplicabilidade prática dos resultados obtidos neste estudo.

## REFERÊNCIAS

- ADAPTADO DE **CURRENT RESEARCH** (Thomas Tannert). [S. l.: s. n.]. Disponível em:  
[<https://thomastannert.opened.ca/research/>](<https://thomastannert.opened.ca/research/>). Acesso em: 6 nov. 2025.
- ALVES, L. F. et al. Numerical evaluation of the influence of using carbon-fiber-reinforced polymer rebars as shear connectors for cross-laminated timber–concrete panels. **Buildings**, v. 14, n. 4, p. 1–16, 2024.
- BAO, Y. et al. Structural performance of cross-laminated timber-concrete composite floors with inclined self-tapping screws bearing unidirectional tension-shear loads. **Journal of Building Engineering**, v. 55, p. 104653, 2022.
- BATHE, K. J. **Finite element procedures**. 2. ed. **Cambridge**: Klaus-Jürgen Bathe, 2014.
- BELYTSCHKO, T.; BINDEMAN, L. P. **Assumed strain stabilization of the 8-node hexahedral element**. [S. l.: s. n.], 1993.
- BODIG, J.; JAYNE, B. A. **Mechanics of wood and wood composites**. New York: Van Nostrand Reinhold, 1982. 712 p.
- BUCHANAN, A. H.; MOSS, P. J. **Seismic design of wooden buildings**. [S. l.: s. n.], 2011.
- CARREIRA, D. J.; CHU, K. H. Stress-strain relationship for plain concrete in compression. **ACI Journal**, v. 82, n. 6, p. 797–804, 1985.
- CECCOTTI, A. Timber-concrete composite structures. In: **TIMBER ENGINEERING STEP 2**. Almere-Buiten: Centrum Hout, 1995.
- CECCOTTI, A. Long-term behavior of timber-concrete composite beams: I. Experimental investigation. **Journal of Structural Engineering**, v. 128, n. 1, p. 40–47, 2002.
- CHEN, W. F.; HAN, D. J. **Plasticity for structural engineers**. **New York: Springer-Verlag**, 1988.
- CLOUSTON, P. L. **Advanced analysis of timber-concrete composite systems**. [S. l.: s. n.], 2019.
- COMITÉ EUROPEU DE NORMALIZAÇÃO. **EN 12512: Timber structures—test methods-cyclic testing of joints made with mechanical fasteners**. Brussels: CEN, 2001.
- COMITÉ EUROPEU DE NORMALIZAÇÃO. **EN 338:2016: Structural timber – Strength classes**. Bruxelas: CEN, 2016.
- COMITÉ EUROPEU DE NORMALIZAÇÃO. **EN 1995-1-1: Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings**. Bruxelas: CEN, 2004.
- CRIELAARD, R. et al. Self-extinguishment of cross-laminated timber. **Fire Safety Journal**, v. 105, p. 244–260, 2019.
- DASSAULT SYSTÈMES. **ABAQUS/CAE User's Manual. Version 2023**. Providence, USA: Dassault Systèmes, 2023.
- DASSAULT SYSTÈMES. **ABAQUS/Standard User's Manual. Version 6.12**. Providence, USA: Dassault Systèmes, 2012.
- DIAS, A. et al. Timber-concrete-composites increasing the use of timber in construction. **European Journal of Wood and Wood Products**, v. 74, n. 3, p. 443–451, 2016.
- EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. CEB-FIP Model Code for Concrete Structures 2010**. Brussels: FIB, 2010.

