

Universidade Federal do Rio Grande do Sul  
Escola de Engenharia  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

**Comportamento estrutural de painéis *Cross-Laminated Timber*  
sob cargas perpendiculares ao seu plano: abordagem  
experimental e numérica**

**Rodrigo Adolfo Benitez Mendes**

Porto Alegre  
2020

RODRIGO ADOLFO BENITEZ MENDES

**COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE PAINÉIS *CROSS-LAMINATED TIMBER* SOB CARGAS PERPENDICULARES AO SEU PLANO: ABORDAGEM EXPERIMENTAL E NUMÉRICA**

Dissertação de Mestrado acadêmico apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia.

Porto Alegre  
2020

RODRIGO ADOLFO BENITEZ MENDES

**COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE PAINÉIS *CROSS-LAMINATED TIMBER* SOB CARGAS PERPENDICULARES AO SEU PLANO: ABORDAGEM EXPERIMENTAL E NUMÉRICA**

Esta dissertação de mestrado foi julgada adequada para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA, Área de Concentração Estruturas, e aprovada em sua forma final pelo professor orientador e pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Porto Alegre, 25 de novembro de 2020

Prof. Inácio Benvegnu Morsch  
Dr. pelo PPGEC/UFRGS  
Orientador

Prof. Jean Marie Désir  
Dr. pelo PPGEC/UFRGS  
Coorientador

Prof. Nilo Cesar Consoli  
Coordenador do PPGEC/UFRGS

**BANCA EXAMINADORA**

**Prof. Eduardo Bittencourt**  
**(UFRGS)**  
Dr. pela Universidade Federal  
do Rio Grande do Sul

**Prof. Poliana Dias de Moraes**  
**(UFSC)**  
Dr. pela Universidade Henri Poincaré Nancy I

**Prof. Darci Alberto Gatto**  
**(UFPEL)**  
Dr. pela Universidade Federal de  
Santa Maria

**Prof. Rafael de Avila Delucis**  
**(UFPEL)**  
Dr. pela Universidade Federal  
do Rio Grande do Sul

*Dedico este trabalho à minha família,  
o bem mais precioso que possuo.*



## AGRADECIMENTOS

Agradeço aos Profs. Inácio Benvegnu Morsch e Jean Marie Désir pela orientação deste trabalho, em especial ao Prof. Inácio, que aceitou empreender esta nova linha de pesquisa para o PPGEC quando lhe propus, confiando desde o início no meu entusiasmo. Suas indicações me aprimoraram como pesquisador e engenheiro ao longo do caminho. Mesmo que as dificuldades tenham sido muitas, a perseverança e a paciência foram maiores.

Aos meus pais, Volnice e Gustavo, por me transmitirem os valores que possuo, por sempre terem me fornecido todas as ferramentas para me dedicar exclusivamente aos estudos, e por terem me ensinado que o único caminho é sempre o do esforço e o da dedicação. Também agradeço à minha avó, meus nonnos e minha irmã Ana Carla, quem da mesma forma e em todo momento tiveram uma palavra de ânimo à distância.

Ao meu amigo e colega Adrian Anonis, pelo companheirismo sem igual e troca de conhecimentos durante todo o primeiro ano de mestrado. Apesar dos obstáculos e dos pequenos tropeços, após longas sessões de estudo acompanhadas de mate e de tererê, soubemos triunfar. Assim mesmo, agradeço a todos meus amigos argentinos pelo apoio e amizade que fizeram a distância ficar mais curta nesse tempo em Porto Alegre.

A Renata, por ter me impulsado nesse caminho de conhecimento, pelo apoio e momentos de comemorações que deram um sabor especial a cada uma das pequenas vitórias.

Aos amigos e colegas Felipe Quevedo e Matheus Benincá, pela grande assistência com o Ansys, pelo apoio nos momentos adversos e por me mostrar sua visão quanto à ciência.

À UNNE, pela excelente formação que me deu como engenheiro civil e pela inspiração que recebi de diferentes professores, o que levou a me fascinar pela madeira e por sistemas de construção alternativos. Da mesma maneira, agradeço à UFRGS e ao PPGEC, pelos excelentes professores e pela formação e pensamento crítico que me foi dado nesse tempo de mestrado.

À UFPEL, em especial ao Laboratório de Propriedades Físicas e Mecânicas da Madeira e ao Laboratório de Painéis de Madeira, pelo apoio e amizade no meu tempo em Pelotas. Agradeço especialmente aos amigos Vinicius Taborda, por me ter introduzido a essa universidade, ao Rafael Delucis pela tutela e financiamento de um dos lotes de madeira, ao Andrey Acosta e Ricardo Ripoll pela paciência e dedicação ao longo do projeto. Ainda, agradeço ao Lucas Hlenka pela grande ajuda no desenvolvimento dos *scripts* utilizados na máquina de ensaios. Ao Alencar Ibeiro pelo apoio e confiança em ter compartilhado comigo

seu lar em Pelotas até a finalização da etapa experimental deste trabalho. A hospitalidade de todos me fez sentir como em casa.

Agradeço, também, à *Jowat do Brasil Ltda.* pela confiança na pesquisa, que derivou na doação do adesivo necessário para a fabricação dos painéis CLT.

Por fim, agradeço à CAPES pela bolsa de estudos que possibilitou minha total dedicação para o desenvolvimento deste trabalho, bem como ao PPGEC e ao CEMACOM pela ajuda econômica com os gastos do projeto experimental e infraestrutura na etapa de simulação numérica. Me sinto honrado de haver tido esta oportunidade.

*If the 17th century was characterized by stonework,  
the 18th as the refinement of brickwork,  
the 19th as the heyday of steel structures,  
the 20th as the era of concrete,  
this leaves the 21st century open for a successor.  
My prediction is Engineered Timber.*

Prof. Alex de Rijke  
(Diretor da Royal Arts College – Londres)

## RESUMO

MENDES, R. A. B. **Comportamento estrutural de painéis *Cross-Laminated Timber* sob cargas perpendiculares ao seu plano:** abordagem experimental e numérica. 2020. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre.

Painéis de Madeira Lamelada Colada Cruzada (MLCC) têm se destacado no contexto das construções sustentáveis tanto na comunidade científica quanto tecnológica. Atraentes pelo seu baixo impacto ambiental e sua excelente relação peso-resistência, essas placas permitem edificar em grande altura empregando um material renovável. Devido ao seu comportamento estrutural complexo, em função das múltiplas camadas posicionadas e coladas em direções ortogonais entre si, diversas pesquisas acadêmicas têm sido realizadas a fim de obter melhores considerações de cálculo. Tendo em vista que as normas, NBR 7190 e Eurocode 5, encontram-se atualmente em revisão para incluir esse produto de madeira engenheirada, ainda encontram-se diversos focos de estudo na medida em que a arquitetura ganha confiança nesse material. Uma situação de carregamento que chama a atenção em prédios de grande altura, é a de flexão e/ou compressão localizadas em lajes de CLT. Neste trabalho, investigou-se o comportamento estrutural de placas em flexão uni e biaxial em regime elástico, por meio de modelos numéricos em elementos finitos de casca e sólidos. Por outro lado, foi investigado seu comportamento em compressão perpendicular ao plano na configuração de carregamento parede-laje-coluna. Para tal, foram fabricadas e ensaiadas placas de madeira plantada *Pinus elliottii*, de acordo à norma EN 16351, e logo após simuladas numericamente através de um modelo elastoplástico. Por fim, o critério de falha anisotrópico de Tsai-Wu foi avaliado nesse contexto e contrastado com as observações experimentais. Na flexão, foi recomendado trabalhar com uma relação de esbeltez mínima de 15 e desejável de 20 ao empregar elementos finitos de casca. Na compressão, verificou-se a equivalência entre um método analiticamente exato e um simplificado de distribuição de tensões através dos coeficientes  $k_{c,90,CLT}$ , bem como a forte influência numérica quanto à colagem lateral de lamelas. Obtendo uma concordância coerente com os resultados experimentais, o critério de escoamento de Hill combinado com endurecimento isotrópico bilinear resultou eficaz na determinação das propriedades pertinentes a nível de projeto estrutural de acordo à normativa. Por último, o critério de falha resultou útil para avaliar a integridade estrutural das camadas da placa CLT sob diferentes níveis de carregamento.

**Palavras-chave:** *madeira lamelada cruzada, simulação numérica, flexão fora do plano, compressão perpendicular às fibras/plano, ensaios experimentais mecânicos.*

## ABSTRACT

MENDES, R. A. B. **Structural behaviour of Cross-Laminated Timber panels subjected to out-of-plane loading:** an experimental and numerical approach. 2020. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre.

Cross-laminated timber panels have stood out in the context of sustainable buildings in both scientific and technological communities. Attractive due to their low environmental impact and excellent strength to weight ratio, these panels allow the construction of tall buildings by using a renewable material. Due to its complex structural behavior given its multilayer crosswise configuration, a great number of academic researches have been carried out in order to obtain better calculation considerations. In light of the NBR 7190 and Eurocode 5 standards being currently under review to include this engineered wood product, there are still many unexplored areas of study as architecture confidence increases in this material. A loading condition in high-rise buildings that concerns engineers is that of localized bending and/or compression on CLT slabs. In this work, the out-of-plane bending structural behavior of CLT panels was investigated in the elastic regime, by means of two different finite element models employing shell and solid elements. On the other hand, its performance in compression perpendicular to plane in the wall-slab-column loading configuration was investigated. For this purpose, planted *Pinus elliottii* CLT panels were manufactured and tested, according to the EN 16351 standard, and afterward they were numerically simulated using an elastoplastic model. Finally, Tsai-Wu's anisotropic failure criterion was evaluated in this context and contrasted with experimental observations. Regarding bending, it was recommended to work with a minimum slenderness ratio of 15 and a desirable ratio of 20 when using shell finite elements. Concerning compression, the equivalence between an analytically exact and a simplified stress dispersion model was verified through  $k_{c,90,CLT}$  factors, as well as the strong numerical influence regarding the lateral gluing of lamellae. Having obtained a reasonable agreement with the experimental results, the Hill flow criterion combined with bilinear isotropic hardening was effective in determining relevant structural design properties according to regulations. Finally, the failure criterion was useful to assess the structural integrity of CLT plate layers under different loading levels.

**Keywords:** *cross-laminated timber, numerical simulation, out-of-plane bending, compression perpendicular to grain/plane, mechanical experimental testing.*

## **LISTA DE SIGLAS**

ANSI – American National Standards Institute  
ANSYS – Analysis Systems Incorporated  
APDL – ANSYS Parametric Design Language  
ASD – Allowable Stress Design  
ASTM – American Society for Testing and Materials  
CC – camada cruzada  
CE – camada externa  
CEN – European Committee for Standardisation  
CLT – Cross-Laminated Timber  
CM – camada média  
CP – Corpo de Prova  
CPT – Classical Plate Theory  
EN – European Standard  
ESLM – Equivalent Single Layer Methods  
FSDT – First Order Shear Deformation Theory  
LRFD – Load and Resistance Factor Design  
LVDT – Linear Variable Displacement Transducer  
LVL – Laminate Veneer Lumber  
LWM – Layer-Wise Methods  
MEF – Método dos Elementos Finitos  
MLC – Madeira Lamelada Colada  
MLCC – Madeira Lamelada Colada Cruzada  
MZZT – Murakami's Zig-Zag Plate Theory  
NBR – Norma Brasileira  
NDS – National Design Standards  
RFEM – Räumlich Finite Element Method  
RPT – Ren's Plate Theory  
TESC – Test script  
UFPEL – Universidade Federal de Pelotas  
UFRGS – Universidade do Rio Grande do Sul

## LISTA DE SÍMBOLOS

### I- LETRAS ROMANAS MAIÚSCULAS

$A$  : área

$E$  : módulo de elasticidade

$F$  : força mecânica

$G$  : módulo de cisalhamento

$I$  : momento de inércia

$k$  : coeficiente de distribuição de tensões

$R$  : coeficiente de escoamento de Hill

$COV$  : coeficiente de variação (*coefficient of variation*)

$SD$  : desvio padrão (*standard deviation*)

$T$  : módulo tangente

### II- LETRAS ROMANAS MINÚSCULAS

$f$  : resistência mecânica ou frequência natural de vibração

$h$  : altura de viga ; espessura de placa

$t$  : espessura de camada ou lamela

$b$  : largura

$l$  : comprimento

$tg$  : tangente da linha de tendência para a determinação do módulo tangente

$q$  : carga distribuída

$w$  : deflexão

### III- LETRAS GREGAS

$\sigma$  : tensão normal

$\varepsilon$  : deformação normal

$\tau$  : tensão tangencial

$\nu$  : coeficiente de Poisson

$\alpha$  : ângulo de distribuição longitudinal de tensões

$\beta$  : ângulo de distribuição transversal de tensões

$\rho$  : densidade

$\kappa$  : fator de correção de cisalhamento

#### IV- SUBÍNDICES

*b* : referente à flexão (*bending*)

*c* : referente à compressão

*t* : referente à tração

*v* : referente ao cisalhamento

*k* : referente a uma propriedade ou parâmetro característico

*m* : referente a uma propriedade ou parâmetro médio/a

*0* : referente à direção paralela às fibras e camadas longitudinais

*90* : referente à direção perpendicular às fibras e camadas transversais

*x, y, ou z* : referente aos eixos ou planos (em caso de apresentação em dupla) respectivos

*l* : referente à lamela

*gap* : referente ao vazio entre laterais de lamelas

*ap* : aparente, referente à densidade

*app* : aparente, referente ao módulo de elasticidade em flexão, possuindo a componente de cisalhamento

*L, T, ou R*: referente aos eixos locais longitudinal, tangencial e radial da madeira, respectivamente

*P* : prisma cúbico de CLT

*LC* : configuração de carregamento de compressão (*load configuration*)

*VP* : van der Put (referente ao modelo de distribuição de tensões de van der Put)

*S* : simplificado (referente ao modelo de distribuição de tensões simplificado de Brandner)

#### V- SUPERÍNDICES

*y* : referente ao escoamento

*f*: referente à resistência mecânica última ou falha

*pl* : plástico/a

#### VI- EXCEÇÕES ESPECIAIS

$\sigma_e$  : tensão efetiva do critério de escoamento

$\sigma_o$  : tensão de escoamento de referência

$I_F$  : índice de falha



## SUMÁRIO

<b>1 INTRODUÇÃO .....</b>	<b>14</b>
1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO .....	14
1.2 OBJETIVOS .....	21
1.3 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO .....	21
<b>2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>23</b>
2.2 RESUMO DOS MODELOS NUMÉRICOS REVISADOS .....	31
<b>3 MADEIRA.....</b>	<b>34</b>
3.1 NOÇÕES BÁSICAS DE ANATOMIA .....	34
3.2 CONSTANTES DE ENGENHARIA.....	36
3.3 COMPORTAMENTO MECÂNICO DA MADEIRA À COMPRESSÃO PERPENDICULAR ÀS FIBRAS .....	37
3.4 AGENTES BIODEGRADANTES – Influência na resistência mecânica.....	39
3.5 CLASSES RESISTENTES DE MADEIRA SERRADA.....	40
3.6 Módulo de elasticidade em flexão local e global .....	42
<b>4 CROSS-LAMINATED TIMBER .....</b>	<b>44</b>
4.1 CARACTERÍSTICAS COMO MATERIAL DE CONSTRUÇÃO .....	44
4.2 PROCESSO DE FABRICAÇÃO .....	47
4.3 PADRÕES GEOMÉTRICOS E LIMITAÇÕES DE APLICAÇÃO.....	49
<b>5 PROCESSO DE CÁLCULO ESTRUTURAL.....</b>	<b>51</b>
5.1 INTRODUÇÃO AOS MÉTODOS DE CÁLCULO E SUAS LIMITAÇÕES .....	51
5.2 ELEMENTOS EM CLT EM SISTEMAS DE LAJE E PAREDE .....	52
5.3 MÉTODO DA ANALOGÍA DO CISALHAMENTO ( <i>Shear Analogy</i> ).....	54
5.4 MÉTODOS SIMPLIFICADOS DE CÁLCULO SEGUNDO À NDS-2018 .....	58
5.5 PAINÉIS CLT UTILIZADOS COMO PLACA (flexão biaxial).....	62
5.6 DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES PERPENDICULARES AO PLANO.....	64
5.7 MÉTODOS ANALÍTICOS PARA ELEMENTOS DE VIGA E DINTEL .....	68
5.8 VIBRAÇÃO DE PISOS EM CLT.....	69
<b>6 PROGRAMA EXPERIMENTAL.....</b>	<b>73</b>

6.1 ORGANIZAÇÃO DO CAPÍTULO .....	73
6.2 MADEIRA MACIÇA.....	73
6.3 CLT.....	88
6.4 SÍNTESE E CONTRIBUIÇÃO.....	110
<b>7 MODELAGEM DE PLACAS CLT POR ELEMENTOS FINITOS.....</b>	<b>111</b>
7.1 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS .....	111
7.2 PLASTICIDADE ANISOTRÓPICA: O Critério de Escoamento de Hill .....	115
7.3 CRITÉRIO DE FALHA ANISOTRÓPICO: O Critério de Tsai-Wu.....	120
<b>8 SIMULAÇÕES NUMÉRICAS.....</b>	<b>122</b>
8.1 ANÁLISE DO CLT SUJEITO À FLEXÃO FORA DE SEU PLANO .....	122
8.2 ANÁLISE DO CLT EM COMPRESSÃO PERPENDICULAR AO PLANO .....	148
<b>9 CONSIDERAÇÕES FINAIS.....</b>	<b>164</b>
9.1 CONCLUSÕES .....	164
9.2 SUGESTÕES DE PESQUISA .....	166
<b>REFERÊNCIAS.....</b>	<b>167</b>
<b>APÊNDICE A – Variação dimensional dos corpos de prova madeira maciça.....</b>	<b>175</b>
<b>APÊNDICE B – <i>scripts</i> TESC SCRIPT .....</b>	<b>176</b>
<b>ANEXO A – Coeficientes de Poisson de materiais anisótropos.....</b>	<b>178</b>
<b>ANEXO B – Classes resistentes de elementos em CLT.....</b>	<b>180</b>
<b>ANEXO C – Conexões de elementos em CLT .....</b>	<b>182</b>
<b>ANEXO D – Métodos de cálculo alternativos .....</b>	<b>186</b>
<b>ANEXO E – Fatores de modificação e fluência de elementos CLT em flexão.....</b>	<b>193</b>

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO

Ao longo da história da construção arquitetônica, o uso da madeira limitou-se, maiormente, à construção de sistemas leves do tipo grelha com elementos maciços lineares a cobrir vãos restritos. No começo do século 20, avanços tecnológicos tornaram o aço e o concreto mais acessíveis e econômicos, o que rapidamente levou a madeira, um material natural e renovável, a ser substituída pelo concreto armado, um material industrial elaborado pelo homem a partir de recursos minerais finitos extraídos do meio ambiente.

O interesse pelas estruturas de madeira ressurgiu em meados da década de 1960, com a criação de novos produtos baseados nesse material e que dariam começo à chamada “madeira engenheirada”. Essa define-se como madeira processada industrialmente, através da união de suas partículas, lâminas ou lamelas, com adesivos estruturais ou outros meios de fixação, a fim de formar materiais compósitos com características resistentes superiores e mais homogêneas. Um claro exemplo desses produtos nesse movimento é a Madeira Lamelada Colada (MLC), que crescentemente permitia construções mais complexas, com vãos importantes e formas curvas que chamavam a atenção de engenheiros e arquitetos.

Futuros desenvolvimentos, em meados da década de 1990, permitiram o patenteamento de um novo produto chamado Madeira Lamelada Colada Cruzada (MLCC), traduzido do nome em inglês *Cross-Laminated Timber* (CLT), também conhecido como *X-Lam* na Europa. Thistleton & Thistleton (2018) definem os painéis CLT como placas compostas de várias camadas de tábuas (lamelas) de madeira estrutural, empilhadas transversalmente em um ângulo de 90° e coladas sob alta pressão. Essas placas maciças são tipicamente fabricadas com um número ímpar de camadas (de três a nove), conforme ilustrado na Figura 1. Dessa maneira, alternando a orientação de cada camada adjacente, reduz-se a anisotropia do elemento e sua expansão/encolhimento por higroscopia. O resultado é uma placa praticamente maciça, com estabilidade dimensional e capacidade estrutural superiores em relação à madeira maciça.

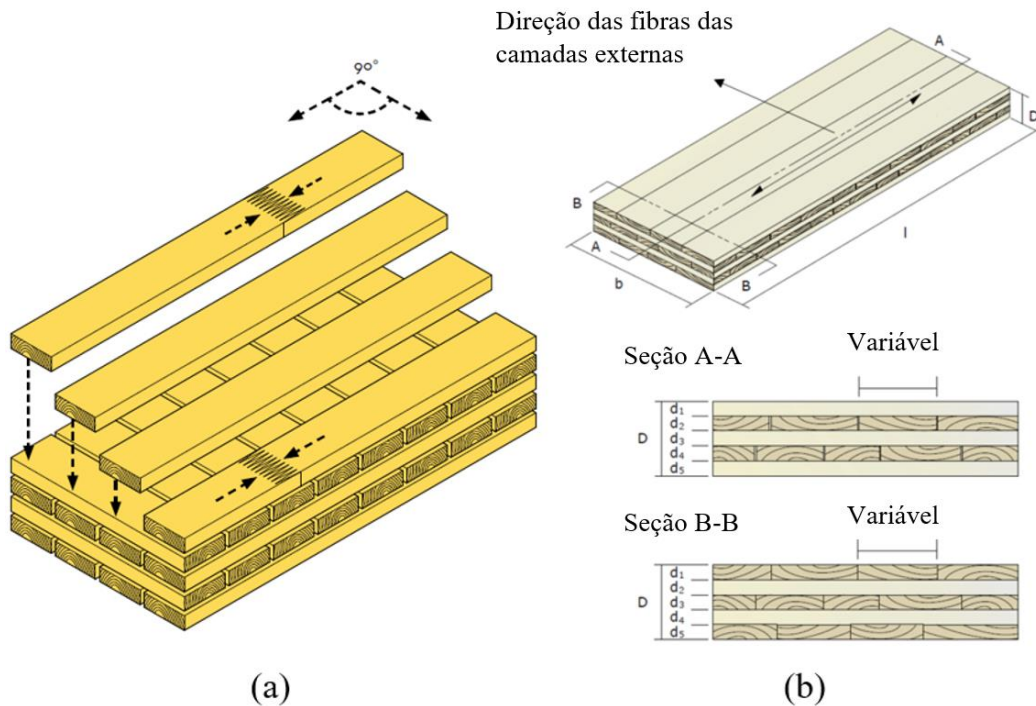


Figura 1 – Painel CLT: (a) Montagem; (b) Seção longitudinal e transversal. Adaptado de Thistleton e Thistleton (2018) e Karacabeyli e Gagnon (2019)

O CLT teve sua origem dentro da indústria tradicional de madeira da Europa Central e Escandinávia. Entretanto, o produto tal como é conhecido atualmente, foi fruto de trabalho científico-industrial na Áustria, em meados de 1990, tendo se desenvolvido desde então (THISTLETON e THISTLETON, 2018). No cenário atual, o mercado global de CLT atingiu o valor de US\$ 664 milhões em 2018, e possui uma expectativa de crescimento a US\$ 1.457 bilhões para o ano de 2024. (IMARC GROUP, 2019)

A maior parte das edificações construídas empregando o CLT se encontra distribuída pela Europa, já seja em forma pura, conforme ilustrado na Figura 2, ou híbrida com aço e concreto armado. Na América do Norte, com destaque especial para o Canadá, o uso desse elemento construtivo vem se tornando cada vez mais convencional (OLIVEIRA, 2018). Nesse contexto, embora pareça algo completamente novo, construções de grande porte em madeira têm sido executadas de forma pontual por mais de 100 anos nos Estados Unidos, tendo como exemplo o prédio de nove andares *Butler Building* em Minneapolis/Minnesota, construído em 1908 e ainda em serviço. Dessa forma, a madeira engenheirada vêm permitindo o ressurgimento e crescimento deste tipo de construção chamado de *Mass Timber*, cujo método construtivo em seco caracteriza-se pela pré-fabricação e utilização de grandes peças de madeira estrutural, sendo o CLT e a MLC, protagonistas.