- FRAGIACOMO, M.; AMADIO, C.; MACORIN, L. Short and long term performance of the Tecnaria stud connector for timber-concrete composite beams. **Materials and Structures**, v. 40, n. 10, p. 1013–1026, 2007.
- FRAGIACOMO, M.; CECCOTTI, A. 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. Simplified approach for the long-term behaviour of timber-concrete composite beams according to the Eurocode 5 provisions. In: **CIB W18 MEETING, 39.**, 2006, Florence. Proceedings... Florence: CIB, 2006.
- FRAGIACOMO, M. et al. Timber-concrete composite bridges: three case studies. **Journal of Traffic and Transportation Engineering (English Edition)**, 2018. DOI: [https://doi.org/10.1016/j.jtte.2018.09.001](https://doi.org/10.1016/j.jtte.2018.09.001).
- FRANGI, A. et al. Behaviour of timber-concrete composite floor systems in fire. **Journal of Structural Engineering**, v. 133, n. 9, p. 1229–1236, 2007.
- HADIGHEH, S. A.; DIAS-DA-COSTA, D. Shear strength of cross laminated timber-concrete connections reinforced with carbon fibre polymer composites. In: **AUSTRALASIAN CONFERENCE ON MECHANICS OF STRUCTURES AND MATERIALS**, 25., 2020. Proceedings... [S. l.: s. n.], 2020.
- HADIGHEH, S. A. et al. Evaluation of composite action in cross laminated timber-concrete composite beams with CFRP reinforcing bar and plate connectors using Digital Image Correlation (DIC). **Engineering Structures**, v. 232, 2021.
- HILL, R. The mathematical theory of plasticity. **Oxford: Oxford University Press**, 1950.
- HUGHES, T. J. R. The finite element method: linear static and dynamic finite element analysis. **New York: Dover Publications**, 2000.
- IZZI, M. et al. Seismic behavior of cross-laminated timber structures: a state-of-the-art review. **Engineering Structures**, v. 170, p. 42–52, 2018.
- JACQUIER, B.; GIRHAMMAR, U. A. Long-term behaviour of timber-concrete composite floor systems. **Progress in Timber Engineering**, v. 1, p. 45–67, 2014.
- JIANG, Y.; CROCETTI, R. CLT-concrete composite floors with notched shear connectors. **Construction and Building Materials**, v. 195, p. 127–139, 2019.
- JIANG, Z.; CROCETTI, R. **Friction between wood and concrete in composite timber-concrete interface**. [S. l.: s. n.], 2019.
- KARIHALOO, B. L. **Fracture mechanics and structural concrete. 2. ed. London: Longman/John Wiley**, 1995.
- KREMER, P. D.; SYMMONS, M. A. Mass timber construction as an alternative to concrete and steel in the Australia building industry: A PESTEL evaluation of the potential. **International Wood Products Journal**, v. 6, n. 3, p. 138–147, 2015.
- KUPFER, H.; HILSDORF, H. K.; RUSCH, H. Behavior of concrete under biaxial stresses. **ACI Journal**, v. 66, n. 8, p. 656–666, 1973.
- LEE, J.; FENVES, G. L. Plastic-damage model for cyclic loading of concrete structures. *Journal of Engineering Mechanics*, v. 124, n. 8, p. 892–900, 1998.
- LUBLINER, J. et al. A plastic-damage model for concrete. **International Journal of Solids and Structures**, v. 25, n. 3, p. 299–326, 1989.
- LUKASZEWSKA, E.; BABER, S.; FRAGIACOMO, M. Long-term behavior of CLT-concrete composite floors. In: **WORLD CONFERENCE ON TIMBER ENGINEERING, 11.**, 2010, Riva del Garda. Proceedings... Riva del Garda: WCTE, 2010.

- MAI, K. Q.; PARK, A.; LEE, K. Experimental and numerical performance of shear connections in CLT–concrete composite floor. **Materials and Structures**, v. 51, n. 4, 2018.
- MASCIA, N. T.; LAHR, F. A. R. Remarks on orthotropic elastic models applied to wood. **Materials Research**, v. 9, n. 3, p. 301–310, 2006.
- MIRDAD, M. A. H.; CHUI, Y. H. Load-slip performance of mass timber panel–concrete 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. Strength prediction of mass-timber panel–concrete composite connection with inclined screws and a gap. **Journal of Structural Engineering**, v. 146, n. 8, 2020.
- 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**. [S. l.: s. n.], 2021.
- MIRIANON, F.; FORTINO, S.; TORATTI, T. A method to model wood by using ABAQUS finite element software. Part 2. Application to dowel type connections. Espoo: **VTT Publications**, 2008. (VTT Publications 690).
- MORRELL, I. et al. Experimental assessment of alternative shear connections in cross-laminated timber-concrete floor systems. **Journal of Structural Engineering**, v. 149, n. 5, 2023.
- MORRELL, J. J.; JACKSON, M. R.; TANNERT, T. **Research gaps in timber-concrete composite structures**. [S. l.: s. n.], 2023.
- PUSO, M. A.; SOLBERG, J. M. A stabilized nodally integrated tetrahedral. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, v. 48, n. 9, p. 1359–1379, 2000.
- QU, Z. et al. Parametric study on bending stiffness of CLT-concrete composite members. **Journal of Structural Engineering**, v. 142, n. 4, p. 04015177, 2016.
- QUANG MAI, K. et al. Full-scale static and dynamic experiments of hybrid CLT–concrete composite floor. **Construction and Building Materials**, v. 170, p. 55–65, 2018.
- REDDY, J. N. **An introduction to the finite element method**. 3. ed. New York: McGraw-Hill, 2006.
- ROSSI, A. et al. Numerical assessment of lateral distortional buckling in steel–concrete composite beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 172, 106192, 2020. Disponível em: [\[https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.106192\]](https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.106192)(<https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.106192>).
- SEDLACEK, L. et al. **Advanced techniques for timber-concrete composite simulation in Abaqus**. [S. l.: s. n.], 2022.
- SHAH, S. P.; SWARTZ, S. E.; OUYANG, C. **Fracture mechanics of concrete: applications of fracture mechanics to concrete, rock and other quasi-brittle materials**. New York: John Wiley & Sons, 1995.
- SHAHNEWAZ, M.; JACKSON, R.; TANNERT, T. CLT concrete composite floors with steel kerf plate connectors. **Construction and Building Materials**, v. 319, p. 126092, 2022. Disponível em: [\[https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.126092\]](https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.126092)(<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.126092>).
- SIDDIKA, A. et al. **Cross-laminated timber–concrete composite structural floor system: A state-of-the-art review**. **Engineering Failure Analysis**, v. 130, 2021.

SIKORA, K. S.; MCPOLIN, D. O.; HARTE, A. M. Effects of the thickness of cross-laminated timber (CLT) panels made from Irish Sitka spruce on mechanical performance in bending and shear. **Construction and Building Materials**, v. 116, p. 141–150, 2016.

SILVA, L. M. E.; CHRISTOFORO, A. L.; CARVALHO, R. C. Calibration of concrete damaged plasticity model parameters for shear walls. **Revista Matéria**, v. 26, n. 1, 2021.

SPOZITO, R. S. et al. Numerical modeling of four-pile caps using the concrete damaged plasticity model. **Buildings**, v. 14, n. 7, p. 2066, 2024.

SZCZECINA, M.; WINNICKI, A. Influence of selected parameters on the results of numerical simulation of reinforced concrete slabs on elastic foundation. **Archives of Civil and Mechanical Engineering**, v. 17, n. 3, p. 577–590, 2017.

TAYLOR, B.; BARBOSA, A. R.; SINHA, A. In-plane shear cyclic performance of spline cross-laminated timber-concrete composite diaphragms. **Journal of Structural Engineering**, v. 147, n. 10, p. 1–14, 2021.

**UN ENVIRONMENT**. Towards a zero-emission, efficient, and resilient buildings and construction sector: Global status report 2017. [S. l.], 2017. Disponível em:

[<https://globalabc.org/sites/default/files/2020-09/2017%20GlobalABC%20GSR%20.pdf>](<https://globalabc.org/sites/default/files/2020-09/2017%20GlobalABC%20GSR%20.pdf>). Acesso em: 11 maio 2023.