Figura 2 – Edifício de CLT na Itália. (KARACABEYLI e GAGNON, 2019)

Com relação ao Brasil, somente a empresa *Crosslam* fabrica esse produto, estando localizada em Suzano/SP. A mesma produz painéis CLT com espessuras variando de 57 mm a 250 mm, com tamanho mínimo de 2,4 m de largura por 8 m de comprimento, e máximo de 3 m de largura por 12 m de comprimento. Isso apresenta uma das grandes vantagens da madeira engenheirada em relação à madeira serrada, a qual, geralmente, limita-se a elementos de 5 cm x 35 cm x 2,7 m. A matéria-prima utilizada pela empresa é a madeira *Pinus taeda/elliottii*, e em casos específicos, *Eucalyptus grandis*, sendo essas espécies as com maior área plantada no território nacional (IBÁ, 2019). Ainda, de acordo com Gonzalez de Cademartori *et al.* (2012), parte dos plantios de *Pinus elliottii* do Rio Grande do Sul produzem madeira com elevada quantidade de defeitos naturais, em razão da inexistência de tratamentos silviculturais na floresta, o qual compromete a qualidade da mesma. Nesse caso, embora não seja o caso ideal, a fabricação de CLT também consegue agregar valor a uma matéria prima precária, tornando-a um produto mais nobre e com novas possibilidades de aplicação.

A título de referência o Quadro 1 apresenta algumas configurações de painéis (*layups*) usualmente empregados pela empresa canadense-norte-americana *Structurlam*.

Camadas	Espessura total (mm)	Espessura de cada camada alternada longitudinal e transversalmente (mm)								
3	87	35	17	35						
	105	35	35	35						
5	139	35	17	35	17	35				
	175	35	35	35	35	35				
7	191	35	17	35	17	35	17	35		
	245	35	35	35	35	35	35	35		
9	243	35	17	35	17	35	17	35	17	35
	315	35	35	35	35	35	35	35	35	35

Quadro 1 – Painéis CLT *Structurlam*. Adaptado de *Structurlam* (2018)

Cabe destacar que, a quantidade de construções com painéis CLT vem aumentando gradualmente, desde a primeira edificação desse tipo implantada em 2013. Segundo Oliveira (2018), entre os anos 2013 e 2018, construíram-se 31 edificações que usaram o CLT de forma parcial ou total. Exemplos dessas apresentam-se na Figura 3. Apesar disso, os atuais exemplares edificados ainda são escassos e de dimensões reduzidas, restringindo-se, a maioria, no máximo a dois pavimentos. Todavia, segundo entrevistas realizadas pelo autor ao setor técnico no Estado de São Paulo em 2019, prontamente serão erguidos pequenos prédios em CLT na região.



Figura 3 – Construções no Brasil de um (a) e dois (b) pavimentos executados empregando o CLT. (OLIVEIRA, 2018)

Considerando suas aplicações como elemento construtivo estrutural, os painéis CLT mostram uma versatilidade pouco vista em outros materiais. Sua estrutura homogeneizada fornece elevada rigidez e resistência em todas as suas direções, proporcionando um excelente desempenho tanto como elemento de laje quanto como parede portante e estrutura de contraventamento. As Figuras 4 e 5, ilustram configurações usuais de painéis CLT na construção.

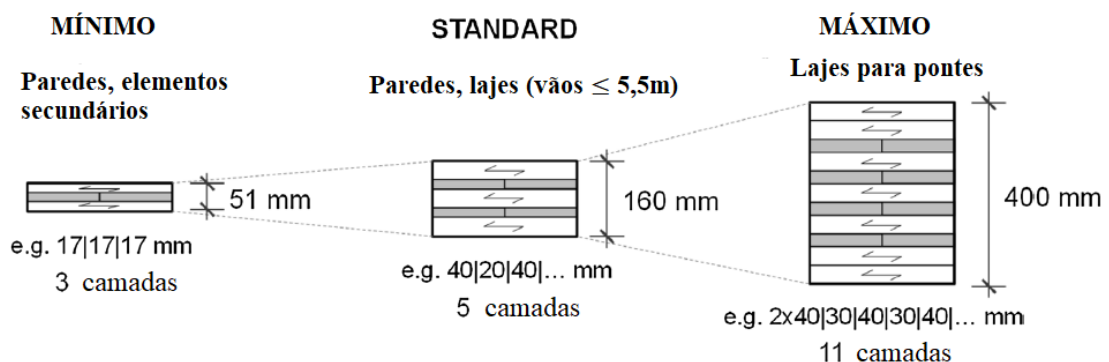


Figura 4 – Aplicações do CLT: Espessuras segundo sua aplicação. Adaptado de Schickhofer (2015)



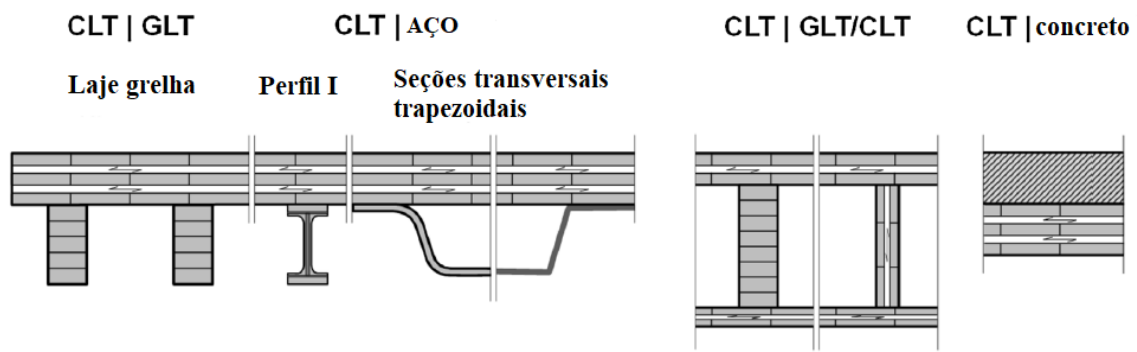


Figura 5 – Aplicações do CLT: estruturas híbridas com concreto e aço.  
Adaptado de Schickhofer (2015)

Algumas vantagens do uso desses painéis em relação a construções convencionais em concreto armado e aço são,

- Sustentabilidade: material renovável, cuja pré-fabricação reduz a quantidade de resíduos sólidos produzidos em obra e a correspondente poluição sonora;
- Resistência: relação resistência-peso superior à do aço e o concreto;
- Peso: aproximadamente um quinto do peso do concreto armado convencional;
- Estética: possibilidade de deixá-lo exposto quando empregado internamente, reduzindo a quantidade de materiais de acabamento empregados;
- Velocidade: tempo de construção reduzido em aproximadamente 20% comparado com um projeto equivalente em concreto armado (THISTLETON e THISTLETON, 2018);
- Comportamento ao fogo: carbonização exterior à peça protege sua integridade estrutural interior, fornecendo uma taxa de redução de seção transversal muito previsível;
- Desempenho termoacústico: propriedades isolantes superiores à alvenaria tradicional;
- Sismos e explosões: alta capacidade de dissipação de energia pela ductilidade própria do CLT e suas conexões, em contraste com o concreto armado, o qual é mais susceptível sofrer fraturas e/ou desintegração.

Algumas desvantagens a considerar são,

- Normativa: atualmente não há norma técnica brasileira que formalize o dimensionamento estrutural do CLT;
- Projeto: devido à pré-fabricação, o projeto deve ser muito mais detalhado, similar às construções em aço;

- Umidade: sem o devido revestimento, é suscetível à intempérie e infiltrações de instalações;
- Logística de montagem: necessidade do uso de guindastes;
- Custo: pode apresentar um custo superior ao de um edifício equivalente em concreto armado.

A fim de poder usufruir todo o potencial desse material, resulta indispensável contar com a harmonização e a padronização das regulações técnicas existentes. No que diz respeito à normativa nacional, atualmente não consta referência alguma na NBR 7190 (ABNT, 1997), de Projetos de Estruturas de Madeira, sobre seu processo de fabricação ou de cálculo.

Já no cenário exterior, mais especificamente na Europa, as propriedades do CLT foram inicialmente definidas por regulações nacionais em 1998, e subsequentemente desde 2006, através do trabalho do comité internacional de aprovações técnicas (*International European Technical Approval – ETA*). Apesar da primeira norma europeia, EN 16351 (AENOR, 2017), ter sido introduzido provisoriamente em 2013 e formalmente em 2015, esse regulamenta somente questões relacionadas com sua produção e caracterização mecânica, carecendo de um processo de dimensionamento formalizado. Uma base para tal propósito pode-se encontrar nos anexos da norma europeia de estruturas de madeira Eurocode 5, o qual também se encontra em processo de revisão e inclusão desse elemento. (JELEČ, VAREVAC e RAJČIĆ, 2018)

Em contraste, no continente americano, engenheiros contam com as últimas versões das normas de projeto de estruturas de madeira CSA 086-14 (*Canadian Standards Association*), no Canadá e ANSI/AWC NDS-2018 *for Wood Construction (National Design Standards)* nos Estados Unidos, as quais contemplam o CLT. Essas originaram-se de diversas regulações técnicas e manuais de cálculo, como o manual canadense (KARACABEYLI e GAGNON, 2019), o estadunidense (KARACABEILY e DOUGLAS, 2013) e o austríaco (WALLNER-NOVAK, *et al.*, 2018), fruto de especificações técnicas dos fabricantes e da experiência de numerosos projetos de pesquisa conduzidos até o momento.

Na medida em que a arquitetura em *Mass Timber* ganha confiança no material e torna-se mais ousada, a capacidade estrutural de elementos em CLT é desafiada e explorada ao máximo. Embora o uso como laje seja tipicamente empregado em flexão uniaxial (como viga), a partir de 5 camadas na espessura, esses painéis atuam muito bem como placas em flexão biaxial, aproveitando, dessa forma, a rigidez proporcionada pelas camadas transversais. Seguindo o raciocínio, frequentemente desejam-se maiores espaços de circulação ou vista, como por exemplo, grandes fachadas de vidro. Aqui torna-se particularmente atrativo o uso de colunas para o apoio de lajes, demandando um cálculo cauteloso da compressão perpendicular



ao plano do CLT, especialmente em prédios de grande altura, uma vez que as cargas verticais chegam nos primeiros pavimentos com valores elevados (**vide** Figura 6).



Figura 6 – Laje CLT apoiada sobre colunas, na Universidade de Arkansas, EUA. Retirado de <[www.wooddesignandbuilding.com](http://www.wooddesignandbuilding.com)> Acesso em 05/02/2020

Nesse sentido, o comportamento estrutural diante de cargas pontuais que provocam flexão e/ou compressão localizadas, depende fortemente da configuração de camadas do painel, da sua relação de esbeltez, das áreas de apoio e carregamento, entre outros fatores. Diversos estudos analíticos, experimentais e numéricos anteriores, analisaram casos construtivos do tipo, onde o CLT é empregado como laje, objetivando fornecer pautas e recomendações ainda inexistentes nas normas de cálculo. No caso da compressão, já foram realizados ensaios de laje comprimida entre paredes, entre colunas e totalmente apoiadas. Contudo, ainda não foram realizados testes na configuração de laje entre coluna e parede, para a qual há propostas de teorias de distribuição de tensões de compressão que requerem ser validadas. Para o caso da flexão, apesar das numerosas pesquisas ao respeito, são escassas as comparações entre análises numéricas com elementos finitos 2D (de uso habitual) vs. 3D nas situações mencionadas.

O presente trabalho propõe colaborar no preenchimento dessas lacunas inexploradas até o momento, abordando o problema de forma analítica, experimental e numérica pelo método dos elementos finitos.

## 1.2 OBJETIVOS

Esta pesquisa tem o propósito de contribuir na compreensão do comportamento estrutural de painéis CLT sujeitos a carregamentos perpendiculares ao seu plano, que provoquem: (i) flexão uni e bidirecional, por um lado, e; (ii) compressão perpendicular às fibras, por outro. Para (i) propõe-se realizar uma abordagem puramente numérica e analítica; Para (ii) propõe-se realizar uma abordagem experimental e logo numérica. Dessa forma, definem-se dois objetivos gerais independentes com os seguintes objetivos específicos:

a) Objetivo geral (i):

- Implementar modelos numéricos em dois níveis de complexidade, visando avaliar as diferentes precisões entre ambos considerando as características próprias dos painéis CLT;
- Comparar os resultados numéricos com outros obtidos analiticamente por métodos padronizados e não padronizados, disponíveis na bibliografia;

b) Objetivo geral (ii):

- Fabricar painéis CLT em laboratório e executar ensaios de compressão perpendicular ao plano na configuração de carregamento coluna-laje-parede, obtendo dados de rigidez, resistência e coeficientes de distribuição de tensões;
- Analisar diferentes teorias de distribuição de tensões de compressão no contexto de carregamento anterior;
- Implementar e validar um modelo numérico que descreva o comportamento elastoplástico de painéis CLT sujeitos a compressão perpendicular ao plano, tendo como base os dados experimentais obtidos anteriormente;
- Avaliar a utilidade de um modelo de falha anisotrópico no contexto dos ensaios realizados.

## 1.3 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

O presente trabalho está dividido em 8 capítulos. O capítulo 1 contextualiza a pesquisa apresentando o desenvolvimento cronológico dos painéis CLT, desde sua origem até o atual panorama nacional e internacional. O capítulo 2 apresenta uma revisão bibliográfica sobre trabalhos anteriores com enfoque experimental e numérico nos temas a tratar, assim como também a verificação de normativas ao respeito, classificando em literatura nacional e

estrangeira. O capítulo 3 descreve aspectos anatômicos essenciais da madeira e suas propriedades como material de engenharia, de forma a melhor compreender um produto processado como o CLT. O capítulo 4 aborda questões gerais do CLT, como seu processo de fabricação, padrões geométricos, vantagens e desvantagens como material construtivo. O capítulo 5 engloba as atuais abordagens de cálculo estrutural do CLT, conforme normativas e estudos mais recentes. O capítulo 6 apresenta o programa experimental desenvolvido para o trabalho, desde a madeira serrada até a fabricação dos painéis, seus ensaios e discussão sobre os resultados. O capítulo 7 desenvolve a modelagem de placas CLT por elementos finitos, apresentando o modelo numérico empregado, as características dos elementos utilizados, e a fundamentação teórica dos critérios aplicados. O capítulo 8 se refere aos resultados das simulações numéricas realizadas, a começar pelo desenvolvimento dos modelos numéricos até às análises em estudos anteriores e validação com os ensaios experimentais realizados. Por fim, no capítulo 9 são apresentadas as conclusões do trabalho, sugestões e recomendações para futuras pesquisas sobre os temas abordados.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A seguir, resumem-se alguns artigos científicos selecionados da bibliografia internacional, enfocando primeiramente nos que analisaram experimental e numericamente a compressão perpendicular ao plano do CLT e, seguidamente, alguns estudos sobre flexão fora do plano.

### 2.1.1 Literatura acadêmica

Halili (2008) abriu caminho para o estudo do comportamento de placas CLT em compressão perpendicular ao plano. O autor realizou um estudo experimental comparativo entre cubos CLT e de MLC fabricados em laboratório. Foram encontrados valores de rigidez e resistência 70% e 30% superiores do CLT em relação à MLC, respectivamente. Também foram executados alguns testes de placas carregadas centralmente, analisando configurações de introdução e transmissão de carregamento, porém sem considerar modelos de distribuição de tensões.

Serrano e Enquist (2010) realizaram ensaios de compressão perpendicular em cubos CLT e transmissão localizada de cargas lineares em placas de 3 camadas, determinando somente resistências. A Figura 7 apresenta os casos de carregamento analisadas nas placas. Foi concluído que a resistência é altamente dependente da situação de carregamento, ou seja, de sua posição no painel e orientação em relação à direção das lamelas das camadas externas.

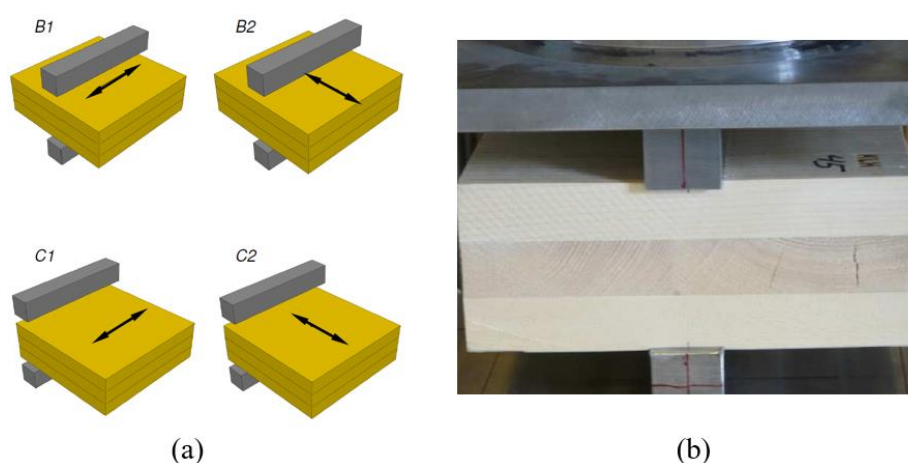


Figura 7 – (a) Configurações de carregamento de placa analisadas; (b) Fotografia de um dos ensaios. Adaptado de Serrano e Enquist (2010)

Salzmann (2010) também investigou a compressão perpendicular ao plano de placas e cubos CLT, aplicando cargas localizadas em 7 posições diferentes no caso das placas, conforme ilustrado na Figura 8. Foi empregado um modelo numérico linear elástico ortotrópico no *software* Abaqus, utilizando elementos hexaédricos de 27 nós e elementos de contato nas áreas de apoio e carregamento. O modelo cumpriu o objetivo de investigar diferenças de rigidez considerando diferentes modelos de distribuição de tensões, influência da orientação dos anéis de crescimento, espessura das camadas, entre outros aspectos. O autor destacou a importância da consideração de um modelo de distribuição de tensões adequado para a correta determinação de rigidezes e resistências em função da configuração cruzada característica desses painéis.

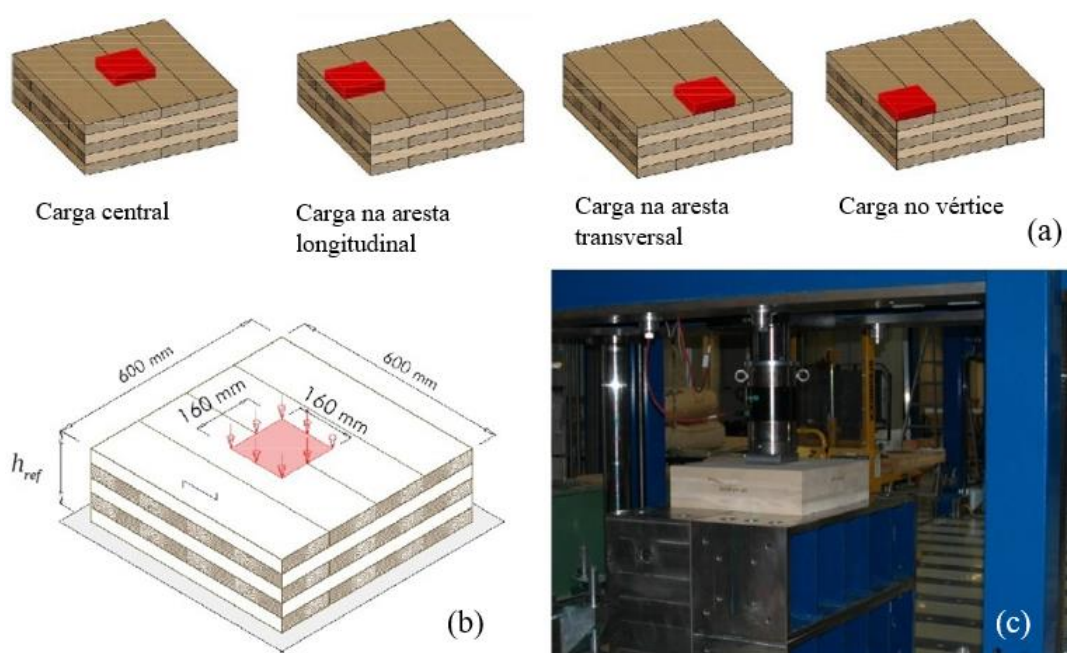


Figura 8 – Ensaio experimentais de Salzmann: (a) e (b) Algumas das configurações de carregamento; (c) Fotografia de um ensaio. Adaptado de Salzmann (2010)

Bogensperger, Augustin e Schickhofer (2011) estudaram numericamente as propriedades mecânicas do CLT sob compressão ortogonal ao seu plano. Nesse estudo, o desempenho em rigidez do CLT mostrou-se cerca de 30% superior à MLC devido a um efeito de travamento entre as camadas cruzadas. Os autores empregaram os dados experimentais de Salzmann (2010) com o objetivo de realizar um estudo paramétrico para a obtenção de coeficientes de distribuição de tensões (**vide** Tabela 1). O material foi modelado como sendo linear elástico ortotrópico nos eixos do plano da placa, e elastoplástico na direção perpendicular ao plano, ou seja, no eixo local radial das lamelas.

Tabela 1 – Coeficientes de distribuição de tensões empíricos de Salzmann (2010). Adaptado de Bogensperger, Augustin e Schickhofer (2011)

Posição subárea carregada	$k_{c,90,CLT}$ (-)
Central	1,8
Aresta longitudinal	1,5
Aresta transversal	1,5
Vértice	1,4

Ciampitti (2013) analisou experimentalmente cubos e painéis CLT sem colagem lateral entre lamelas em compressão perpendicular ao plano, tanto em casos de introdução quanto de transmissão de cargas pontuais e lineares, e também avaliando a influência do teor de umidade dos espécimes no desempenho mecânico. O autor observou que o aumento da área de carregamento em cubos CLT com o mesmo teor de umidade acompanha um aumento de resistência, assim como também uma redução de resistência na medida em que o teor de umidade dos corpos de prova se eleva. A Figura 9 ilustra algumas das configurações de ensaio analisadas, bem como a montagem do ensaio de ensaio empregando 4 LVDTs (*Linear Variable Displacement Transducer*) para a medição dos deslocamentos.