VILELA, R.; MASCIA, N. T. Avaliação de propriedades mecânicas da madeira de Pinus taeda provenientes de placas de cross laminated timber. **Ambiente Construído**, v. 21, n. 4, p. 89–110, 2021.

WRIGGERS, P. **Computational contact mechanics. 2. ed. Berlin: Springer-Verlag, 2006.**

ZIENKIEWICZ, O. C.; TAYLOR, R. L. **The finite element method: its basis and fundamentals. 6. ed. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2005.**

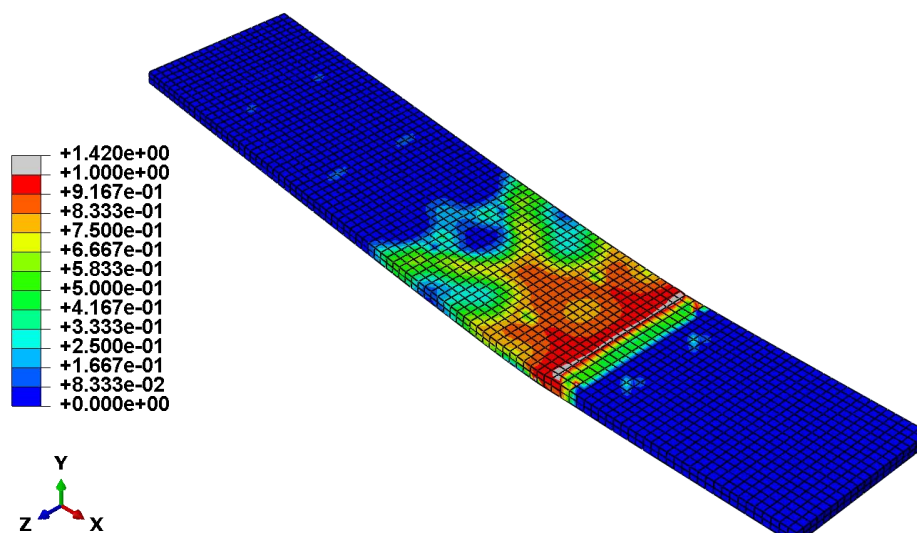
## APÊNDICE

### APÊNDICE A – Análise Visual dos Mecanismos de Falha

Este apêndice apresenta os campos de contorno obtidos nas simulações numéricas (via software Abaqus®) para os modelos representativos do estudo paramétrico. As imagens foram capturadas no instante de deslocamento correspondente à Carga Máxima de cada modelo, conforme listado na Tabela 3. O objetivo deste apêndice é fornecer a comprovação visual adicional dos mecanismos de falha e fenômenos não-lineares discutidos na seção de Resultados, incluindo o dano por compressão no concreto, a perda de contato na interface e o comportamento da Linha Neutra.

O campo de dano por compressão (DAMAGEC) evidencia as regiões onde o concreto atingiu a falha devido a esforços compressivos. A Figura A.1 ilustra o dano por compressão na laje de concreto para o modelo P-30-3 (laje de 30 mm), que é um dos modelos mais frágeis.