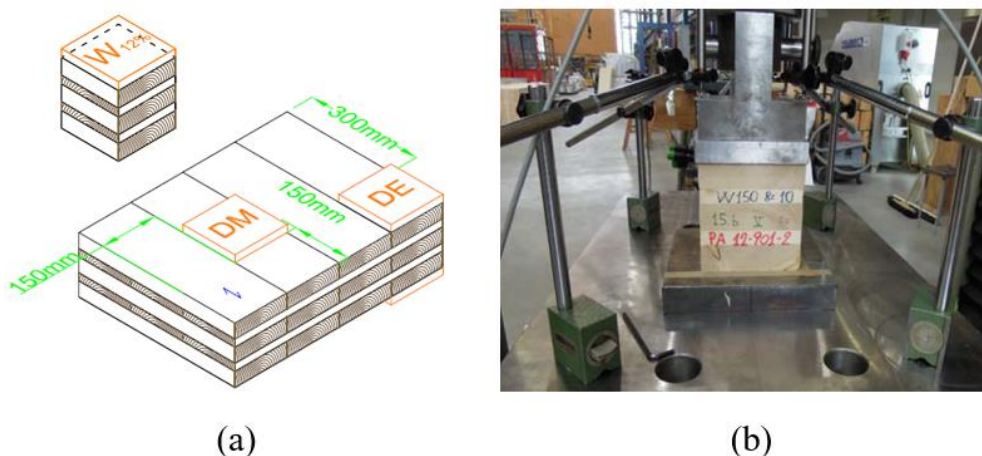


Figura 9 – Análise experimental de Ciampitti: (a) Algumas das configurações de ensaio analisadas; (b) Fotografia do ensaio de compressão de um cubo CLT. Adaptado de Ciampitti (2013)

Brandner (2018) realizou uma revisão integradora sobre a compressão perpendicular ao plano do CLT e, adicionalmente, propôs métodos de distribuição de tensões de compressão para a atual revisão em curso do Eurocode 5. Dito método é uma adaptação da teoria de dispersão de tensões de van der Put (2012), resultando em uma abordagem abrangente no sentido de sua



aplicabilidade tanto à madeira serrada quanto a elementos de CLT e MLC, considerando a totalidade dos parâmetros influentes na compressão perpendicular às fibras/plano.

É importante destacar que Bogensperger, Augustin e Schickhofer (2011) e Salzmann (2010) não apresentaram uma comparação entre curvas do tipo força – deslocamento numéricas vs. experimentais.

No que respeita a cargas perpendiculares ao plano que provoquem flexão no painel CLT, a literatura atual possui numerosos estudos largamente discutidos, por ser a solicitação primeiramente explorada desse produto de madeira engenheirada. Nesse sentido, introduzindo certa inovação, Franzoni *et al.* (2016) realizaram uma investigação experimental e numérica do comportamento à flexão de placas CLT com pequenos e grandes vazios periódicos entre laterais de lamelas adjacentes. A ordem de grandeza desses vãos variou desde o máximo permitido por norma até separações não convencionais, aproveitando este segundo caso para preenchê-los com material isolante e criar um novo produto mais leve (**vide** Figura 10). Diversas abordagens analíticas de menor e maior complexidade foram avaliadas para prever rigidezes de flexão e cisalhamento. Também, utilizou-se o *software* Abaqus para modelar as placas com elementos hexaédricos de 8 nós (**vide** Figura 11). Os resultados comprovaram a grande influência que os espaçamentos têm na resposta mecânica dos painéis, especialmente nos efeitos de cisalhamento. A redução da rigidez à flexão com a variação do tamanho dos vazios é proporcional à redução do volume de madeira no interior das placas.

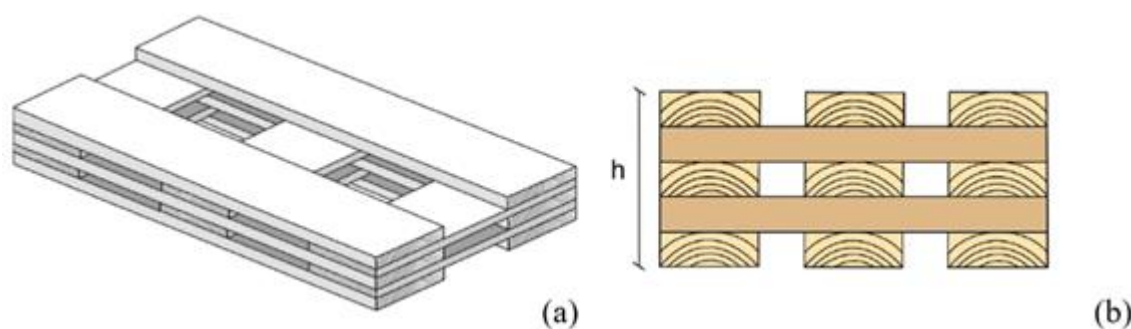


Figura 10 – Esquemas dos painéis CLT com grandes espaçamentos entre lâminas. (a) Vista axonométrica; (b) Seção transversal. Adaptado de Franzoni *et al.* (2016)

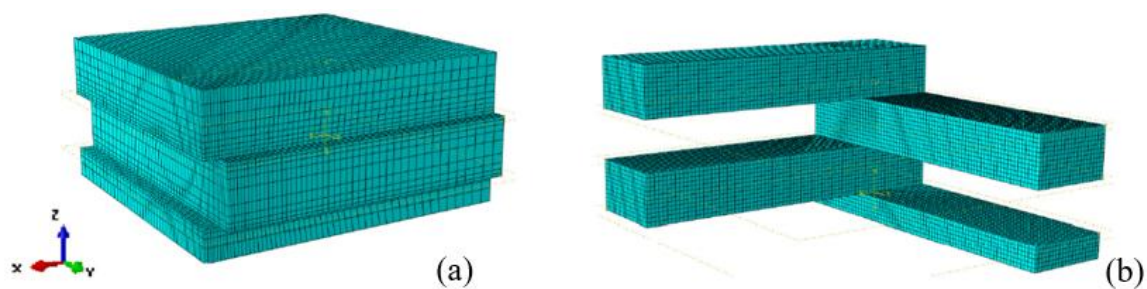


Figura 11 – Malhas de elementos finitos empregadas: (a) Vazios de 5 mm; (b) Vazios maiores de 150 mm. (FRANZONI, *et al.*, 2016)

Baño, Godoy e Vega (2016) avaliaram as propriedades de painéis CLT elaborados em laboratório com madeira uruguaia *Pinus taeda* e *Pinus elliottii*. Primeiramente, foram testadas tábuas de madeira serrada a fim de determinar sua rigidez à flexão, e logo vigas CLT de 3 e 5 camadas em flexão de 4 pontos. Também, foi desenvolvido um modelo em elementos finitos no *software COMSOL Multiphysics* para logo comparar seus resultados com os dados experimentais. A madeira foi considerada com comportamento linear elástico ortotrópico, e a simulação utilizou elementos sólidos tetraédricos para a malha (**vide** Figura 12). O modelo conseguiu prever os resultados empíricos razoavelmente, além de demonstrar que a rigidez à flexão dos painéis pode ser aprimorada modificando a configuração das camadas (espessura e orientação), sem aumentar o volume de madeira.

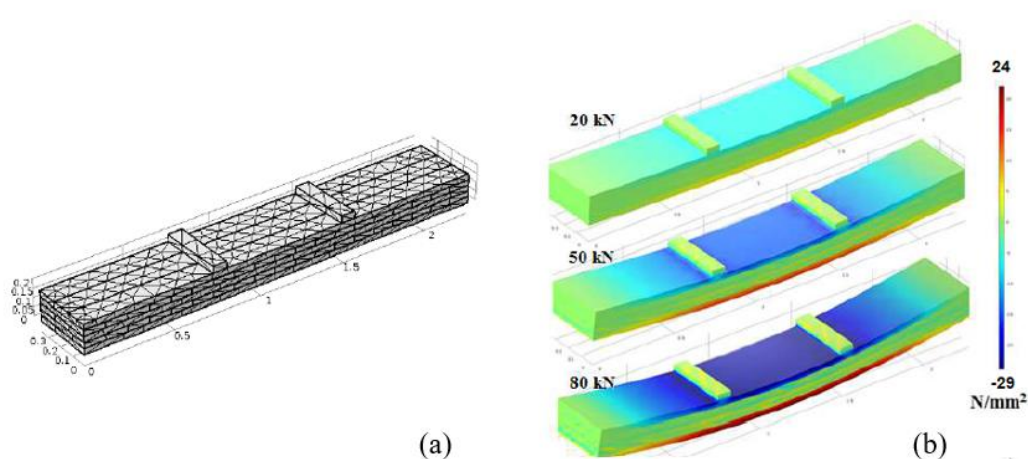


Figura 12 – a) Modelo numérico; b) Campo de tensões longitudinais. (BAÑO, GODOY e VEGA, 2016)

Martínez *et al.* (2018) estudaram o comportamento à flexão de vigas CLT, e propuseram um modelo 3D em elementos finitos utilizando o módulo de compósitos do *software Ansys*.



Dito modelo simulou o material com elementos sólidos SOLID186, considerando cada camada do material como um elemento espesso maciço. As camadas foram analisadas com colagem perfeita, e suas propriedades foram consideradas constantes ao longo das espessuras. Adicionalmente, foi avaliada a falha dos elementos com o critério de Tsai – Wu. Os resultados da simulação foram contrapostos com dados experimentais extraídos de um estudo prévio, obtendo boa conformidade para as tensões fora do plano de vigas CLT.

He, Sun e Li (2018) analisaram as propriedades mecânicas de painéis CLT fabricados com madeira de cicuta canadense. Análises numéricas e experimentais foram levadas a cabo para prever a rigidez à flexão e a capacidade última resistente dos painéis. Foram ensaiados espécimes sujeitos a compressão dentro do plano e flexão de 4 pontos de vigas (vide Figura 13). Ademais, foi calculada a rigidez à flexão por distintas normas, e logo comparada com os dados experimentais. O painel CLT foi modelado com elementos hexaédricos de 8 nós. As lamelas foram assumidas com colagem perfeitamente rígida. Foi empregada uma relação constitutiva com plasticidade de Hill e endurecimento cinemático multilinear para modelar o comportamento ortotrópico da madeira. Chegou-se à conclusão de que o CLT de cicuta canadense pode ser identificado dentro da classificação de resistências da norma norte-americana ANSI/APA PRG 320.

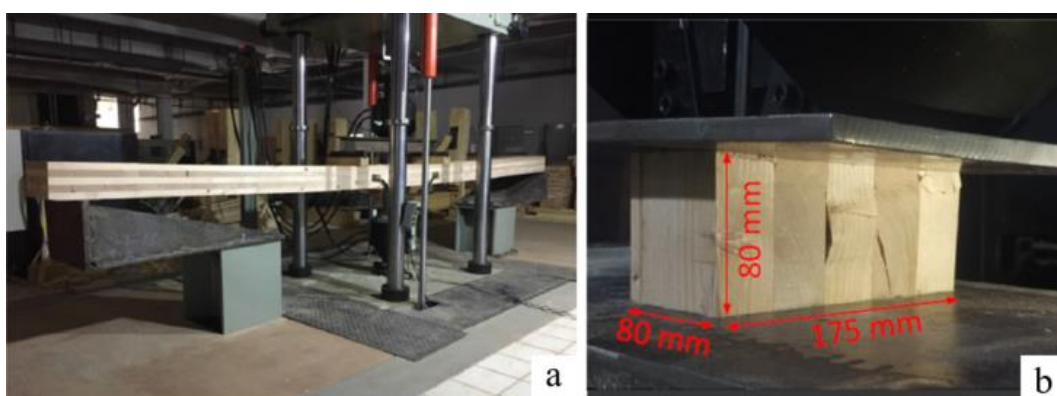


Figura 13 – a) Ensaio de flexão de viga CLT; b) Ensaio de compressão paralelo às fibras de CLT. Adaptado de He, Sun e Li (2018)

Zhang, Lee e Lam (2018) estudaram o comportamento de painéis CLT atuando como placa, e o de vigas CLT com e sem conexões metálicas. Nesse sentido, foram ensaiadas placas em flexão biaxial resistindo uma carga central concentrada, com apoios em seus quatro vértices (vide Figura 14), e vigas na maior e menor direção de resistência. Foram registradas rigidezes e deslocamentos verticais, que logo serviriam para validar um modelo numérico.

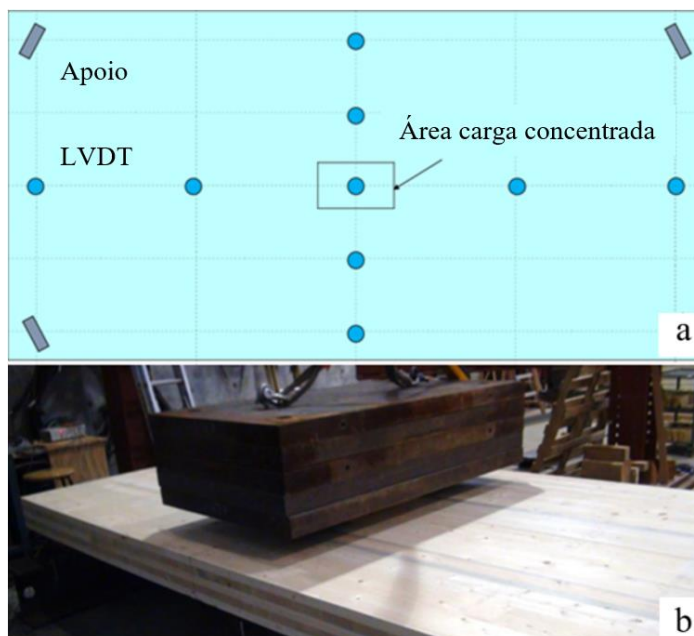


Figura 14 – (a) Esquema do ensaio de flexão do painel CLT; (b) Fotografia do ensaio. Adaptado de Zhang, Lee e Lam (2018)

Conforme mencionado anteriormente, a aparição do CLT no Brasil é muito recente. Alguns pesquisadores brasileiros vêm mostrando interesse pelo assunto, e como resultado disso, uma quantia crescente de material acadêmico tem sido publicada. Nesse sentido, a maioria dos estudos realizados é relacionada à flexão fora do plano do CLT.

Pereira (2014) elaborou uma metodologia empírica para a caracterização estrutural de painéis CLT. Para esse fim, fabricou um painel CLT utilizando madeira serrada *Pinus elliottii* classificada visualmente e adesivo estrutural de melamina ureia formaldeído, no qual realizou testes para determinar suas características mecânicas. Os valores de rigidez para o painel avaliado apresentaram módulo de elasticidade abaixo dos especificados pela norma americana ANSI/APA PRG 320 e pela especificação técnica europeia ETA06/0138, porém os módulos de rigidez ao cisalhamento *rolling shear* obtiveram valores similares aos recomendados.

Lucena (2017) desenvolveu o processo de fabricação em laboratório de painéis CLT confeccionados em madeira *Pinus taeda*, determinou suas propriedades mecânicas por meio de ensaios não destrutivos, analiticamente e pelo MEF com o *software* RFEM em regime elástico linear. A comparação dos deslocamentos medidos nos testes com os calculados analiticamente, exibiu variação máxima de 18,4% e mínima de 1,7%. Logo, pelo MEF, foi apontada uma variação máxima de 15,8% e mínima de 2,7%.

Amorim, Mantilla e Carrasco (2017) consideraram quatro métodos analíticos para o dimensionamento de lajes CLT sujeitas à flexão. Os autores validaram seus cálculos por meio

de ensaios publicados por outros pesquisadores, concluindo que o Método da Analogia do Cisalhamento apresenta menor percentual de erro em relação aos experimentos.

No ano seguinte, Amorim, Ribeiro e Baño (2018), avaliaram analiticamente o dimensionamento de lajes mistas CLT-concreto sujeitas à flexão. Sugeriram que a combinação de CLT com uma camada superior de concreto é uma possível solução à deformação diferida excessiva das lajes de madeira empregadas em vãos extensos, além de melhorar sua performance às vibrações. Comparando resultados analíticos de lajes mistas e puras em CLT com igual espessura, os autores comprovaram uma melhoria importante do comportamento do painel compósito CLT-concreto quanto à rigidez e deformação.

### 2.1.2 Normativa e manuais de cálculo

No Brasil, a NBR 7190 (ABNT, 1997) não atende a elementos de CLT, mas somente aos de MLC, estabelecendo diretrizes para seu dimensionamento. Não obstante, há informação indiretamente relacionada ao presente objeto de estudo, como os métodos de caracterização de madeira serrada e sua classificação de resistência, além de coeficientes de modificação de resistência em serviço.

Na América do Norte, a atual versão da norma ANSI/AWC NDS-2018 incorporou recentemente um capítulo dedicado a esse material. Esse fornece procedimentos de cálculo, valores característicos de referência, entre outras informações aplicáveis somente a peças de CLT fabricadas de acordo à norma de fabricação ANSI/APA PRG-320. Essa apresenta fatores de modificação dos valores de *design* de referência de acordo às condições de serviço do elemento, aspectos quanto às conexões e um método para o cálculo da deflexão considerando o efeito do cisalhamento. A atual versão da norma canadense equivalente, chamada CSA 086, trata o CLT de maneira similar, contudo, não se encontra disponível de forma gratuita.

A atual versão da norma ANSI/APA PRG 320-2018, fornece requisitos e alguns métodos de ensaio para avaliar o desempenho de painéis aplicados à construção civil. São apresentadas dimensões e tolerâncias, requerimentos de desempenho da matéria-prima, critérios de performance e tabelas com classes resistentes e propriedades para projetar com painéis CLT, sempre que fabricados de acordo com as exigências desse documento. (APA, 2018)

Os “Manuais de CLT” canadense (KARACABEYLI e GAGNON, 2019) e estadunidense (KARACABEILY e DOUGLAS, 2013) visam fornecer suporte técnico para o projeto e construção de sistemas que envolvam elementos em CLT e para a elaboração de

normativas nacionais. Assim, esse compêndio apresenta recomendações relacionadas ao projeto estrutural, desempenho ambiental, sísmico, acústico, entre outros aspectos. De maneira similar, organizações privadas austríacas elaboram seu próprio manual, cuja segunda edição lançada em 2018 fornece ao projetista de estruturas de madeira noções fundamentais de projeto. (WALLNER-NOVAK, *et al.*, 2018)

Na Europa, a norma UNE EN 16351 estabelece os requisitos correspondentes às características de desempenho e fabricação do CLT estrutural, de diretriz reta ou curva, com ou sem uniões macrodentadas<sup>1</sup>, e com finalidade de uso em edifícios ou pontes. Nela, regulam-se características geométricas, estruturais e de durabilidade dos materiais componentes e produto final. Apresentam-se também alguns métodos de ensaio para a verificação das prestações de rigidez e resistência. Em contraste com a ANSI/APA PRG 320, esta não provê classes resistentes para os painéis. (AENOR, 2017)

No que diz respeito às normativas de cálculo, a versão mais recente da regulamentação europeia de estruturas de madeira, Eurocode 5 (CEN, 2004), ainda não contempla o CLT propriamente dito. Contudo, seu anexo B conta com o método *Mechanically jointed beams* (Vigas mecanicamente unidas), que logo daria origem ao primeiro método de cálculo conhecido como “Método Gama Modificado”.

## 2.2 RESUMO DOS MODELOS NUMÉRICOS REVISADOS

O Quadro 2 apresenta um resumo das principais características dos modelos numéricos revisados. Estes estão classificados de acordo ao tipo de solicitação aplicada aos painéis, *software* de simulação utilizado, parâmetros de entrada, modelos constitutivos e elementos finitos empregados. Na literatura em geral, elementos sólidos são os preferidos para simular a flexão do CLT, dotados de 8 até 27 nós. Da mesma forma, praticamente a totalidade dos autores consideram colagem perfeita entre camadas, utilizam relações de proporcionalidade para a obtenção de módulos elásticos faltantes, e empregam três coeficientes de Poisson para a madeira (sendo estritamente 6 na realidade), obtendo uma boa concordância com resultados experimentais.

---

<sup>1</sup> União por meio de entalhes múltiplos da seção transversal de dois elementos de CLT. (AENOR, 2017)

<b>Autor/es</b>	<b>Solicitação</b>	<b>Software</b>	<b>Parâmetros de entrada</b>	<b>Modelo do material</b>	<b>Elementos</b>
Serrano e Enquist (2010)	Compressão perpendicular ao plano	Não informado	$E_L, E_R, E_T,$ $G_{LR}, G_{RT}, G_{RT},$ três $\nu, \mu$	Linear elástico ortotrópico; Contato nas áreas de apoio e carregamento	Não informado
Salzmann (2010)	Compressão perpendicular ao plano	Abaqus	$E_L, E_R, E_T,$ $G_{LR}, G_{RT}, G_{RT},$ três $\nu, \mu$	Linear elástico ortotrópico; Contato nas áreas de apoio e carregamento	Sólidos hexaédricos de 27 nós (C327)
Bogensperger, Augustin e Schickhofer (2011)	Compressão perpendicular ao plano	Abaqus	$E_L, E_R, E_T,$ $G_{LR}, G_{LT}, G_{RT},$ três $\nu, \mu$	Linear elástico ortotrópico; Formulação elastoplástica com endurecimento isotrópico na direção perpendicular ao plano; Contato nas áreas de apoio e carregamento	Sólidos hexaédricos de 27 nós (C327)
He, Sun, e Li (2018)	Flexão fora-do-plano; Flexão de 4 pontos	Ansys APDL	$E_L, E_R, E_T,$ $G_{LR}, G_{RT}, G_{RT},$ seis $\nu;$ $f_{l,0}, f_{t,90}$	Elastoplástico linear ortotrópico; Plasticidade de Hill com endurecimento cinemático multilinear	Hexaédricos de 8 nós (SOLID45)

<b>Autor/es</b>	<b>Solicitação</b>	<b>Software</b>	<b>Parâmetros de entrada</b>	<b>Modelo do material</b>	<b>Elementos</b>
Baño, Godoy e Vega (2016)	Flexão fora-do-plano; Flexão de 4 pontos	COMSOL Multiphysics	$E_L, E_R, E_T,$ $G_{LR}, G_{RT}, G_{RT},$ <i>três <math>\nu</math>;</i> $E_{ade}, G_{ade}, \nu_{ade}$	Linear elástico ortotrópico; Complemento <i>Thin Elastic Layer</i> para a superfície adesiva	Sólidos Tetraédricos
Martínez <i>et al.</i> (2018)	Flexão fora-do-plano; Flexão de 4 pontos	Ansys (Composite Module)	$E_L, E_R, E_T,$ $G_{LR}, G_{RT}, G_{RT},$ <i>três <math>\nu</math>;</i> parâmetros de Tsai-Wu	Linear elástico ortotrópico; Colagem perfeita entre camadas; Critério de falha de Tsai-Wu	Sólidos hexaédricos de 20 nós (SOLID186)
Franzoni <i>et al.</i> (2016)	Flexão fora e dentro do plano; Flexão e cisalhamento em volume unitário representativo	Abaqus	$E_L, E_R, E_T,$ $G_{LR}, G_{LT}, G_{RT}$ seis $\nu$	Linear elástico ortotrópico	Sólidos hexaédricos de 8 nós (C3D8)

$E_L, E_R, E_T$ : módulos de elasticidade da madeira serrada, na direção longitudinal, radial e tangencial, respectivamente.

$G_{LR}, G_{LT}, G_{RT}$ : módulos de cisalhamento da madeira serrada, nos planos LR, LT e RT, respectivamente.

$\nu$ : coeficiente de Poisson da madeira serrada.

$\mu$ : coeficiente de fricção estática.

$f_{t,0}$ : resistência à tração paralela às fibras da madeira serrada.

$f_{t,90}$ : resistência à tração perpendicular às fibras da madeira serrada.

$f_{v,ade}$ : resistência ao cisalhamento da linha de cola.

$E_{ade}, G_{ade}, \nu_{ade}$ : propriedades elásticas do adesivo estrutural.

Quadro 2 – Resumo dos modelos numéricos revisados.

### 3 MADEIRA

O objetivo deste capítulo é apresentar aspectos biológicos básicos da madeira e fornecer uma base para a interpretação de suas propriedades como material de engenharia, de forma a facilitar a compreensão dos capítulos subsequentes e como componente principal do CLT.

#### 3.1 NOÇÕES BÁSICAS DE ANATOMIA

A madeira é um compósito de fibras de alta qualidade, naturalmente “projetado” para resistir às cargas atuantes sob a árvore, mas também para fornecer o transporte de água e nutrientes necessários. Portanto, a madeira serrada em escala estrutural é um material heterogêneo e que possui defeitos naturais, tais como nós, orientação desigual de fibras, canais de resina, entre outros. Algumas definições geométricas e anatômicas importantes relacionadas com a madeira mostram-se na Figura 15.

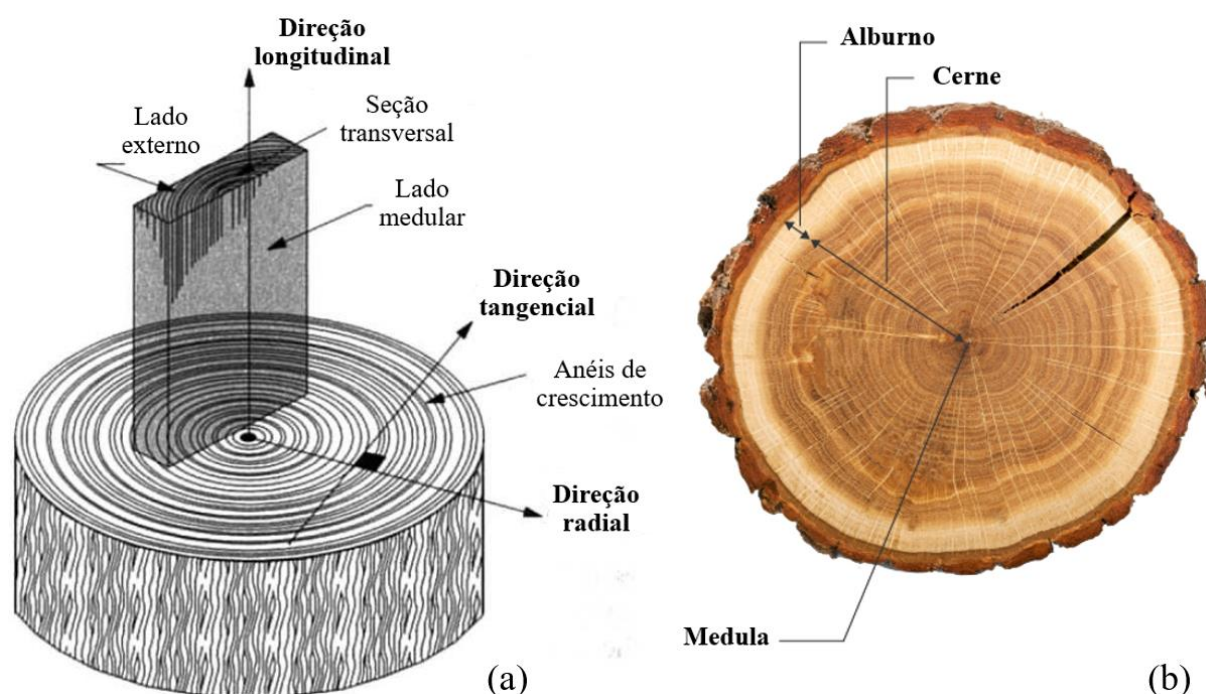


Figura 15 – Anatomia de uma tora de madeira: (a) Definição de alguns parâmetros geométricos; (b) Algumas regiões de importância da seção transversal. Adaptado de Isaksson (2003) e Wiedenhoef (2010)

A parte “viva” do tronco, encarregada do transporte de líquidos e síntese bioquímica, denomina-se albarno, a qual em geral é suscetível a ataques de fungos e insetos e possui

densidade reduzida. A parte interna, de cor mais escura da Figura 15b, chama-se cerne, e caracteriza-se por carecer de células vivas e ser a porção que majoritariamente fornece sustentação à árvore. O cerne possui maior densidade, menor umidade e permeabilidade que o alburno, além de ser mais resistente a ataques biológicos devido a sua maior quantidade de extrativos tóxicos. No *Pinus elliotii* nem sempre é evidente a presença de cerne, porém seu crescimento inicia aproximadamente a partir dos 14 anos de idade da árvore (DE SOUZA LIMA, 2013). Por último, aproximadamente no centro do tronco encontra-se o resquício de crescimento da árvore antes da madeira ser produzida, denominado medula, a qual possui estrutura semi-esponjosa e resistência mecânica muito baixa. (WIEDENHOEFT, 2010)

Ao longo de um ano, a árvore cresce em camadas externas e sucessivas, chamadas anéis de crescimento, que vão se sobrepondo ao redor das camadas mais antigas. Um anel de crescimento é constituído por um anel “claro” mais um anel “escuro” adjacente, e representa aproximadamente um ano de vida da árvore. O lenho inicial (porção clara) consiste na madeira formada no período de primavera-verão e, refletindo um crescimento rápido da árvore, possui geralmente maior espessura e menor densidade (fibras por  $\text{mm}^3$ ) que o lenho tardio (outono-inverno). Essa redução de densidade é acompanhada por uma redução de resistência mecânica. Durante aproximadamente os primeiros 5 – 20 anos de vida da árvore, a madeira é chamada de juvenil, cujas características físicas e anatômicas são consideravelmente diferentes da adulta, conforme ilustrado na Figura 16. Logo, a forma em que são cortadas as tábuas do tronco tem grande importância no seu desempenho estrutural futuro. (KRETSCHMANN, 2010)

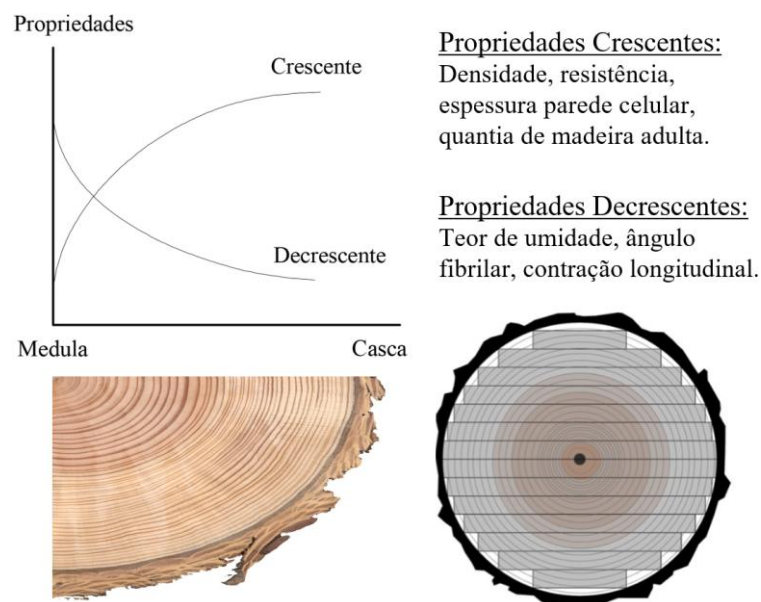


Figura 16 – Variação das propriedades da madeira juvenil dentro do tronco e com cortes de tábua. Adaptado de Kretschmann (2010)



### 3.2 CONSTANTES DE ENGENHARIA

A madeira é um material anisótropo, isto é, suas propriedades físicas dependem da direção considerada. Essa anisotropia pode ser idealizada como ortótropa, considerando três eixos principais: longitudinal (L), radial (R) e tangencial (T), como apresentado na Figura 15a.

Partindo da Lei de Hooke, a qual relaciona as tensões com as deformações de um sólido elástico:

$$[\sigma_{ij}] = [C_{ijkl}] [\varepsilon_{kl}] \quad (1)$$

Sendo:

$[\sigma_{ij}]$ : tensor de tensões;

$[C_{ijkl}]$ : tensor constitutivo ou de rigidez do material, composto por 36 constantes elásticas;

$[\varepsilon_{kl}]$ : tensor de deformações específicas.

Considerando os eixos de ortotropia da madeira, os três planos de simetria formados reduzem o número de constantes independentes da matriz de rigidez para nove, lembrando que  $C_{ij} = C_{ji}$ :

$$C_{ij} = \begin{pmatrix} C_{LL} & C_{LT} & C_{LR} & 0 & 0 & 0 \\ C_{TL} & C_{TT} & C_{TR} & 0 & 0 & 0 \\ C_{RL} & C_{RT} & C_{RR} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & G_{TR} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & G_{LR} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & G_{LT} \end{pmatrix} \quad (2)$$

Empregando a notação de Voigt, a equação (1) toma a forma:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{LL} \\ \sigma_{TT} \\ \sigma_{RR} \\ \sigma_{TR} \\ \sigma_{LR} \\ \sigma_{LT} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} C_{LL} & C_{LT} & C_{LR} & 0 & 0 & 0 \\ C_{TL} & C_{TT} & C_{TR} & 0 & 0 & 0 \\ C_{RL} & C_{RT} & C_{RR} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & G_{TR} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & G_{LR} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & G_{LT} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \varepsilon_{LL} \\ \varepsilon_{TT} \\ \varepsilon_{RR} \\ \varepsilon_{TR} \\ \varepsilon_{LR} \\ \varepsilon_{LT} \end{pmatrix} \quad (3)$$

Dessas seis constantes independentes, três chamam-se módulos de Young ( $E_L$ ,  $E_T$  e  $E_R$ ), os quais relacionam as tensões normais com suas respectivas deformações, nos eixos principais,

e as outras três ( $G_{LT}$ ,  $G_{LR}$  e  $G_{TR}$ ) são as que relacionam as tensões de cisalhamento e suas respectivas deformações tangenciais. Dessa forma, aqueles podem ser expressados como:

$$E_L = \sigma_L / \varepsilon_L \quad ; \quad E_L = \sigma_L / \varepsilon_L \quad ; \quad E_R = \sigma_R / \varepsilon_R$$

$$G_{LT} = \sigma_{LT} / \varepsilon_{LT} \quad ; \quad G_{LR} = \sigma_{LR} / \varepsilon_{LR} \quad ; \quad G_{TR} = \sigma_{TR} / \varepsilon_{TR}$$

As relações entre deformações longitudinais numa direção e as correspondentes deformações colaterais causadas nas direções transversais são representadas pelos coeficientes de Poisson ( $\nu_{ij}$ ) representados pela equação (4). No Anexo A, explica-se brevemente a particularidade que os coeficientes de Poisson de materiais anisótropos possuem em relação a seu limite inferior e superior.

$$\nu_{ij} = -\varepsilon_j / \varepsilon_i \quad (4)$$

Sendo:

$\varepsilon_j$ : deformação transversal em relação à carga aplicada;

$\varepsilon_i$ : deformação axial em relação à carga aplicada.

### 3.3 COMPORTAMENTO MECÂNICO DA MADEIRA À COMPRESSÃO PERPENDICULAR ÀS FIBRAS

A madeira falha de maneira *quasi*-frágil na maioria das configurações de carregamento. No entanto, quando sujeita a compressão perpendicular às fibras, seu comportamento pode ser dividido em três partes bem definidas, considerando sua relação tensão-deformação de forma sigmóide apresentada na Figura 17: (1) carregamento elástico, (2) esmagamento e escoamento, (3) densificação das fibras. Na parte elástica, as tensões de compressão aumentam linearmente com as pequenas deformações perpendiculares às fibras da madeira, definido pelo módulo elástico  $E_{c,90}$ . Uma vez chegado à resistência de compressão  $f_{c,90}$ , ocorrem o esmagamento e escoamento das fibras, caracterizados por uma primeira fase de endurecimento linear. Ao chegar a um nível elevado de esmagamento, a constituição fibrosa da madeira se densifica, devido à redução do volume de vazios do material, resultando num aumento repentino da tensão. (VERBIST, BRANCO e NUNES, 2020)

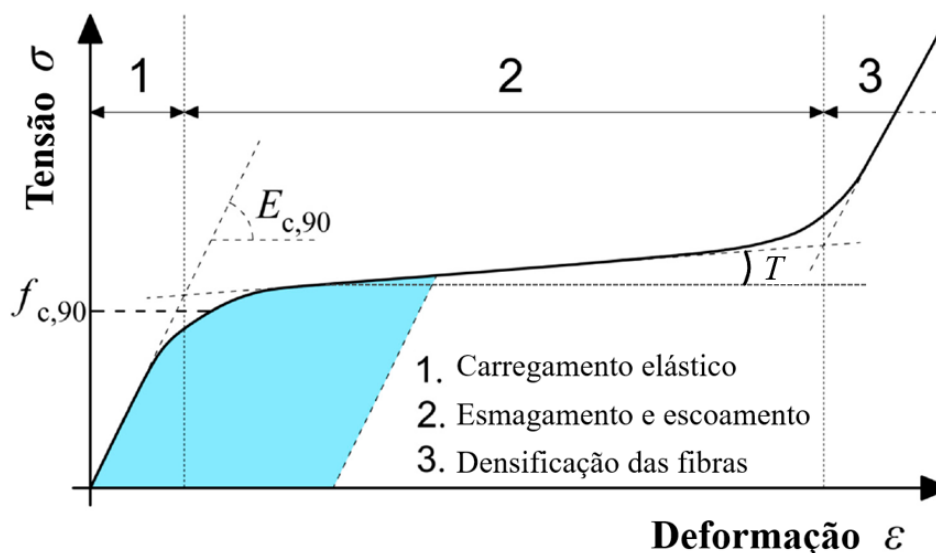


Figura 17 – Curva tensão-deformação típica de compressão perpendicular às fibras da madeira. Adaptado de Verbist, Branco e Nunes (2020)

Visto que nesse caso de solicitação, as deformações ultrapassam facilmente os 10% sem chegar num pico de tensão máxima, isso impede a definição da resistência da forma usual, mas acaba sendo definida por notação, ou seja, uma certa tensão correspondente a uma pequena deformação fixa. As normas que padronizam a determinação experimental dos dois parâmetros mencionados necessitam abranger somente uma pequena parte plástica da curva, contudo, também pode resultar útil obter o módulo tangente ( $T$ ) e a força de escoamento ( $F_{c,90,y}$ ), representados nas Figuras 17 e 18, respectivamente. Esse conjunto de propriedades resulta útil, por exemplo, numa simulação numérica por elementos finitos, utilizando um modelo bilinear para descrever o comportamento do material. O critério de deformação fixa difere entre normas, sendo, por exemplo, de 2 mm para a ASTM D143 (ASTM, 2016) e de 1% do comprimento vertical considerado para a medição da deformação ( $h_c$ ) no caso da EN 408 (AENOR, 2011). O parâmetro  $f_{c,90}$ , segundo esta última norma, define-se graficamente por meio de uma reta paralela a uma reta secante à curva força – deslocamento em 10 e 40% de  $F_{c,90,máx}$ , e deslocada do origem um valor igual a 1% de  $h_c$ . Geralmente,  $h_c$  é igual à distância vertical entre as garras do extensômetro de fixação externa usado para a medição.

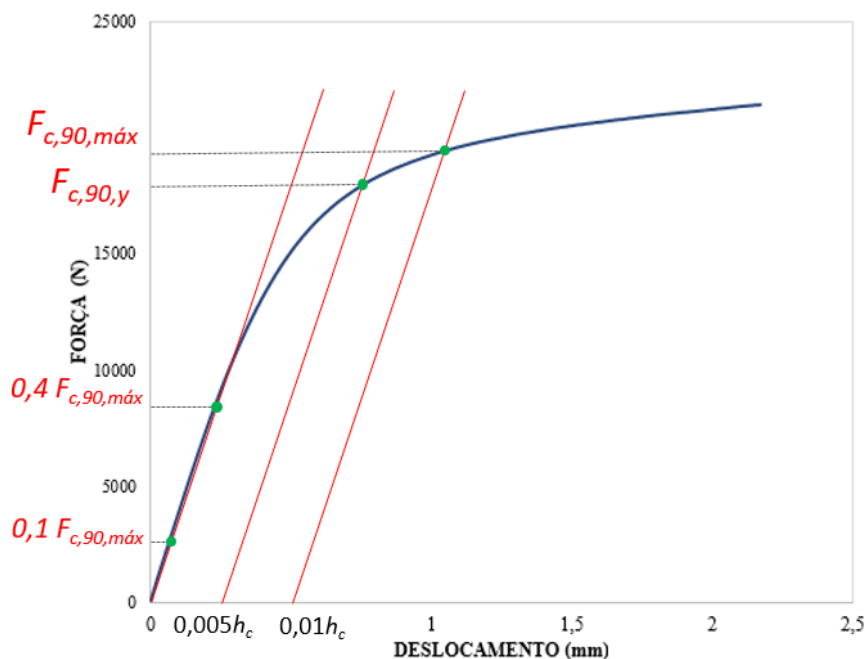


Figura 18 – Critérios adotados para a determinação da resistência máxima e de escoamento da madeira em compressão perpendicular às fibras. Elaboração do autor baseado em AENOR (2011) e ISO (2014)

Com relação à definição de uma força de escoamento  $F_{c,90,y}$ , não há uma metodologia padronizada disposta pela EN 408. Contudo, a ISO 13910 (ISO, 2014) estabelece que a mesma corresponde a aproximadamente a metade da deformação relativa à  $F_{c,90,máx}$ . Adaptando esse conceito ao marco da norma europeia anterior, para este trabalho considerou-se a deformação fixa de  $0,005h_c$  na determinação gráfica de  $F_{c,90,y}$  (Capítulo 9 – Programa Experimental), com o mesmo procedimento utilizado para a carga máxima.

### 3.4 AGENTES BIODEGRADANTES – Influência na resistência mecânica

Sob condições adequadas, a durabilidade da madeira pode-se manter por séculos em serviço. No entanto, em situações passíveis de desenvolvimento de organismos (fungos, insetos, bactérias, brocas marinhas, etc.) que degradam a madeira, deve ser fornecida proteção durante o seu processamento, comercialização e uso. (CLAUSEN, 2010)

Bolores e manchas fúngicas (bolor azul como exemplo clássico) podem ocorrer em madeira serrada recentemente cortada, quando as condições hidrotérmicas são propícias. Normalmente, esses agentes não afetam apreciavelmente a resistência das peças de madeira, sendo mais notável em casos de impacto ou dureza. Elas também aumentam a absorção da madeira, o que acarreta absorção excessiva de adesivos, pinturas e preservantes.

A maioria dos fungos de apodrecimento, conhecidos como podridão branca e podridão parda, cessam seu avanço logo do abatimento das árvores. Esses ocorrem em peças e produtos de madeira quando, logo de secas, voltam a atingir um teor de umidade de saturação (~ 30%) e expõem-se a temperaturas entre 10 e 35°C (molhadas por chuva ou em contato com terra). Bem desenvolvidos, esses agentes afetam seriamente a resistência da madeira. Em testes de laboratório, perdas de 1% de massa pode causar uma redução de dureza de entre 6% e 50%. Pode-se supor que, a madeira com deterioração visualmente discernível, tenha suas propriedades de resistência grandemente afetadas.

Enquanto aos insetos xilófagos, há vários tipos e espécies que fazem das árvores, toras e madeira serrada, material de abrigo e alimento, sendo os mais comuns, cupins, besouros e formigas. Verbist, Branco e Nunes (2020) comprovaram perdas médias de resistência e módulo de elasticidade em compressão perpendicular às fibras de 37,70% e 38,97%, respectivamente, para uma perda de massa média de 7,76% (folhosa afetada por besouros).

A incidência e evolução desses agentes biológicos dependem fortemente do estado de umidade e temperatura em condições de serviço e armazenamento dos elementos de madeira. Portanto, tratamentos de preservação e boas práticas construtivas são então fundamentais para sua efetividade como material de construção ao longo de seu tempo em serviço, especialmente quando seu papel é estrutural.

### 3.5 CLASSES RESISTENTES DE MADEIRA SERRADA

A padronização de classes resistentes de madeira serrada de diferentes espécies é de importância indiscutível tanto para a fase de projeto estrutural de uma construção e fabricação de produtos de madeira engenheirada, quanto para seu correto desempenho. Essa classificação pode ser realizada tanto de forma visual quanto automática por máquinas (*machine-grading*) que realizam testes de flexão estática não destrutivos. Cada país possui suas próprias regulações em relação a esse quesito, podendo diferir notavelmente entre si.

#### 3.5.1 Segundo NBR 7190:1997

No caso da NBR7190 (ABNT, 1997), estabelecem-se três classes resistentes para coníferas, segundo suas propriedades à compressão e cisalhamento paralelo às fibras e densidade aparente, como apresentado na Tabela 2. As classes são representadas pela letra “C”, seguida da resistência característica em compressão paralela às fibras, em MPa.

Tabela 2 – Classes de resistência para madeiras coníferas segundo a NBR 7190:1997.

<b>Coníferas</b>				
(Valores na condição padrão de referência de teor de umidade = 12%)				
Classes	$f_{c,0,k}$ (MPa)	$f_{v,0,k}$ (MPa)	$E_{c,0,m}$ (MPa)	$\rho_{ap,m}$ (kg/m <sup>3</sup> )
C 20	20	4	3.500	500
C 25	25	5	8.500	550
C 30	30	6	14.500	600

Fonte: adaptado de ABNT (1997)

### 3.5.2 Segundo EN 338:2016

Na Europa, a norma que rege as classes resistentes de madeira serrada é a EN 338 (AENOR, 2016), na qual se apresentam categorias tanto para coníferas quanto para folhosas. A Tabela 3 apresenta as classes para o primeiro grupo, classificados com a letra “C” seguida da resistência característica à flexão, em MPa.

Tabela 3 – Classes de resistência para coníferas segundo EN 338:2016.