**Figura A.1** – Dano por Compressão (DAMAGEC) na Laje de Concreto (P-30-3)



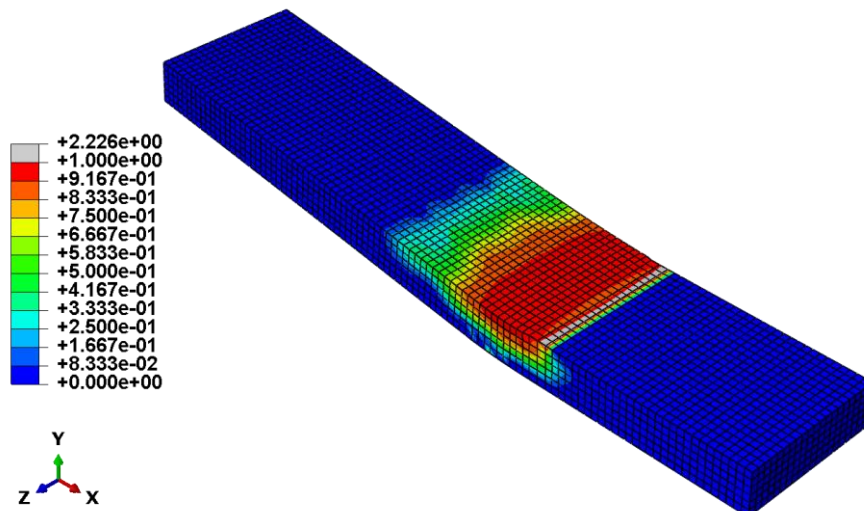
**Fonte:** Autor (2025)

O dano máximo (valores próximos de 1, representados por cores quentes como vermelho e laranja) concentra-se na face superior do concreto, sob o ponto de aplicação da carga. Esta localização é esperada, pois o concreto, na flexão, é o material resistente à compressão. A rápida coalescência e a extensão desse dano para as laterais da seção transversal indicam a fragilidade do concreto fino, que, ao

falhar por compressão, não consegue confinar a laje nem resistir ao momento fletor, contribuindo significativamente para a baixa ductilidade observada neste painel.

A Figura A.2 ilustra o dano por compressão na laje de concreto para o modelo P-120-7.

**Figura A.2** – Dano por Compressão (DAMAGEC) na Laje de Concreto (P-120-7)



**Fonte:** Autor (2025)

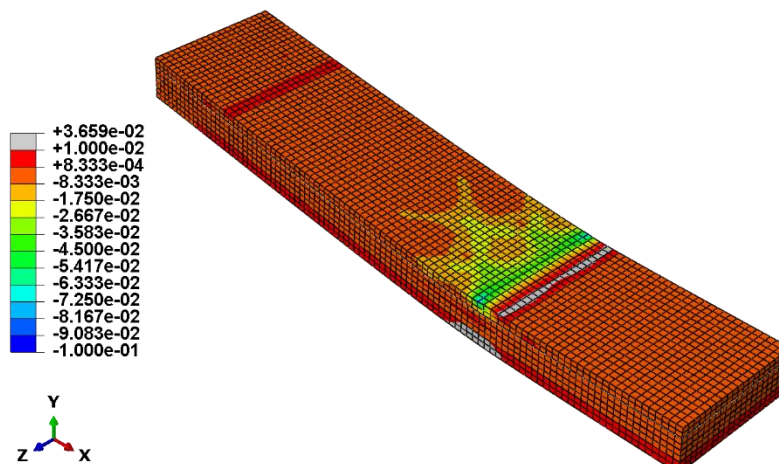
Em contraste com o modelo P-30-3 (Figura A.1), onde o dano se estendeu lateralmente, no P-120-7 o dano máximo está mais contido e localizado na região superior do meio do vão. A maior espessura da laje (120 mm) proporciona um maior confinamento do concreto na zona de compressão, prevenindo a propagação rápida do dano. Esta capacidade de resistir à compressão e de manter a integridade da seção, mesmo sob cargas significativamente maiores  $F_{max}$  de 279,11 kN no P-120-7 vs. 45,06 kN no P-30-3, é um fator chave que contribui para o patamar de resistência e a alta ductilidade  $\mu = 3,16$  do P-120-7.

## APÊNDICE B – Análise da Linha Neutra Efetiva (LNE)

Este apêndice apresenta os campos de deformação em corte de seção, fornecendo a comprovação visual da posição da Linha Neutra Efetiva (LNE) nos painéis CLT-Concreto. A LNE é o ponto na seção transversal onde a deformação e a tensão mudam de tração para compressão, sendo um parâmetro fundamental para validar o comportamento de flexão e explicar a eficiência estrutural dos painéis.