<b>Coníferas</b>												
(Valores compatíveis com a umidade de equilíbrio da madeira nas condições de meio de 20°C de temperatura ambiente e 65% de umidade relativa)												
	C14	C16	C18	C20	C22	C24	C27	C30	C35	C40	C45	C50
Propriedades de resistência (MPa)												
$f_{b,k}$	14	16	18	20	22	24	27	30	35	40	45	50
$f_{t,0,k}$	8	10	11	12	13	14	16	18	21	24	27	30
$f_{t,90,k}$	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4
$f_{c,0,k}$	16	17	18	19	20	21	22	23	25	26	27	29
$f_{c,90,k}$	2,0	2,2	2,2	2,3	2,4	2,5	2,6	2,7	2,8	2,9	3,1	3,2
$f_{v,0,k}$	3,0	3,2	3,4	3,6	3,8	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0
Propriedades de rigidez (kN/mm <sup>2</sup> )												
$E_{c,0,m}$	7	8	9	9,5	10	11	11,5	12	13	14	15	16
$E_{c,0,k}$	4,7	5,4	6,0	6,4	6,7	7,4	7,7	8,0	8,7	9,4	10,0	10,7
$E_{c,90,m}$	0,23	0,27	0,30	0,32	0,33	0,37	0,38	0,40	0,43	0,47	0,50	0,53
$G_{0,m}$	0,44	0,5	0,56	0,59	0,63	0,69	0,72	0,75	0,81	0,88	0,94	1,00
$\rho_{ap,m}$ (kg/m <sup>3</sup> )	350	370	380	390	410	420	450	460	480	500	520	550

Fonte: adaptado de AENOR (2016)

### 3.6 Módulo de elasticidade em flexão local e global

A norma EN 338 (AENOR, 2016) considera para classificar estruturalmente a madeira serrada, entre outras propriedades, o módulo de elasticidade em flexão, de acordo com os métodos experimentais da norma EN 408 (AENOR, 2011). Logo, todas as demais propriedades de resistência de uma classe resistente, são derivadas das características de flexão utilizando equações de regressão. A EN 408 fornece dois métodos para calcular esse parâmetro em flexão, definindo-os como módulo de elasticidade local ( $E_{local}$ ) e global ( $E_{global}$ ), cujas configurações de ensaio correspondentes se ilustram na Figura 19. Nas normas equivalentes norte-americanas, estes são chamados de módulo de elasticidade aparente ( $MOE_{app}$  ou  $E_{app}$ ) e sem cisalhamento (*shear-free*) ou verdadeiro ( $MOE_{sf}$ ,  $E_{sf}$  ou  $E_{true}$ ).

Ambos os métodos mencionados possuem suas vantagens e desvantagens. Na determinação de  $E_{sf}$ , a flecha do ensaio é medida entre os pontos de aplicação de carga, sendo cerca de 10 vezes menor que a flecha medida para determinar  $E_{app}$ . Assim, o  $E_{sf}$  representa a flexão pura do espécime (sem contribuição do cisalhamento), porém é mais sujeito a erros de medição devido aos pontos de referência serem móveis (na linha neutra, borda de compressão ou de tração), ao giro inicial do espécime, entre outros vários pontos que contrastam com o  $E_{app}$ . Nesse contexto, dependendo da relação de esbeltez vão/altura ( $L/h$ ) do elemento fletido, pode ser conveniente empregar  $E_{global}$  ao invés de  $E_{local}$  nas verificações de estado de serviço. (NOCETTI, *et al.*, 2013)

O conceito desses dois módulos de elasticidade é aplicado no item 8.1.1 de simulação numérica. É importante ressaltar que os ensaios mecânicos ilustrados na Figura 19 não foram realizados neste trabalho e tem caráter somente explicativo.

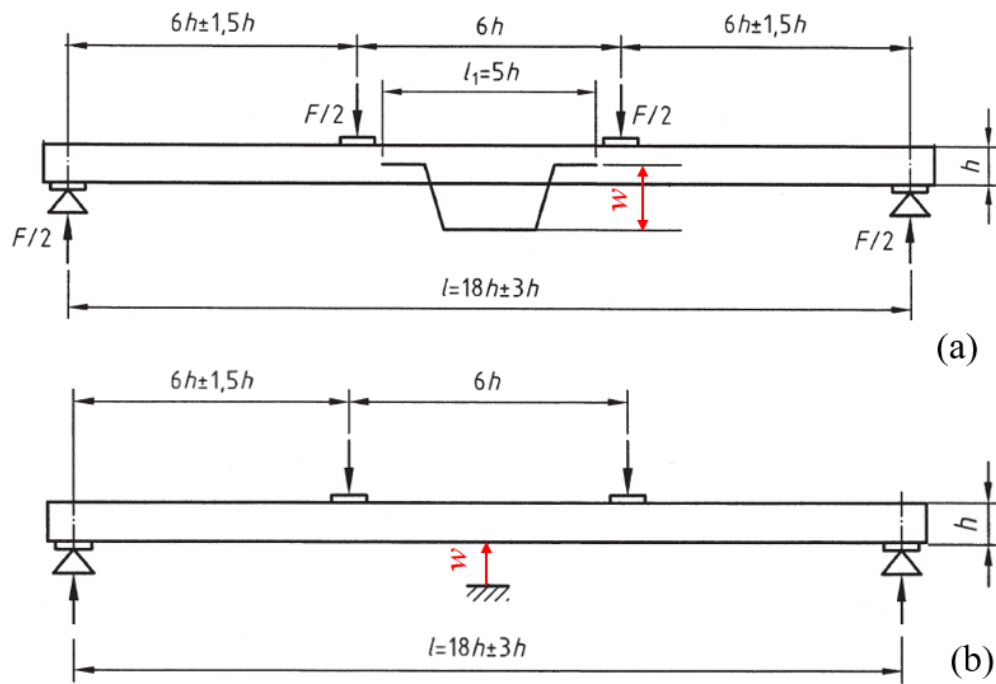


Figura 19 – Ensaio para medição do módulo de elasticidade em flexão: (a) local; (b) global. Adaptado de AENOR (2011)



## 4 CROSS-LAMINATED TIMBER

A finalidade deste capítulo é apresentar aspectos do CLT além da sua capacidade e cálculo estrutural, tais como informações relevantes a considerar para um projeto, seu processo de usinagem e padrões geométricos. Complementarmente, o Anexo B apresenta uma proposta de um autor para as classes de resistência do CLT, dado que atualmente não há um padrão nesse sentido, e o Anexo C fornece alguns detalhes construtivos de conexões para elementos em CLT.

### 4.1 CARACTERÍSTICAS COMO MATERIAL DE CONSTRUÇÃO

#### 4.1.1 Relação com o meio-ambiente

Apesar de ser economicamente muito competitivo, sabe-se que o sistema construtivo convencional (concreto armado e alvenaria) em grande escala não é um dos métodos mais eficientes e sustentáveis do ponto de vista ambiental. Isso decorre, em parte, da grande quantidade de recursos naturais minerais de difícil extração necessários, do processamento e transporte relacionados com seus materiais mais empregados (cimento, aço, agregados).

A madeira é o único material de construção renovável que retira e armazena dióxido de carbono do meio ambiente durante sua produção. Seu ciclo de vida é praticamente fechado, isto é, não há praticamente desperdício de material, visto que a madeira engenheirada que atinge seu tempo de vida útil, pode ser, geralmente, reciclada em sua totalidade ou reutilizadas em outros projetos. Os resíduos sólidos das usinas de fabricação são frequentemente vendidos com fins pecuários ou de produção de energia elétrica a partir da biomassa. (THISTLETON e THISTLETON, 2018)

#### 4.1.2 Reação ao fogo

Sabe-se que grandes peças de madeira resistem excelentemente ao fogo, devido a que, quando expostas a um incêndio, elas criam uma camada carbonizada superficial que protege das altas temperaturas a integridade estrutural interior das peças, e cuja taxa de crescimento demonstra-se previsível (**vide** Figura 20). O CLT comporta-se da mesma forma, o que permite calcular a velocidade de redução de sua seção transversal resistente, alcançando resistências ao fogo de até 60 minutos aproximadamente (laje de 175 mm de espessura em 5 camadas), sempre que o adesivo utilizado atenda à resistência térmica necessária para evitar uma delaminação prematura (DAGENAIS, RANGER e BÉNICHOU, 2019). Na prática, aproveita-se esse

fenômeno em combinação com o uso de placas de gesso ignífugas para atingir a resistência necessária. Isso é uma vantagem sobre outros materiais de construção como por exemplo, o aço, que perde rigidez drasticamente com o aumento de temperatura. (THISTLETON e THISTLETON, 2018)

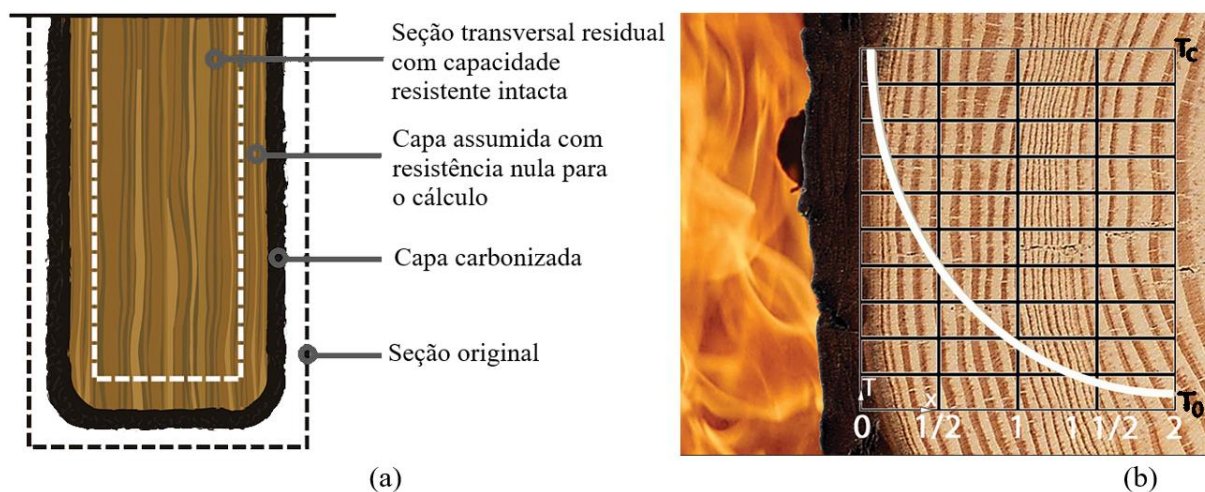


Figura 20 – Peça de madeira de grande porte sob incêndio: (a) Modelo de seção transversal para o cálculo; (b) Gradiente de temperatura típico ao longo da espessura da peça. Adaptado de White e Woeste (2013)

#### 4.1.3 Durabilidade

Toda construção, independentemente do sistema construtivo utilizado, necessita de tratamentos de conservação periódicos para atingir o tempo de serviço estipulado pelas normas de desempenho de edificações. As estruturas de madeira, com a manutenção adequada, podem permanecer em funcionamento durante séculos, sendo clássicos os exemplos construções religiosas como as apresentadas na Figura 21.

A madeira é um material higroscópico e seu teor de umidade varia de acordo com a umidade relativa e temperatura ambiente. A grande maioria dos agentes degradantes da madeira requer de um teor de umidade alto, próximo ou superior ao ponto de saturação das fibras (~ 22 a 28% para coníferas), para se desenvolver. Wang, *et al.* (2018); Finch e Wang (2019) explicam a importância da correta execução do envelope da edificação e da aplicação de tratamentos de preservação para a durabilidade das construções em madeira.

Barreiras de vapor e orifícios de ventilação têm um destaque maior nesse sistema construtivo, devido à necessidade de que as peças de madeira “respirem” e possam evacuar umidade acumulada por condensação, por exemplo, sendo assim tratamentos passivos chave. Por outro lado, a aplicação de produtos preservantes da madeira, como os conhecidos CCA

(Cobre-Cromo-Arsênio) e CCB (Cromo-Cobre-Boro) são de uso comum na proteção de peças de madeira dos insetos degradadores. A norma brasileira NBR 16143:2013 – Preservação de madeiras, trata sobre os produtos permitidos e a porcentagem a ser empregue, dependendo do uso que se dará à peça. Esses químicos são impregnados nas lamelas por vácuo-pressão (autoclave), prévio à fabricação dos produtos de madeira engenheirada que terão um contato mais ativo com a intempérie. Também estão os tratamentos impregnantes de caráter superficial, chamados *stains*. Esses são produtos hidrorrepelentes que também possuem filtros ultravioletas, mitigando assim a decoloração da madeira exposta aos raios solares.

Em conclusão, a perduração da performance de uma estrutura de madeira dependerá do cuidado que se preste antes, durante e após a construção da edificação, de forma tal a atender aos requisitos e se prevenir dos agentes degradadores naturais do ambiente de serviço.



Figura 21 – Construções antigas em madeira: (a) Templo Horyu-ji finalizado em 1603; (b) Igreja Kizhi Pogost finalizada em 1862. Adaptado de Larsen e Marstein (2000)

#### 4.1.4 Tempo de obra e custo

A grande diferença do sistema construtivo úmido (*e.g.* concreto armado) para um sistema pré-fabricado, é que, a custos de um maior desperdício de materiais e prazos mais longos, o primeiro deles precisa de uma quantidade superior de trabalhos de adaptação e acabamentos (*e.g.* instalações). A maior economia de um projeto deste tipo de sistema construtivo geralmente encontra-se na redução de tempo de obra, sendo em média 20% mais rápido que um projeto equivalente em concreto armado. Por outro lado, construções de grande porte em madeira permitem reduzir a mão de obra entre 50 e 70%, e prescindem da montagem/desmontagem de fôrmas e tempos de cura, em relação à construção húmida. Também, ao pesar cerca de cinco vezes menos ( $\sim 550 \text{ kg/m}^3$ ) que o concreto armado

convencional ( $\sim 2.500 \text{ kg/m}^3$ ), a madeira engenheirada consegue reduzir significativamente o volume e profundidade das fundações. Essa redução no programa de construção, permite obter benefícios financeiros ao minimizar gastos adicionais em obra, diminuir prazos de empréstimos e facilitar a rápida ocupação dos edifícios. (THISTLETON e THISTLETON, 2018)

Diversos investigadores e entidades privadas têm realizado estudos comparativos de custo de prédios em altura equivalentes em concreto armado e madeira engenheirada, chegando a resultados distintos, mas de maneira geral conclui-se que o custo de construção do projeto em madeira engenheirada acaba por ser equivalente ou levemente inferior/superior ( $\sim 20\%$ ), sendo sua aplicação ideal a partir de prédios de 6 andares. (Mallo e Espinoza (2016); Kremer e Symmons (2015); Hassan, Öberg e Gezelius (2019); Seagate Structures<sup>2</sup>)

É claro que, para poder atingir essas vantagens inerentes da pré-fabricação que impactam economicamente uma construção, é crucial contar com um projeto cuidadoso e detalhado.

## 4.2 PROCESSO DE FABRICAÇÃO

O processo de produção de painéis CLT está regulamentado mediante normas internacionais como a ANSI/APA PRG 320-2018 e a EN 16351, e pode ser brevemente explicado em duas grandes partes, cada uma compreendendo três etapas:

- a) Preparação e tratamento do material base (etapas 1, 2 e 3 da Figura 22);
- b) Arranjo e colagem do material base (etapas 4, 5 e 6 da Figura 22).

Primeira parte: esta parte consiste na secagem em forno e classificação da matéria prima (tábuas de madeira), para logo passar a seu corte, união longitudinal dentada e aplainamento. O teor de umidade da madeira após a secagem deve ser de  $12 \pm 2\%$ . Após alcançar essa condição, o material é classificado estruturalmente, de modo visual ou por meio de máquinas patenteadas, de acordo com as normas técnicas correspondentes. Logo após, as tábuas, de espessura entre 1” e 2”, são conectadas longitudinalmente mediante uniões dentadas, formando assim as chamadas lamelas. É recomendado utilizar adesivos cujas propriedades mecânicas após o tempo de cura, sejam similares ao do material base. Os adesivos mais frequentemente usados incluem a melamina-ureia-formaldeído (MUF), poliuretano monocomponente (1K-PUR) e emulsão

---

<sup>2</sup>[https://seagatestructures.com/wp-content/uploads/2017/10/Seagate-Structures-Mass-Timber-vs-Concrete-Comparison-Chart-TaskChecklist-28129.pdf?ct=t\(Come Join Us 9 2017\)](https://seagatestructures.com/wp-content/uploads/2017/10/Seagate-Structures-Mass-Timber-vs-Concrete-Comparison-Chart-TaskChecklist-28129.pdf?ct=t(Come+Join+Us+9+2017)) (Acesso em 01/10/2019)

polimérica de isocianato (EPI), estando o primeiro deles praticamente em desuso devido à toxicidade do formaldeído. Seguidamente, as lamelas são cortadas ao seu comprimento final especificado para a fabricação do painel em questão (JELEČ, VAREVAC e RAJČIĆ, 2018).

Segunda parte: esta segunda e última parte do procedimento, envolve o arranjo e colagem das lamelas para formar o produto CLT. Durante a etapa de organização das lamelas, sempre procura-se minimizar o espaço entre elas, levando em conta os requerimentos construtivos (*e.g.* isolamento acústico e térmico), estéticos, e normativos. Alguns fabricantes optam por fazer a colagem adicional dos cantos laterais das lamelas (*narrow face/edge-bonding*), formando primeiro camadas maciças que logo serão coladas superficialmente umas nas outras para conceber o elemento final. No entanto, a contribuição estrutural de aplicar adesivo ao longo dos cantos das lamelas é questionável, e geralmente recomenda-se sua omissão ou limitação apenas às camadas interiores do painel (BRANDNER, *et al.*, 2016). Isso se deve à ocorrência de rachaduras irregulares na superfície do produto, em razão de efeitos higroscópicos causados por mudanças de temperatura e umidade. Se o procedimento de fabricação não compreende a pré-elaboração individual de camadas, então as lamelas são diretamente arranjadas e coladas somente em suas faces para formar o elemento compósito. Nesta penúltima etapa, após aplicar o adesivo superficialmente em cada camada, o conjunto é prensado lateral e verticalmente em uma prensa hidráulica ou à vácuo. Por último, corta-se o produto nas dimensões finais requeridas e adequadamente protegido contra a intempérie. Ainda, vale mencionar que os painéis são frequentemente adaptados antes de ir à obra, através de pórticos CNC (*Computer Numerical Control*), o qual permite moer e recortar encaixes para instalações e praticamente qualquer especificação ou solicitação arquitetônica.

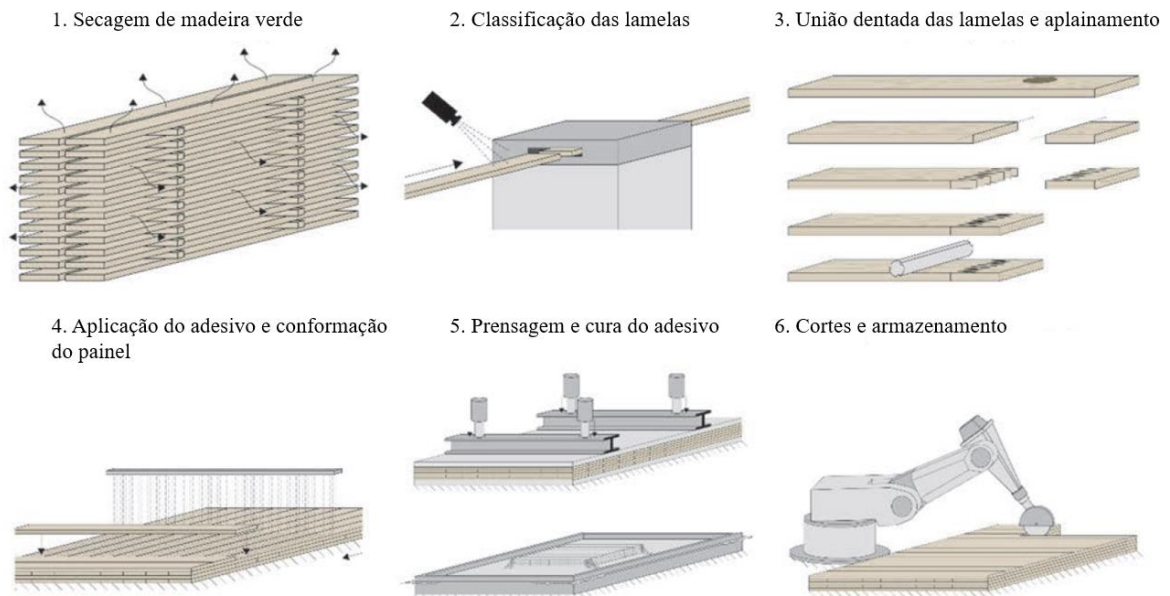


Figura 22 – Etapas do processo de fabricação de painéis CLT. Adaptado de Jeleč, Varevac e Rajčić (2018)

### 4.3 PADRÕES GEOMÉTRICOS E LIMITAÇÕES DE APLICAÇÃO

As dimensões finais usuais de placas CLT usinadas variam entre 3 e 4,8 m de largura, por 12 ou até 30 m de comprimento, limitado pela capacidade e critério do fabricante. Ambas as normativas de desempenho e fabricação norte-americana e europeia possuem distintos limites de aplicabilidade, em relação ao material constituinte e às dimensões. A Figura 23 apresenta termos e parâmetros geométricos importantes de um painel CLT, e a Tabela 4 compara ambas normativas mencionadas.

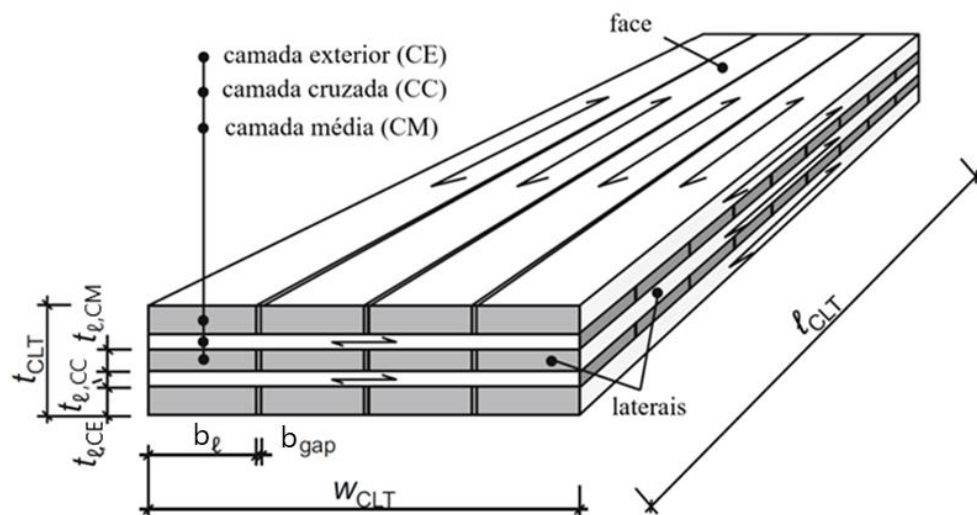


Figura 23 – Representação técnica de um painel CLT: parâmetros geométricos e termos importantes. Adaptado de Brandner *et al.* (2016)



Tabela 4 – Comparação dos aspectos geométricos e de aplicação das normas de fabricação e desempenho de CLT PRG320 e EN 16351

Aspecto / parâmetro	ANSI/APA PRG 320-2018 (APA, 2018)	UNE-EN 16351:2017 (AENOR, 2017)
$b_{CLT} \text{ máx.}$	508 mm	500 mm
$mín. \leq t_l \leq máx.$ (intervalo geral de espessura de lamelas)	$16 \text{ mm} \leq t_l \leq 51 \text{ mm}$	$6 \text{ mm} \leq t_l \leq 45 \text{ mm}$ (permitido de 60 mm na CM de painéis de 3 camadas)
$b_l / t_l$ (relação de aspecto lamelas)	$\geq 1,75$ lamelas na maior orientação de resistência $\geq 3,5$ lamelas na menor orientação de resistência	$\geq 4 \rightarrow f_{v,90,k} = 1,1 \text{ MPa}$ <sup>1</sup> $\leq 4 \rightarrow f_{v,90,k} = 0,7 \text{ MPa}$ $b_l \leq 300 \text{ mm}$
$b_{gap}$ <sup>2</sup>	N/A	$\leq 6 \text{ mm}$
Colagem lateral de lamelas	Contemplado	
Combinação com camadas de placas estruturais derivadas de madeira <sup>3</sup>	Contemplado	Até 50% da espessura total da placa CLT
Combinação de espécies	Contemplado	
Ranhuradas de alívio de tensões <sup>4</sup>	N/A	Profundidade máx. de $0,9 t_l$
Uniões macrodentadas <sup>5</sup>	N/A	Contemplado
Camadas imediatamente adjacentes paralelas <sup>6</sup>	N/A	Máx. 3 camadas, com espessura total $\leq 90 \text{ mm}$
<p>1: Resistências características ao cisalhamento perpendicular às fibras assumidas no caso de não contar com ensaios;  2: Vão máximo permitido entre laterais de lamelas adjacentes;  3: por exemplo, placas LVL (<i>Laminated Veneer Lumber</i>);  4: ranhuras efetuadas para reduzir a arqueadura, encanoamento e fissuração da placa;  5: união do tipo <i>finger-joint</i> de placas CLT inteiras, de acordo com as limitações correspondentes;  6: efetuado nas camadas externas das placas (usualmente região de tensões normais máximas).</p>		

Fonte: Adaptado de APA (2018) e AENOR (2017)

## 5 PROCESSO DE CÁLCULO ESTRUTURAL

Neste capítulo apresentam-se os diferentes procedimentos de cálculo de elementos CLT sob diversas solicitações mecânicas, tendo como base nos Manuais de Cálculo de CLT canadense e estadunidense, e fazendo foco na NDS-2018 (AWC, 2018), que é a única norma de projeto estrutural de CLT disponível de forma gratuita até o momento. A Anexo E apresenta os fatores de modificação das propriedades de *design* dessa norma, assim como a forma em que a mesma considera as deformações diferidas de elementos sujeitos à flexão.

### 5.1 INTRODUÇÃO AOS MÉTODOS DE CÁLCULO E SUAS LIMITAÇÕES

Ao longo das pouco mais de duas décadas de uso do CLT na Europa, diferentes métodos têm sido utilizados para a determinação das suas propriedades mecânicas básicas, alguns de natureza experimental e outros analítica. Para elementos utilizados como laje, a avaliação experimental consiste na determinação de propriedades de flexão por meio de ensaios de painéis em grande escala ou porções de painel com uma certa relação vão-espessura. Apesar dessa ser a abordagem mais exata, carece de versatilidade, pois os resultados variam com novas configurações das camadas dos painéis, materiais componentes ou qualquer outro parâmetro de fabricação. Abordagens analíticas, logo que amparadas por dados experimentais, tornam-se uma alternativa mais geral e eficiente. Estas predizem as propriedades de rigidez e resistência de painéis CLT por meio das características mecânicas das lâminas que os compõe, ou seja, da madeira serrada estruturalmente classificada.

O Método das Vigas Mecanicamente unidas (Método Gama) foi um dos primeiros a ser adotado no uso de CLT na Europa. Nele, é introduzido o conceito de Rigidez Efetiva à Flexão ( $EI_{eff}$ ) e um Fator de Eficiência de Conexão ( $\gamma$ ) é utilizado para considerar a deformação por cisalhamento somente das camadas cruzadas. Esta formulação provê uma solução exata para a equação diferencial de Euler-Bernoulli somente para vigas/painéis simplesmente apoiados e com carregamento sinusoidal. Contudo, o erro entre a solução fechada e outros casos de carregamento são mínimos e aceitáveis do ponto de vista prático. (CECCOTTI, 2003)

BLASS e FELLMOSE (2004) propuseram o Método “k” para predizer algumas propriedades de *design* do CLT. Entretanto, esse não leva em conta nenhum tipo de deformação por cisalhamento, mas é razoavelmente preciso para painéis com relação de esbelte superior a 20 (MESTEK, KREUZINGER e WINTER, 2008).



O Método da Analogia do Cisalhamento foi desenvolvido por Kreuzinger (1999) para painéis sólidos com camadas cruzadas e carregamento perpendicular ao plano. Esse método considera deformações por cisalhamento e não se limita ao número de camadas do painel. Diversos investigadores observaram a superior precisão e aplicabilidade ao CLT dessa metodologia em contraste com outras (CHRISTOVASILIS, *et al.*, 2016; AMORIM *et al.*, 2017), motivo pelo qual foi o adotado pela norma de fabricação e desempenho ANSI/APA PRG 320 e a norma de projeto estrutural NDS-2018.

## 5.2 ELEMENTOS EM CLT EM SISTEMAS DE LAJE E PAREDE

### 5.2.1 Orientações de resistência

Um painel CLT pode ser fletido dentro ou fora de seu plano. O primeiro chama-se flexão plana (**vide** Figura 24a), pois é uma flexão causada por cargas aplicadas na face plana (perpendiculares ao plano) do painel, causando cisalhamento perpendicular às fibras, além de tensões normais. O segundo é chamado de flexão de canto ou borda (**vide** Figura 24b), pois é causado por cargas aplicadas na borda (dentro do plano) do painel, provocando cisalhamento ao longo da espessura, além de tensões normais.

Dependendo da orientação do painel em relação aos apoios, este resiste de forma diferente aos esforços. Chama-se orientação ou direção de maior resistência à direção das fibras das lamelas das camadas exteriores do painel, pois são essas lamelas as que resistem às tensões normais máximas. As camadas exteriores são as que mais contribuem para o momento de inércia da seção transversal, além de que a madeira é mais resistente quando solicitada paralelamente às fibras do que perpendicularmente. De forma análoga, a orientação ou direção de menor resistência é aquela perpendicular à anterior, e coplanar ao painel.

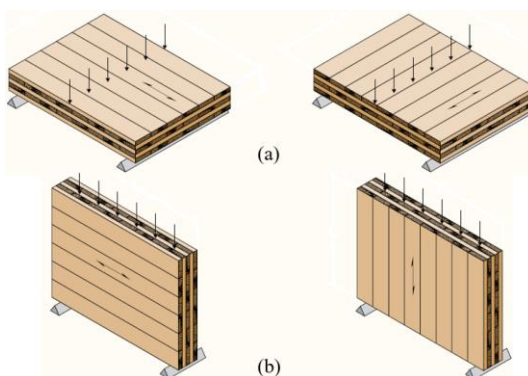


Figura 24 – Painéis CLT fletidos: fora (a) e dentro (b) do plano, na maior (esq.) e menor (dir.) orientação de resistência. (APA, 2018)

### 5.2.2 Módulo Rolling Shear e deformação por cisalhamento

A rigidez e resistência ao cisalhamento perpendicular às fibras ou de “rolamento” (*rolling shear*) é um parâmetro chave que condiciona o *design* e desempenho de painéis CLT solicitados dentro e fora do seu plano (MESTEK, KREUZINGER e WINTER, 2008). Devido à configuração cruzada e à anisotropia própria do material, gera-se uma solicitação de cisalhamento nas lâminas cruzadas que tende a fazer “rolar” as fibras da madeira umas nas outras (vide Figura 25). De acordo com Blass e Fellmoser (2004), a magnitude da rigidez efetiva à flexão do painel e, conseqüentemente, a distribuição de tensões nas camadas depende fortemente do módulo de cisalhamento perpendicular às fibras das camadas cruzadas.

O módulo de cisalhamento *rolling shear* ( $G_{90}$ ) depende de muitos fatores, como a espécie da madeira, sua densidade, espessura de laminação, teor de umidade, orientação dos anéis de crescimento na seção transversal da lamela, tornando-o o parâmetro elástico do CLT mais variável e de difícil determinação. (FELLMOSER e BLASS, 2004)

De mesma forma, a resistência *rolling shear* ( $f_{v,90}$ ) também depende de vários fatores, incluindo as dimensões da seção transversal das lamelas. Os fabricantes selecionam cuidadosamente as lamelas cruzadas de acordo a sua relação espessura-largura de modo a que esse esforço tangencial não controle o *design* estrutural. O standard norte-americano PRG 320 demanda que as lamelas cruzadas, não estando coladas lateralmente, possuam uma largura mínima de 3,5 vezes sua espessura, enquanto que o europeu EN 16351 solicita uma relação maior ou igual a 4.

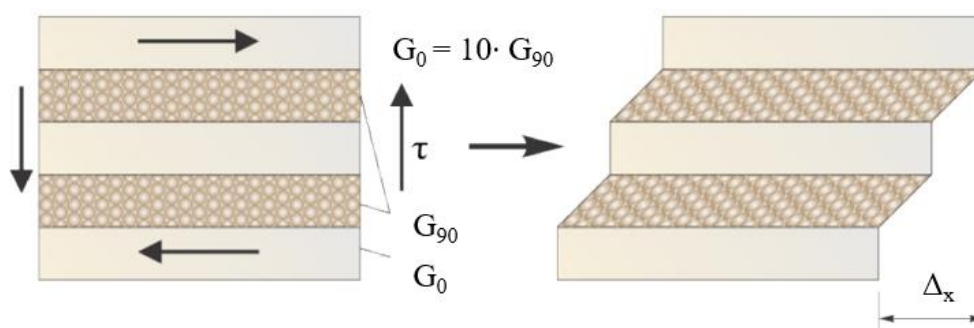


Figura 25 – Deformação *rolling shear* de um painel CLT de 5 camadas. Adaptado de Karacabeily e Douglas (2013)

De acordo com APA (2018), assume-se que  $G_{90}$  seja um décimo (1/10) do módulo de cisalhamento paralelo às fibras ( $G_0$ ), e este último entre 1/12 e 1/20 do módulo de elasticidade

paralelo às fibras sem-cisalhamento ( $E_{true}$  ou  $MOE_{sf}$ ). Para madeiras coníferas, geralmente adota-se um valor de 1/16 para essa relação. (KARACABEILY e DOUGLAS, 2013)

Segundo experimentos realizados por PARK *et al.* (2003), a deformação por cisalhamento em elementos CLT é maior que em outros produtos de madeira engenheirada, em consequência do reduzido módulo  $G_{90}$  das camadas cruzadas. A magnitude dessa deformação é função do tipo de carregamento, relação vão-espessura, e condições de apoio dos painéis. Por exemplo, para uma laje em CLT biapoiada com carregamento uniforme e relação vão-espessura igual a 30, a contribuição do cisalhamento na deflexão total é de cerca de 11%, enquanto que para uma relação vão-espessura de 20, se aproxima a 22%. Nesse contexto, a diferença entre  $E_{local}$  e  $E_{global}$  explicada no item 3.6 acentua-se no caso de painéis com camadas cruzadas. O vão mínimo requerido pela EN 16351 para a medição do módulo de elasticidade local em flexão é de 24 vezes a altura do corpo de prova, ao invés de 18, no caso da EN 408 para madeira serrada. Da mesma forma, para a determinação da resistência à flexão, esse requisito visa evitar uma falha prematura por *rolling shear* e garantir uma falha por flexão.

### 5.3 MÉTODO DA ANALOGÍA DO CISALHAMENTO (*Shear Analogy*)

Este é o método de determinação de propriedades mecânicas de elementos em CLT adotado pela norma de desempenho PRG 320 e norma de projeto NDS-2018 para flexão fora do plano. O Método Gama Modificado e Método “k” mencionados consideram-se atualmente como abordagens alternativas ou históricas de cálculo, e não constam mais nas versões atuais de manuais de cálculo de CLT. Contudo, o Anexo D fornece uma breve explicação de ambos.

Comprovado experimental e analiticamente, o *Shear Analogy* é a metodologia mais precisa e versátil de ser aplicada em peças de CLT (BLASS e FELLMOSE, 2004). Essa emprega o conceito de treliças planas para considerar os diferentes módulos de elasticidade e de cisalhamento de cada camada para praticamente qualquer configuração de montagem (número de camadas e relação de esbeltez). A influência do cisalhamento na deflexão não é negligenciada. O *layup* em camadas da seção transversal é discretizado em duas vigas virtuais A e B. À viga A é atribuída a soma das rigidezes fletoras e cisalhantes inerentes de cada capa ao longo do seu próprio eixo central, enquanto à viga B são dados os momentos de inércia aumentados em razão das distâncias do eixo neutro das camadas do painel. Essas vigas estão conectadas por meio de barras infinitamente rígidas, de tal maneira que a deflexão de ambas resulte igual. Superpondo as rigidezes e tensões fletoras e cisalhantes do par de vigas, obtém-se o resultado final para a seção transversal do elemento CLT (**vide** Figura 26).

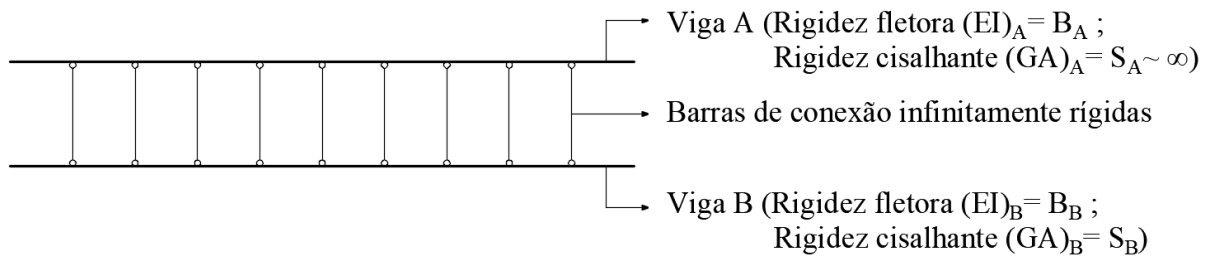


Figura 26 – Representação gráfica do método *Shear Analogy*. Adaptado de Karacabeily e Douglas (2013)

Logo, a rigidez de flexão da Viga A é a soma das rigidezes individuais de cada camada:

$$B_A = \sum_{i=1}^n E_i \cdot I_i = \sum_{i=1}^n E_i \cdot b_i \cdot \frac{h_i^3}{12} \quad (5)$$

Sendo  $B_A = (EI)_A$ ;  $b_i$ : largura individual de cada camada (usualmente 1 m);  $h_i$ : espessura individual de cada camada.

A rigidez fletora da Viga B é calculada pelo Teorema de Steiner como:

$$B_B = \sum_{i=1}^n E_i \cdot A_i \cdot z_i^2 \quad (6)$$

Sendo  $B_B = (EI)_B$ ;  $A_i$ : área da seção transversal de cada camada;  $z_i$ : distância perpendicular entre o centroide de cada camada e o eixo neutro da seção transversal de cada camada.

Adicionalmente, a Viga B contém a rigidez ao cisalhamento  $(GA)_B$ , calculada como:

$$\frac{1}{S_B} = \frac{1}{a^2} \cdot \left[ \frac{h_1}{2 \cdot G_1 \cdot b_1} + \sum_{i=2}^{n-1} \frac{h_i}{G_i \cdot b_i} + \frac{h_n}{2 \cdot G_n \cdot b_n} \right] \quad (7)$$

Sendo, para as equações acima:

$E_i$ :  $E_0$  para as camadas longitudinais e  $E_{90}$  ( $E_0/30$ ) para as transversais;

$G_i$ :  $G_0$  para as camadas longitudinais e  $G_{90}$  ( $G_0/10$ ) para as transversais.

A continuidade das deflexões entre as Vigas A e B ( $w_A = w_B$ ) deve ser válida em todos os pontos. Logo de uma análise, os momentos fletores e esforços de cisalhamento  $M_{fA}$ ,  $M_{fB}$ ,  $F_{v,A}$ , e  $F_{v,B}$  podem ser obtidos. Em cada camada da Viga virtual A se expressam como:

$$Mf_{A,i} = \frac{E_i \cdot I_i}{B_A} \cdot Mf_A \quad (8)$$

$$F_{v,A,i} = \frac{E_i \cdot I_i}{B_A} \cdot F_{v,A} \quad (9)$$

As tensões de flexão e cisalhamento de cada camada da Viga virtual A (**vide** Figura 27) podem-se determinar com:

$$\sigma_{A,i} = \pm \frac{Mf_{A,i}}{I_i} \cdot \frac{h_i}{2} \quad (10)$$

$$\tau_{A,i} = \frac{E_i \cdot I_i}{B_A} \cdot 1,5 \cdot \frac{F_{v,A}}{b \cdot h_i} \quad (11)$$

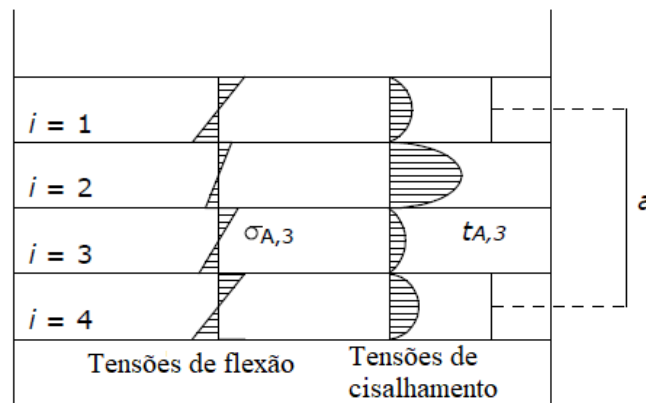


Figura 27 – Tensões de flexão e cisalhamento da Viga virtual A, de acordo com o Método *Shear Analogy*. Adaptado de Karacabeily e Douglas (2013)

Os esforços e tensões normais de cada camada da Viga virtual B, assim como as tensões de cisalhamento entre camadas (**vide** Figura 28), podem ser obtidos da seguinte maneira:

$$F_{N,B,i} = \frac{E_i \cdot A_i \cdot z_i}{B_B} \cdot Mf_B \quad (12)$$

$$\sigma_{B,i} = \frac{F_{N,B,i}}{b_i \cdot h_i} = \frac{E_i \cdot z_i}{B_B} \cdot Mf_B \quad (13)$$

$$\tau_{B,i,i+1} = \frac{F_{v,B}}{B_B} \cdot \sum_{j=i+1}^n E_j \cdot A_j \cdot z_j \quad (14)$$

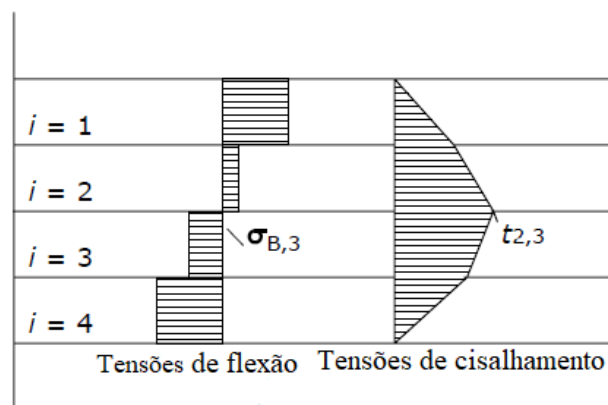


Figura 28 – Tensões normais e tangenciais da Viga virtual B, de acordo com o Método *Shear Analogy*. Adaptado de Karacabeily e Douglas (2013)

A distribuição final de tensões se obtém pela superposição das Vigas A e B, mostrada na Figura 29. Ressalta-se que o diagrama de tensões de cisalhamento inclui a influência dos conectores entre camadas, que não estarão presentes no caso do CLT.

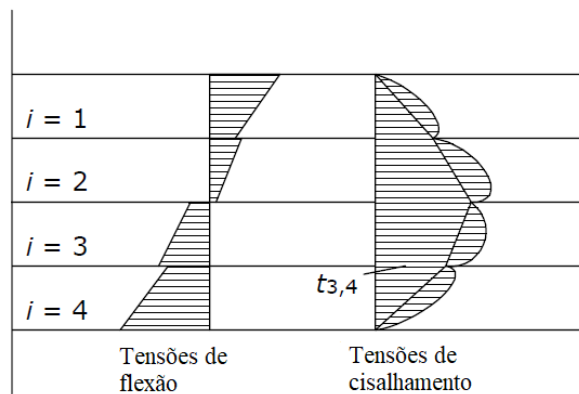


Figura 29 – Distribuição final de tensões obtida pela superposição dos resultados das Vigas virtuais A e B. Adaptado de Karacabeily e Douglas (2013)

Finalmente, utilizando a teoria vista, consegue-se determinar a máxima deflexão (flecha) de uma peça de CLT carregada uniformemente, por exemplo, como a soma da contribuição por flexão e por cisalhamento:

$$w_{max} = \frac{5}{384} \frac{qL^4}{(EI)_{eff}} + \frac{1}{8} \frac{ql^2\kappa}{(GA)_{eff}} \quad (15)$$

Sendo  $(EI)_{eff}$  e  $(GA)_{eff}$  a rigidez efetiva à flexão e ao cisalhamento da seção transversal composta, respectivamente;  $\kappa$ : fator de correção de cisalhamento de Timoshenko (igual a 1,2 para seções retangulares);  $l$ : vão da peça fletida;  $q$ : carregamento distribuído. Sendo:

$$(EI)_{eff} = \sum_{i=1}^n E_i \cdot b_i \cdot \frac{h_i^3}{12} + \sum_{i=1}^n E_i \cdot A_i \cdot z_i^2 \quad (16)$$

$$(GA)_{eff} = \frac{a^2}{\left[ \left( \frac{h_1}{2 \cdot G_1 \cdot b} \right) + \left( \sum_{i=2}^{n-1} \frac{h_i}{G_i \cdot b_i} \right) + \left( \frac{h_n}{2 \cdot G_n \cdot b} \right) \right]} \quad (17)$$

## 5.4 MÉTODOS SIMPLIFICADOS DE CÁLCULO SEGUNDO À NDS-2018

### 5.4.1 Elementos sujeitos à flexão

#### 5.4.1.1 Elementos sujeitos à flexão: Flexão (fora-do-plano)

A abordagem de cálculo considera a resistência máxima da fibra extrema, ou seja, as tensões normais nas bordas externas das camadas paralelas ao esforço. O módulo resistente efetivo é obtido dividindo a rigidez efetiva à flexão obtida, pela Equação (16), pelo módulo de elasticidade longitudinal da camada externa multiplicado pela metade da espessura do painel:

$$S_{eff} = \frac{2(EI)_{eff}}{E_1 h} \quad (18)$$

Logo, multiplica-se o módulo resistente efetivo pela capacidade resistente à flexão da madeira da camada exterior do painel ( $f_b$ ). Os momentos resistentes calculados na direção de maior resistência são seguidamente multiplicados por um fator redutor de resistência igual a 0,85 (APA, 2018). De acordo a conceitos básicos de resistência dos materiais, o momento solicitante deverá ser menor ao momento resistente:

$$M_f \leq f_b' S_{eff} \quad (19)$$

Sendo  $M_f$  o momento solicitante e  $f_b' S_{eff}$  o momento resistente ajustado pelos fatores de modificação correspondentes.

#### 5.4.1.2 Elementos sujeitos à flexão: Cisalhamento (fora-do-plano)

Similarmente ao anterior, calcula-se um esforço de cisalhamento resistente utilizando o método simplificado, determinando uma relação efetiva  $(Ib/Q)_{eff}$  como:

$$(Ib/Q)_{eff} = \frac{(EI)_{eff}}{\sum_{i=1}^{n/2} E_i h_i z_i} \quad (20)$$

Sendo que para a camada central,  $h_i$  e  $z_i$  devem considerar somente a metade de sua espessura. A equação de verificação se estabelece como:

$$F_{v,90} \leq f'_{v,90} (Ib/Q)_{eff} \quad (21)$$

Sendo:

$F_{v,90}$ : cisalhamento solicitante perpendicular, também chamado de cisalhamento fora-do-plano ou cisalhamento *rolling shear*;

$f'_{v,90} (Ib/Q)_{eff}$ : cisalhamento resistente ajustado pelos fatores de modificação correspondentes, normalmente fornecido pelo fabricante.