A Figura B.1 ilustra o campo de deformação logarítmica longitudinal  $LE_{11}$  em um corte da seção transversal para o modelo P-30-3, um dos mais eficientes estruturalmente.

**Figura B.1** – Deformação Logarítmica Longitudinal ( $LE_{11}$ ) na Seção Transversal do CLT (P-30-3)

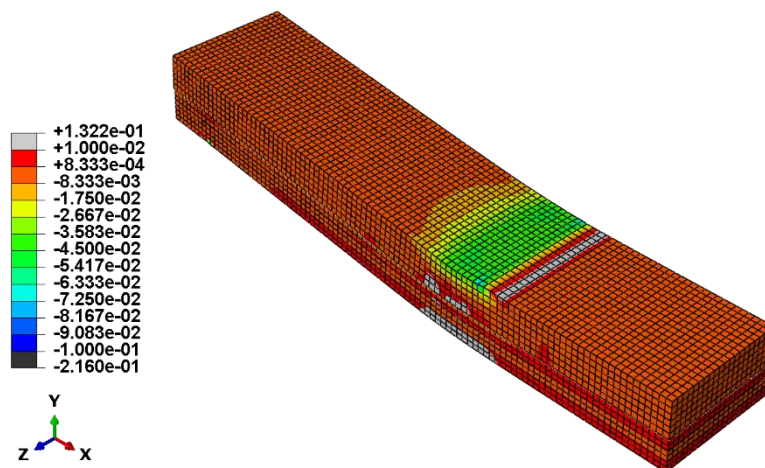


Fonte: Autor (2025)

Devido à escala de cores que evidencia predominantemente as deformações de tração (tons de vermelho, laranja e amarelo), observa-se que a maior parte da seção CLT e a porção inferior do concreto estão altamente solicitadas. Contudo, o ponto de transição do perfil de deformação (a LNE, onde a deformação é nula) se localiza na interface entre o CLT e o concreto, dentro da laje de concreto. Esta posição extremamente baixa da Linha Neutra maximiza o braço de alavanca e permite que a totalidade das três camadas de CLT trabalhe integralmente sob tração. Essa ativação eficiente de toda a seção de madeira na zona de tração comprova o alto valor de  $F_{max}$  e justifica o porquê dos modelos de três camadas de CLT serem os mais eficientes na utilização do material.

A Figura B.2 – Deformação Logarítmica Longitudinal ( $LE_{11}$ ) na Seção Transversal do CLT (P-120-3) ilustra o campo de deformação logarítmica longitudinal ( $LE_{11}$ ) em um corte da seção transversal para o modelo P-120-3.

**Figura B.2** – Deformação Logarítmica Longitudinal ( $LE_{11}$ ) na Seção Transversal do CLT (P-120-3)



**Fonte:** Autor (2025)

Este painel, que combina apenas três camadas de CLT com a laje mais espessa (120 mm), registrou o maior índice de Resistência à Flexão  $f_r = 24,78$  Mpa de todo o estudo.

Em coerência com o modelo P-30-3 (Figura B.1), a Figura B.2 demonstra que a escassez de material do CLT (apenas 3 camadas) leva o sistema a buscar a máxima eficiência estrutural. Visualmente, a porção CLT em ambos os modelos está predominantemente em cores quentes (vermelho/laranja), indicando que a tração máxima foi mobilizada integralmente nas três camadas de madeira. Embora a laje espessa (120 mm) no P-120-3 eleve a Linha Neutra Efetiva (LNE) mais do que no P-30-3, a sua posição ainda é otimizada para garantir que a totalidade do volume limitado de CLT seja ativada sob tração. Essa ativação máxima da zona de tração comprova a alta eficiência estrutural e valida a conclusão de que esta geometria (CLT mínimo em seção composta) é a mais otimizada para o uso do material.