#### 5.4.1.3 Deflexão ou flecha em flexão (fora-do-plano)

Como explicado em itens anteriores, a influência do cisalhamento na deflexão de painéis CLT pode ser significativa. O método adotado na normativa para considerar dita contribuição, consiste em ajustar a rigidez efetiva à flexão em função das características ao cisalhamento do elemento fletido, obtendo então uma rigidez à flexão chamada de efetiva aparente. De acordo com Rammer (2010), a equação geral de deflexão de uma viga, incluindo a contribuição por cisalhamento, é a seguinte:

$$w = \frac{c_b q l^3}{(EI)_{eff}} + \frac{c_v q l}{GA'} \quad (22)$$

Sendo  $c_b$  e  $c_v$ : constantes dependentes do tipo de carregamento e vinculação;  $q$ : carregamento distribuído;  $l$ : vão livre da viga;  $A'$ : área modificada da seção transversal da viga, igual a (5/6) da largura multiplicada pela altura no caso de seções retangulares;  $G$ : módulo de cisalhamento do material.

Uma rigidez aparente à flexão pode ser obtida se a equação anterior for igualada a uma de deflexão genérica  $(c_{vv} q l^3)/EI_{app}$ , da seguinte maneira:



$$\frac{c_{vv}wl^3}{(EI)_{app}} = \frac{c_bwl^3}{(EI)_{eff}} + \frac{c_vwl}{GA'} \quad (23)$$

Isolando  $(EI)_{app}$ , obtém-se:

$$(EI)_{app} = \frac{(EI)_{eff}}{1 + \frac{c_{vv}(EI)_{eff}}{(GA)_{eff}L^2}} \quad (24)$$

Sendo  $c_{vv}=(6/5)(c_v/c_b)$ : constante dependente do tipo de carregamento e vinculação, para qual a normativa apresenta valores tabelados para várias configurações. Logo, por exemplo, a deflexão máxima de uma placa atuando em uma direção com carga uniformemente distribuída segundo a teoria clássica de vigas:

$$w_{m\acute{a}x} = \frac{5}{384} \frac{qL^4}{(EI)_{app}} \quad (25)$$

## 5.4.2 Elementos comprimidos

### 5.4.2.1 Paredes

No cálculo estrutural de paredes portantes em CLT, a carga de compressão deve ser menor que a resistência à compressão do material ajustada pelos fatores de modificação correspondentes e multiplicada pela área das camadas cujas fibras sejam paralelas à ação da força. Em forma de equação:

$$F_{c,0} = f'_{c,0}A_{c,0} \quad (26)$$

Sendo  $F_{c,0}$ : carga de compressão com direção paralela às fibras;  $f'_{c,0}$ : resistência à compressão paralela às fibras, ajustada pelos fatores de modificação correspondentes;  $A_{c,0}$ : área da seção transversal das camadas cujas fibras são paralelas à direção da carga.

### 5.4.2.2 Fator de estabilidade ( $C_p$ )

O comportamento do elemento comprimido é descrito pela interação dos modos de falha por compressão e por flambagem. Quando o fator de estabilidade é igual à unidade, a capacidade resistente é dada por  $f_{c,0}^*$  e logo, o modo de falha é compressão pura. Na medida em que o fator de estabilidade diminui, infere-se falha por flambagem. Esse fator é dado por:

$$C_p = \frac{1 + (P_{cE}/P_c^*)}{2c} - \sqrt{\left[\frac{1 + (P_{cE}/P_c^*)}{2c}\right]^2 - \frac{(P_{cE}/P_c^*)}{c}} \quad (27)$$

Sendo:

$P_c^* = f_{c,0}^* A$ : carga de compressão resistente, onde  $f_{c,0}^*$  é a resistência à compressão paralela às fibras da madeira, ajustada por pelos fatores de modificação correspondentes exceto  $C_p$ ;

$c$ : coeficiente igual a 0,9 para CLT;

$P_{cE}$ : carga crítica de flambagem de Euler;

$$P_{cE} = \frac{\pi^2 (EI)'_{app-min}}{l_e^2} \quad (28)$$

Sendo:

$(EI)'_{app-min} = 0,5184 (EI)_{app}$  : rigidez aparente à flexão mínima para dimensionamento em flambagem, ajustada pelos fatores de modificação correspondentes; Constante 0,5184: **vide** equação D-4 do Anexo D da NDS-2018 (AWC, 2018);

$l_e = K_e \cdot L$  : comprimento efetivo do elemento comprimido, determinado pela distância os pontos de apoio, na qual assume-se que o mesmo flambará com a forma de uma onda senoidal;

$K_e$ : coeficiente de comprimento de flambagem, função do tipo de vinculação aplicada no elemento de comprimento total  $L$ .

### 5.4.3 Elementos sujeitos a embutimento

#### 5.4.3.1 Perpendicular às fibras/plano

Ocorre na face/plano do painel CLT devido no contato com os apoios, conexões ou outros elementos de suporte. A equação de verificação é a seguinte:

$$P \leq f'_{c,90} A \quad (29)$$

Sendo  $P$ : carga de esmagamento aplicada;  $f'_{c,90}$ : resistência à compressão perpendicular às fibras, ajustada pelos fatores de modificação correspondentes.

#### 5.4.3.2 Paralelo às fibras/plano

Ocorre geralmente na parte inferior de paredes em CLT, onde se dá uma combinação de resistência perpendicular e paralela ao grão, porém com dominância da paralela. A equação de verificação é:

$$P \leq f_{c,0}^* A_{c,0} \quad (30)$$

Sendo:

$P$ : carga de esmagamento aplicada;  $f_{c,0}^*$ : resistência à compressão paralela às fibras da madeira, ajustada pelos fatores de modificação correspondentes exceto o  $C_p$ ;

#### 5.4.4 Elementos tensionados

A resistência da madeira sob tração perpendicular às fibras é a menor de todas suas resistências mecânicas, com um valor característico aproximado de 0,4 MPa para coníferas, segundo a EN 338 (AENOR, 2016). É por esse motivo que somente as porções da seção transversal com fibras paralelas a esse esforço são levadas em conta como área efetiva. A carga de tração solicitante deve ser menor à resistência a tração paralela às fibras da madeira multiplicada pela área efetiva. Analiticamente:

$$F_{t,0} \leq f'_{t,0} A_{c,0} \quad (31)$$

Sendo  $F_{t,0}$ : carga de tração solicitante paralela às fibras;  $f'_{t,0}$ : resistência à tração paralela às fibras da madeira, ajustada pelos fatores de modificação correspondentes;

#### 5.4.5 Elementos sujeitos à flexão e carregamento axial combinados

O resultado da combinação destes esforços é avaliado mediante uma equação de interação, a qual considera a amplificação do momento fletor atuante em razão de uma excentricidade teórica da carga axial. Dita equação de interação é expressada como:

$$\left( \frac{F_N}{f'_{c,0} A_{c,0}} \right)^2 + \frac{Mf + F_N \Delta \left( 1 + 0,234 \frac{F_N}{P_{CE}} \right)}{f'_b S_{eff} \left( 1 - \frac{P}{P_{CE}} \right)} \leq 1,0 \quad (32)$$

Sendo  $F_N$ : carga axial aplicada;  $\Delta$ : excentricidade da carga axial aplicada, com direção perpendicular ao plano do painel.

### 5.5 PAINÉIS CLT UTILIZADOS COMO PLACA (flexão biaxial)

Placas CLT usualmente são fabricadas com uma largura máxima de 3 m e comprimento de 12 m, por isso, quando sujeitas a cargas perpendiculares ao plano, normalmente aquelas agem na direção principal (direção de maior resistência), e são assim calculadas. Deve-se notar

que, lajes CLT de cobertura ou piso podem ser apoiadas sob diversos tipos de elementos, como paredes, vigas, colunas, ou uma combinação dos anteriores. Ademais, podem estar sustentadas em 3 ou até nas suas 4 bordas, dependendo do projeto. Por essa razão, o comportamento biaxial/bidirecional à flexão de lajes em CLT também deve ser estudado cuidadosamente. Dita avaliação necessita considerar as distintas configurações de restrições de graus de liberdade, já que isso influencia na rigidez efetiva das placas.

Segundo Popovski *et al.* (2019), algumas considerações de cálculo relacionadas às lajes de concreto podem ser adotadas ao estudar placas CLT atuando em ambas direções ortogonais. De acordo à normativa canadense de concreto, lajes regulares desse tipo consistem em placas retangulares resistindo principalmente cargas gravitacionais, e que cumprem certas limitações geométricas como:

- A relação entre vão maior e menor entre centro de apoios não é superior a 2;
- Em sistemas de lajes com vigas ou paredes entre apoios, a rigidez efetiva relativa das vigas ou paredes nas duas direções não é menor a 0,2 ou maior a 5;
- Defasagens entre colunas sucessivas são menores que 20% do vão (na direção da defasagem) entre eixos centrais de cada coluna;

A Figura 30 ilustra duas placas retangulares de lados  $a$  e  $b$  sujeitas a flexão fora-do-plano, onde o Caso A e B têm relação  $b/a$  maior a 2 e menor a 2, respectivamente. Com base na teoria clássica de placas de Timoshenko, sugere-se que placas apoiadas nas 4 bordas sejam calculadas em uma direção, sendo essa a menor delas (dimensão  $a$  no Caso A). Para placas sustentadas nos 4 lados e uma relação de lados menor ou igual a 2, recomenda-se projetar nas duas direções, ou seja, considerando os vãos nas direções  $a$  e  $b$ , no Caso B.

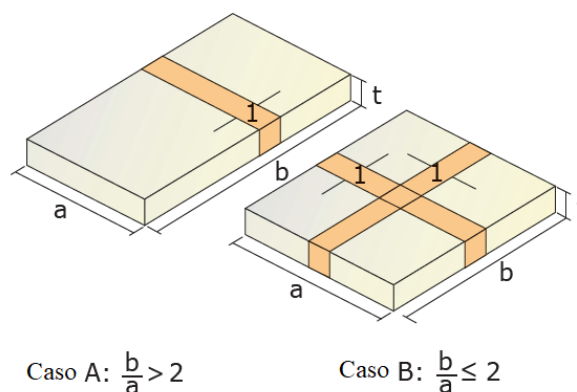


Figura 30 – Placas CLT com diferente relação de lados sujeitas a flexão fora-do-plano. Adaptado de Popovski *et al.* (2019)

Deve-se salientar que o cálculo de momentos resistentes e deflexões de placas CLT atuando em duas direções é consideravelmente complexo, dado que envolve atenção de muitos parâmetros, como condições de vinculação, rigidez efetiva relativa nos apoios, módulos de elasticidade longitudinais e transversais das camadas em ambas direções, entre outros. Por esse motivo, é costume adotar projetos em uma única direção. Contudo, no caso de avaliar uma solução bidirecional, sugere-se utilizar painéis CLT de no mínimo 5 camadas.

Ao utilizar *softwares* de cálculo por elementos finitos, a ação bidirecional dos painéis CLT pode ser modelada como placas ortótropas com duas rigidezes efetivas independentes nas direções ortogonais  $x$  e  $y$  do seu plano. Em muitos desses programas, a rigidez torsional é calculada de forma automática, baseando-se nas rigidezes à flexão anteriores. Esses valores torcionais costumam ser superestimados, pelo que se recomenda diminuí-los em 50% para painéis de 3 camadas, e em 25% nos casos de 5 camadas. (WALLNER-NOVAK, *et al.*, 2018)

## 5.6 DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES PERPENDICULARES AO PLANO

Há diferentes abordagens enquanto à distribuição de tensões de um painel CLT parcialmente comprimido. Os três modelos tratados no Capítulo 6 – Programa Experimental serão aqui explicados.

### 5.6.1 Modelo 1: Sem distribuição de tensões

Modelo adotado por Halili (2008), onde não foi considerado um aumento lateral de volume resistente ao longo da altura do elemento diretamente inferior à área carregada. Explicado de outra maneira, o ângulo de distribuição considerado foi nulo, como pode-se ver na Figura 31. Dessa maneira, considera-se somente a área carregada para o cálculo da resistência e módulo de elasticidade perpendicular ao plano do CLT.

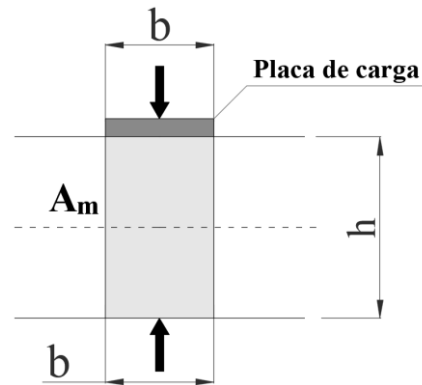


Figura 31 – Área de distribuição de tensões de compressão considerada por Halili (2008). Elaboração do autor baseado em Halili (2008)

### 5.6.2 Modelo 2: de van der Put adaptado ao CLT

Brandner (2018) generalizou, para diversos casos de carregamento, a teoria de distribuição de tensões de compressão perpendicular às fibras de van der Put (2012). Os ângulos de dispersão foram adotados de acordo com recomendações da norma europeia de projeto estrutural de madeira (CEN, 2004), sendo de  $45^\circ$  ( $\alpha_L$ ) e  $15^\circ$  ( $\alpha_T$ ) para as camadas longitudinais e transversais, respectivamente.

Van der Put (2012) desenvolveu um modelo de dispersão de tensões pelo método do equilíbrio de acordo com a teoria de plasticidade de von Mises para a matriz isotrópica. Esse modelo satisfaz o equilíbrio entre tensões normais, transversais e de cisalhamento. Logo, o modelo analiticamente exato é aproximado por uma lei de potência. Levado ao projeto estrutural, a dispersão de carregamento é considerada através de uma área efetiva:

$$A_{c,eff} = b_{c,eff} \cdot l_{c,eff} \geq A_c = b_c \cdot l_c \quad (33)$$

Sendo:

$A_{c,eff}$ : área efetiva de tensão de compressão perpendicular às fibras;

$b_c$  e  $l_c$ : largura e comprimento da área de aplicação de carga  $A_c$ ;

$b_{c,eff}$  e  $l_{c,eff}$ : largura e comprimento efetivos de carregamento.

O aumento da resistência pode ser expressado pelo coeficiente de dispersão de tensões  $k_{c,90}$ :

$$k_{c,90} = \frac{f_{c,90,LC}}{f_{c,90,P}} \geq 1,00 \quad (34)$$

Sendo:

$f_{c,90,LC}$  e  $f_{c,90,P}$  : resistências à compressão perpendicular às fibras para uma configuração de carregamento dada, e para um prisma uniformemente carregado, respectivamente.

Esse coeficiente também pode ser calculado de forma gráfica como:

$$k_{c,90} = \sqrt{\frac{A_{c,eff}}{A_c}} \geq 1,00 \quad (35)$$

Ajustando isso ao CLT e considerando os ângulos mencionados, Brandner (2018) aplicou esse conceito em diversos casos de carregamento: introdução de carga no centro e bordas de placa, transmissão de cargas entre par de áreas de contato, e cargas em áreas lineares, como pode-se ver na Figura 32. Assim, a verificação de resistência generalizada resulta:

$$\sigma_{c,90,d} = \frac{F_{c,90,d}}{A_c} \leq f_{c,90,P,d} \cdot k_{c,90,CLT} \rightarrow k_{c,90,CLT} = \sqrt{\frac{A_{c,eff}}{A_c}} = \sqrt{\frac{b_{c,eff} \cdot l_{c,eff}}{b_c \cdot l_c}} \leq 5 \quad (36)$$

Sendo:

$\sigma_{c,90,d}$  e  $F_{c,90,d}$  : tensão e carga perpendicular às fibras de projeto, respectivamente;

$f_{c,90,P,d}$  : resistência característica de projeto à compressão perpendicular ao plano, determinada sobre prismas CLT carregados uniformemente em toda sua superfície.

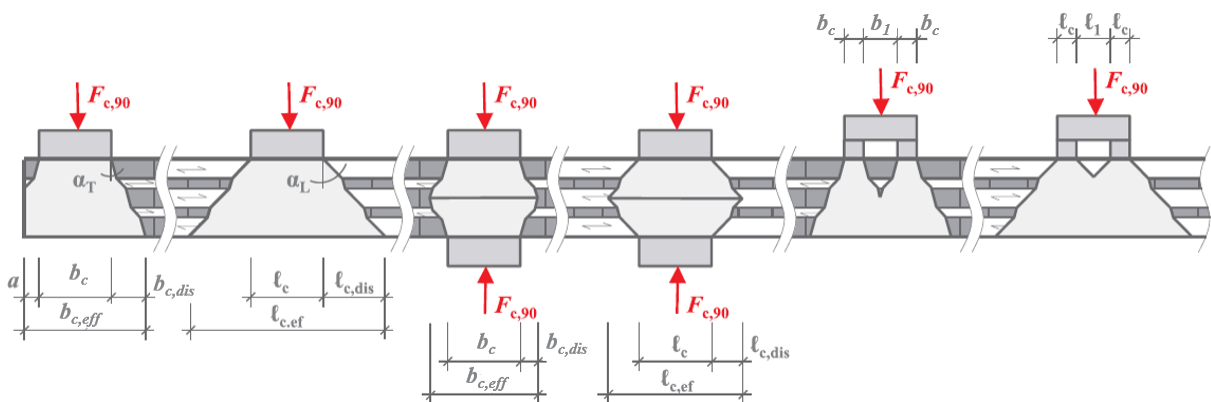


Figura 32 – Casos de introdução e transmissão de carga em placas CLT: distribuição de tensões de compressão perpendicular ao plano. Adaptado de Brandner (2018)

Para casos mais específicos, como por exemplo o de laje CLT comprimida entre uma coluna e uma parede, isto é, transmissão de carga entre áreas de contato com dimensões desiguais, Brandner (2018) propõe o modelo ilustrado na Figura 33. Considera-se  $A_c$  da seguinte maneira:

$$A_c = \text{mín}[l_{c,1}; l_{c,2}] \cdot \text{mín}[b_{c,1}; b_{c,2}] \quad (37)$$

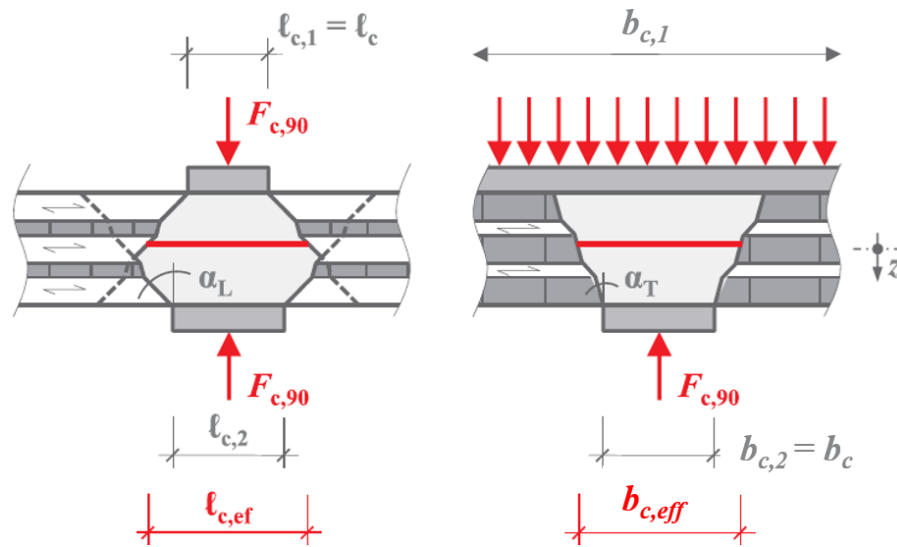


Figura 33 – Modelo de dispersão de tensões para o carregamento de laje CLT entre coluna e parede. Adaptado de Brandner (2018)

Nesses casos ou em outros onde as áreas de contato possuem dimensões iguais mas não estão enquadradas, é possível que  $l_{c,eff}$  e  $w_{c,eff}$  não se encontrem no mesmo plano, isto é, que não possuam a mesma coordenada em  $z$ . Quando isso ocorre, recomenda-se calcular  $A_{c,eff}$  como:

$$A_{c,eff} = \text{máx} \left[ \text{mín}[l_{c,eff,1}(z); l_{c,eff,2}(z)] \cdot \text{mín}[b_{c,eff,1}(z); b_{c,eff,2}(z)] \right] \quad (38)$$

Em outras palavras, calcula-se a maior área resultante da interação entre os comprimentos e larguras efetivas relativos às duas áreas de contato interagentes.

### 5.6.3 Modelo 3: de van der Put Simplificado

Brandner (2018) deixa em aberto possíveis simplificações do modelo anterior em relação ao cálculo de  $A_{c,eff}$ , com a finalidade de torná-lo mais prático e factível a nível de projeto. Uma delas é trabalhar com o mesmo conceito das equações (37) e (38), porém trabalhando com o ângulo de distribuição de tensões de  $35^\circ$ , indistintamente para camadas longitudinais e transversais ( $\alpha_L = \alpha_T = 35^\circ$ ). O autor concluiu que as divergências dessa simplificação com relação ao modelo original aumentam, de maneira geral, com o aumento do número de camadas



e diminuição da área de carregamento  $A_c$ . Ainda, dependendo da configuração de carga, as capacidades de resistência podem ser superestimadas, assim como subestimadas, em até 20%. Por esse motivo, ainda não se chegou num consenso enquanto a uma simplificação. (BRANDNER, 2018)

## 5.7 MÉTODOS ANALÍTICOS PARA ELEMENTOS DE VIGA E DINTEL

A norma NDS-2018 ainda não conta com valores de referência nem métodos de cálculo para casos de flexão dentro-do-plano de painéis CLT, ou seja, onde atuem como vigas de grande altura ou dintelés (**vide** Figura 34). Enquanto o comportamento em flexão fora-do-plano encontra-se já bem embasado e aceitado pela comunidade científica em decorrência da grande quantidade de estudos realizados até o momento, a investigação em cargas dentro-do-plano ainda continua em pleno desenvolvimento. Popovski *et al.* (2019) explicam que devido à configuração cruzada do CLT, seu estado tensional quando empregado como elemento de viga é complexo, e é necessário considerar diferentes modos de falha no seu dimensionamento. Além das tensões normais de flexão, há 3 modos de falha relacionados com as tensões tangenciais que devem ser especialmente atendidos. A seguir, se apresentará somente a verificação às tensões normais do problema, de forma a não estender em demasia a teoria por fora do escopo deste trabalho.

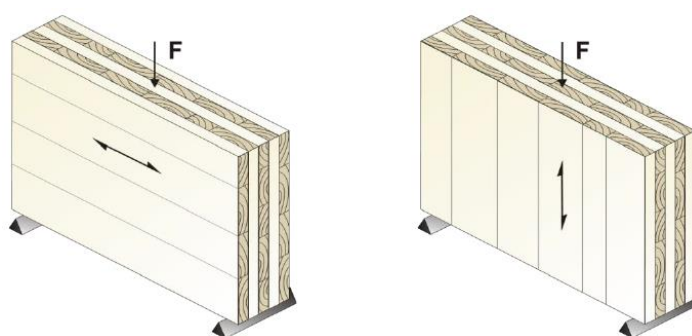


Figura 34 – Painéis CLT em diferente orientação empregados como vigas ou dintelés sujeitos a cargas dentro de seu plano. (KARACABEYLI e GAGNON, 2019)

### 5.7.1 Verificação à flexão de um elemento de viga/dintel em CLT

A tensão normal devido à flexão dentro-do-plano pode ser expressada como:

$$\sigma = Mf \cdot y \cdot \frac{E_m}{(EI)_{eff}} \quad (39)$$

A tensão máxima ocorrerá para  $y = h/2$ , sendo  $H$  a altura total da viga/dintel. Então:

$$\sigma_{max} = Mf \cdot 0,5h \cdot \frac{E_m}{(EI)_{eff}} \quad (40)$$

Logo, utilizando princípios básicos de *design* estrutural:

$$\sigma_{max} \leq \phi \cdot f_b \quad (41)$$

Sendo:

$\phi$ : fator de redução de resistência (usualmente igual a 0,85);

$f_b$ : resistência característica à flexão da madeira.

Em seguida, se determina o momento resistente em termos de  $f_b$ :

$$Mf_r = \phi \cdot f_b \frac{I_{eff}}{0,5h} \quad (42)$$

Onde  $I_{eff}$  pode ser calculada como:

$$I_{eff} = \frac{t_{eff} \cdot h^3}{12} = \frac{h^3}{12} \cdot \sum_{i=1}^n t_i \quad (43)$$

Sendo:

$h$ : altura total da viga/dintel;

$h_i$ : espessura das camadas perpendiculares à direção da carga (camadas efetivas);

$t_i$ : espessura das camadas na direção longitudinal, ou seja, as camadas efetivas dessa orientação.

Deve-se ressaltar que esse método supõe uma ação composta entre as camadas longitudinais.

Uma forma muito mais conservadora de calcular  $I_{eff}$  seria somar os momentos de inercia individuais de cada camada efetiva.

## 5.8 VIBRAÇÃO DE PISOS EM CLT

É importante ressaltar que, sendo o CLT um material relativamente leve para uso em lajes, seus requerimentos de projeto, tais como espessura mínima e vão máximo, são geralmente governados por critérios de serviço (vibração, deflexão diferida) e não pelo estado limite último.

A transmissão de vibrações mecânicas por impacto em paredes e principalmente lajes em CLT é um fator determinante no seu dimensionamento estrutural. Pesquisas sobre o assunto evidenciam o grande contraste existente entre lajes convencionais de concreto armado, com uma massa aproximada de  $200 \text{ kg/m}^2$  e frequência natural abaixo de 8 Hz, e lajes em CLT, com uma massa entre 30 e  $150 \text{ kg/m}^2$ , e frequência natural acima de 9 Hz. (KARACABEILY e DOUGLAS, 2013)

O método de projeto proposto para lajes CLT consiste em uma modificação do original utilizado para lajes em grelha de madeira (*wood-frame*<sup>3</sup>), o qual utiliza como parâmetros de controle de vibração a deflexão estática devido a uma carga unitária de 1 kN aplicada no centro e a frequência fundamental de vibração livre. O embasamento provém de ensaios experimentais que levaram a concluir que limitar essa combinação de rigidez longitudinal e densidade de pisos em CLT consegue efetivamente controlar as vibrações por impacto. Dessa forma, chegou-se a uma equação que permite calcular de forma confiável o vão livre limite de lajes de piso simples e contínuas em CLT de acordo com essas características básicas.

### 5.8.1 Características e propriedades dinâmicas de pisos em CLT

À esquerda da Figura 35 ilustra-se a seção transversal de uma laje de piso em CLT sem nenhum elemento adicional, cuja aparência se assemelha muito mais a uma de concreto que uma em sistema de grelha de madeira. Ainda, lajes maciças em CLT alcançam uma esbeltes menor que suas semelhantes mais leves para um mesmo vão livre. Por exemplo, uma laje de 6,5 m de comprimento pode ser construída com um painel CLT de 230 mm de espessura, enquanto no outro sistema seriam necessárias vigas de pelos menos 300mm.

Em razão da relação densidade-rigidez dos pisos em CLT, suas vibrações exibem um comportamento particular, indicado por sua frequência fundamental de vibração. Seu limite inferior de conforto dessa frequência foi medido e estabelecido em torno de 10 Hz, em contraposição com os 15 Hz e 8 Hz necessários para um sistema convencional em madeira e em concreto armado, respectivamente (HU e GAGNON, 2012). A percepção humana das frequências de vibração de impacto se encontra no intervalo entre 4 e 8 Hz, portanto, quanto mais afastadas dessa faixa estiverem as frequências naturais de uma laje de piso, melhor será o desempenho de conforto percebido pelos ocupantes.

---

<sup>3</sup> Sistema construtivo em seco constituído por elementos de montantes e travessas em madeira, revestidos por chapas igualmente feitas em madeira.

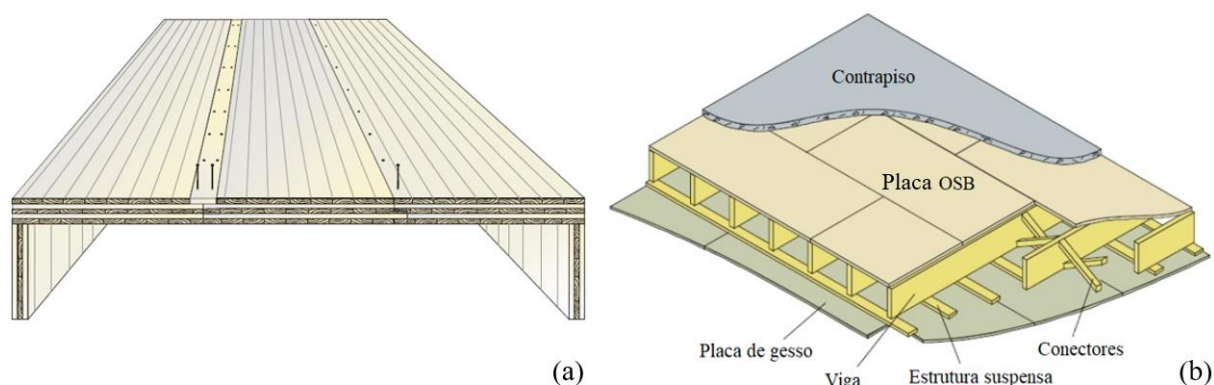


Figura 35 – Lajes de piso em madeira. a) Seção transversal de uma laje em CLT puro; b) Transparência de uma laje em *wood-frame*. Adaptado de Karacabeily e Douglas (2013)

Em relação ao amortecimento, as relações medidas para lajes puras em CLT de 5 e 7 camadas, estiveram ao redor de 1% do amortecimento crítico, em contraste com as de *wood-frame*, ao redor dos 3%. Amortecimentos baixos causam vibrações persistentes e de maior duração, facilmente perceptíveis pelo ser humano. Essa propriedade depende do tipo de materiais estruturais e não-estruturais utilizados, sistema de apoio, entre outros. Lajes híbridas em CLT com uma camada de compressão em concreto demonstraram melhorar o desempenho nesse quesito, ao aumentar a relação densidade-rigidez dos painéis (AMORIM, RIBEIRO e BAÑO, 2018). A Tabela 5 resume as propriedades dinâmicas satisfatórias para lajes de piso em CLT.

Tabela 5 – Resumo das características dinâmicas satisfatórias de desempenho de conforto para uma laje de piso em CLT.

Amortecimento	Massa por área	Frequência natural de vibração
~ 1%	50 – 150 kg/m <sup>2</sup>	> 9 Hz

Fonte: Adaptado de Karacabeily e Douglas (2013)

### 5.8.2 Método proposto para lajes de piso em CLT

O fundamento deste método radica na compreensão empírica de que as forças de impacto sobre lajes puras em CLT causam maiormente vibrações transientes e não ressonantes, as quais podem ser facilmente estimadas pela rigidez e densidade dos painéis. O cálculo considera somente a massa do sistema da laje (cargas mortas), uma vez que as cargas de serviço (ocupantes, móveis, etc.) variam no tempo e não oferecem a confiabilidade necessária (HU e

GAGNON, 2012). As propriedades empregadas nesta avaliação são facilmente encontradas nos catálogos do fabricante.

O critério de projeto às vibrações expressa-se como:

$$\frac{f}{w^{0,7}} \geq 13,0 \text{ ou } w \leq \frac{f^{1,43}}{39} \quad (44)$$

Sendo:

$f$ : frequência fundamental de vibração, em Hz;  $w$ : deflexão estática de uma viga simples com carga unitária de 1 kN no centro do vão, em mm.

A frequência fundamental de vibração e deflexão podem ser obtidos pelas equações (45) e (46) a seguir:

$$f = \frac{3,142}{2l^2} \sqrt{\frac{EI_{eff}}{\rho_{ap}A}} \quad (45)$$

Sendo:

$f$  : frequência fundamental de vibração de uma faixa de 1 m de largura do painel CLT simplesmente apoiado em ambos extremos, em Hz;

$l$ : vão livre do painel CLT, em metros;

$EI_{eff}$ : rigidez aparente na direção do vão para uma faixa de painel de 1 m de largura;

$\rho_{ap}$ : densidade aparente do CLT, usualmente igual a 1,0625 vezes a densidade da madeira componente;

$A$ : seção transversal de uma faixa de painel de 1 m de largura.

$$w = \frac{1000F_N l^3}{48EI_{eff}} \quad (46)$$

Sendo  $F_N$  uma carga unitária de 1 kN.

Substituindo as equações (45) e (46) na equação (44), obtém-se a expressão de *design* do método:

$$l \leq \frac{1}{9,15} \frac{(EI)_{eff}^{0,293}}{(\rho_{ap}A)^{0,123}} \quad (47)$$

Empregando essa equação, podem-se então determinar comprimentos de laje ou vãos livres que satisfaçam o critério de conforto de vibração diretamente com as propriedades de rigidez aparente na direção longitudinal, densidade e seção transversal do painel CLT.

## 6 PROGRAMA EXPERIMENTAL

Neste capítulo se descreve a análise experimental desenvolvida nos laboratórios do campus Porto da UFPEL, pertencente ao curso de Engenharia Industrial Madeireira.

### 6.1 ORGANIZAÇÃO DO CAPÍTULO

A organização deste capítulo é dada pela ordem em que os ensaios foram realizados. Primeiramente, ensaiou-se a madeira maciça em compressão paralela e perpendicular às fibras, com o objetivo de caracterizá-la e obter os parâmetros elastoplásticos necessários para a modelagem computacional posterior. Logo após, foram ensaiados cubos e placas CLT em compressão perpendicular ao plano, com a finalidade de analisar seu desempenho e distribuição de tensões de compressão de acordo com os modelos teóricos revisados no item 5.6.

### 6.2 MADEIRA MACIÇA

#### 6.2.1 Material e corpos de prova

##### 6.2.1.1 Madeira serrada

Foi utilizada madeira da espécie *Pinus elliottii* proveniente de plantios da localidade de Piratini/RS. Devido a complicações de disponibilidade, foram adquiridos dois lotes de diferentes fornecedores. O primeiro deles constituiu-se de tábuas de 2,7 m · 150 mm · 30 mm (comprimento, largura e espessura) com alto teor de umidade (40% - 60%). O segundo constituiu-se de pranchas de 2,7 m · 250 mm · 40 mm secas ao ar livre, com baixo teor de umidade (11% - 13%). As tábuas do lote 1 foram secas em estufa à temperatura controlada com aumento gradativo, de modo a evitar rachaduras e empenamentos indesejados, até atingirem um teor de umidade de  $12 \pm 2$  %.

Cabe salientar que a madeira serrada da região, e, portanto, a adquirida para o projeto, é predominantemente juvenil, com nós de tamanho considerável e presença de medula. Esta heterogeneidade na idade da madeira utilizada pode ser visualizada na Figura 36, onde para duas lamelas diferentes de um mesmo lote, a área transversal de uma delas apresenta cerca de 11 anéis de crescimento (lenho maduro), e a outra somente 3 (lenho juvenil). Outra marcada diferença entre as madeiras de ambos os lotes, foi a maior quantidade de lenho juvenil por parte

do primeiro deles, porém com menos defeitos naturais quando comparado ao segundo (vide Figura 37). Por conta disso, e não contando com uma melhor qualidade de madeira, aceitaram-se defeitos não toleráveis pela normativa em algumas lamelas do lote 2.



Figura 36 – Seção transversal de duas lamelas do lote 1 de madeira: (a) lenho maduro; (b) lenho juvenil

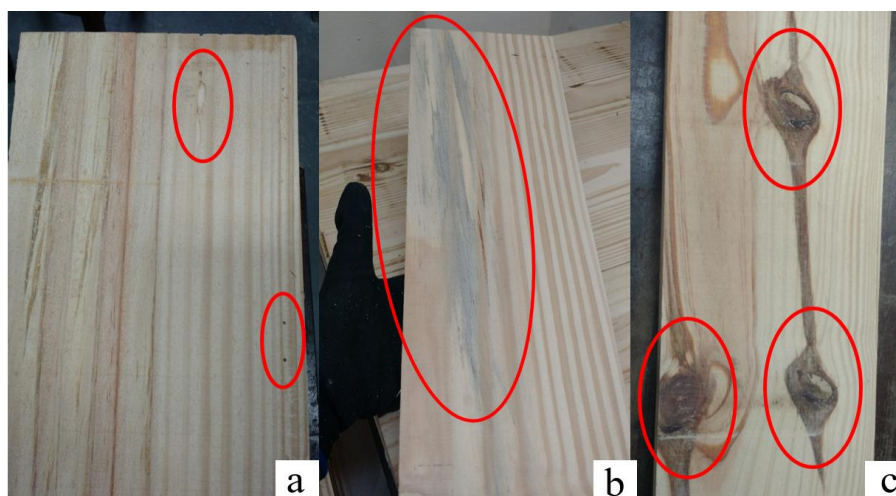


Figura 37 – Defeitos admitidos em algumas lamelas do lote 2: (a) vestígios de cupim; (b) bolor; (c) nós de tamanho considerável.

#### 6.2.1.2 Corpos de prova

Os corpos de prova (CP) foram produzidos de acordo com os requerimentos da norma EN 408 (AENOR, 2011), conforme as dimensões indicadas na Figura 38. Após o corte, esses espécimes foram acondicionados em câmara climatizada a uma temperatura de  $24 \pm 2$  °C e umidade relativa do ar de  $65 \pm 2$  % até alcançar massa constante entre pesagens consecutivas com 6 h de intervalo. Utilizou-se uma balança digital *BEL Engineering* modelo M5202 com capacidade de 5200 g e precisão de 0,01 g. Prévio aos ensaios, realizou-se uma classificação de densidades para trabalhar com uma amostragem mais uniforme. A Tabela 6 resume as

características e quantidade de corpos de prova, sendo que  $\rho_{ap,m}$  é densidade aparente média dos mesmos e CV seu coeficiente de variação correspondente.

Tabela 6 – Resumo dos corpos de prova de madeira maciça.

Lote	Compressão	Corpos de prova	Dimensões (mm)	$\rho_{ap,m}$ (kg/mm <sup>3</sup> )	COV (%)
1	//	16	40 x 60 x 240	526	3,37
	⊥	24	45 x 70 x 90	495	2,01
2	//	25	40 x 60 x 240	561	9,20
	⊥	23	45 x 70 x 90	467	2,95

//: paralela às fibras;  
⊥: perpendicular às fibras.

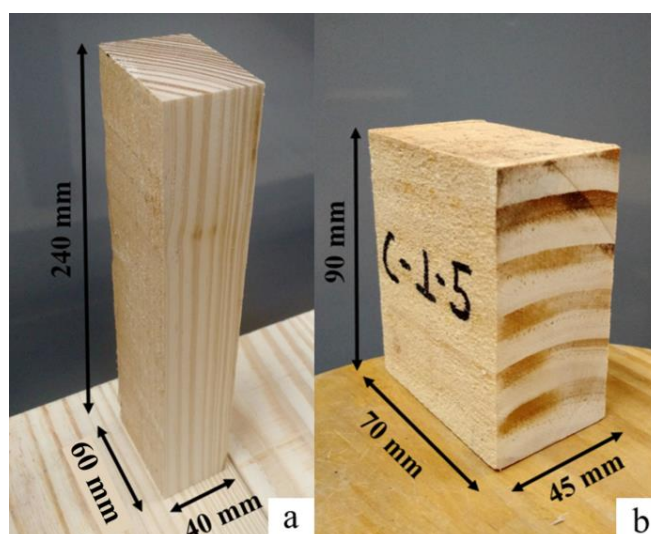


Figura 38 – Corpos de prova de madeira maciça para: (a) compressão paralela às fibras; (b) compressão perpendicular às fibras.

### 6.2.2 Ensaios e métodos

Ambos os testes de compressão paralela e perpendicular às fibras foram conduzidos de acordo à norma EN 408 (AENOR, 2011). A velocidade do ensaio foi definida pela velocidade de descida do atuador. Todos os testes cumpriram com o requisito normativo de alcançar a força máxima em um tempo de  $300 \pm 120$  s. Para conseguir isso, realizaram-se testes preliminares a fim de calibrar a velocidade mais conveniente para os ensaios definitivos. Para todos os casos, utilizaram-se extensômetros elétricos de fixação externa (tipo *clip gage*) para a medição dos deslocamentos, com precisão de 0,1  $\mu$ m. Prévio a cada ensaio, as dimensões transversais dos CPs foram medidas com paquímetro digital de 0,01 mm de precisão e logo atribuídas à máquina



de ensaios. O Apêndice A apresenta um quadro com os intervalos nos quais variaram essas medidas. A montagem de ambos os ensaios é apresentada na Figura 39.

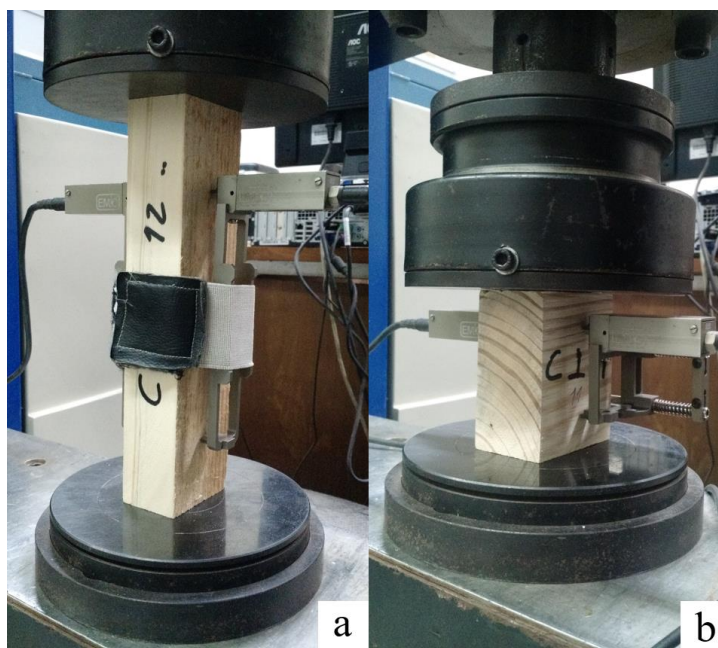


Figura 39 – Fotografias dos ensaios de compressão (a) paralela às fibras; (b) perpendicular às fibras.

#### 6.2.2.1 Scripts para a máquina de ensaios

A execução de todos os ensaios foi realizada com uma prensa universal servo-controlada marca *EMIC* - modelo DL-30000, com célula de carga de 300 kN de capacidade. Essa máquina funciona por meio de um *software* de automação de ensaios, o qual permite a sistematização desses por meio da elaboração e aplicação de métodos de teste, conferindo consistência e repetibilidade aos resultados. Esse programa também possibilita administrar os documentos resultantes (curvas, trabalhos, métodos), e enviar informações suficientes à máquina para que a mesma possa realizar os ensaios e receber a informação para logo convertê-la em resultados. (EMIC LTDA, 2015)

Os ensaios são implementados mediante métodos que fornecem à máquina os comandos necessários que descrevem em detalhe o desenvolvimento da aplicação da carga e a forma em que a curva resultante será analisada. Ditos métodos são escritos em uma linguagem orientada a objetos própria do *software*, chamada TEST SCRIPT (TESC).

Foram desenvolvidos dois *scripts* de ensaio para este trabalho, um para compressão paralela às fibras e outro para compressão perpendicular às fibras, de acordo com as especificações da norma EN 408 (AENOR, 2011). Os parâmetros que variaram para cada caso

foram o tempo de ensaio (para não o prolongar além do necessário), a carga máxima (para proteger a célula de carga), e a velocidade de deslocamento do atuador da prensa. Esses *scripts* se apresentam no Apêndice B deste trabalho.

#### 6.2.2.2 Ensaio de compressão paralela às fibras

Nos testes de compressão paralela às fibras, determinaram-se, para cada CP, o módulo de elasticidade ( $E_{c,0}$ ) e a tensão máxima ( $f_{c,0}$ ) conforme as equações (48) e (49). As velocidades de descida do atuador adotadas foram de 0,72 mm/min e 0,6 mm/min para os CPs do lote 1 e 2, respectivamente. O vão do extensômetro foi de 150 mm para ambos os lotes. De acordo com a norma, é de suma importância assegurar que o eixo longitudinal dos CPs seja colinear com o eixo vertical do atuador da máquina de ensaios, para evitar ao máximo possíveis excentricidades (AENOR, 2011). O atuador utilizado em ambos testes de compressão possuiu cabeça superior esférica, como demandado.

$$E_{c,0} = \frac{l_1(F_2 - F_1)}{A(w_2 - w_1)} \quad (48)$$

$$f_{c,0} = \frac{F_{m\acute{a}x}}{A} \quad (49)$$

Sendo:

$F_2 - F_1$ : incremento de carga na porção linear da curva de carregamento, em N;

$w_2 - w_1$ : incremento de deslocamento correspondente a  $F_2 - F_1$ , em mm;

$l_1$ : vão entre garras do extensômetro, em mm;

$A$ : área da seção transversal do CP, em mm<sup>2</sup>;

$F_{m\acute{a}x}$ : força máxima atingida no ensaio, em N.

#### 6.2.2.3 Ensaio de compressão perpendicular às fibras

Nos testes de compressão perpendicular às fibras, determinaram-se, para cada CP, o módulo de elasticidade ( $E_{c,90}$ ), a força máxima ( $F_{c,90,m\acute{a}x}$ ), a força no limite de proporcionalidade ( $F_{c,90,p}$ ), a força de escoamento ( $F_{c,90,y}$ ) e o módulo tangente ( $T$ ). A velocidade de descida do atuador adotada foi de 0,5 mm/min para ambos os lotes. O vão do extensômetro foi de 50 mm para ambos os lotes. É importante destacar que não se fez distinção dos CPs com respeito à orientação dos anéis de crescimento, isto é, consideraram-se os resultados apenas como perpendicular às fibras e não classificados em radiais ou tangenciais. De igual forma, tanto a norma de ensaio quanto a de projeto não fazem essa distinção (AENOR, 2011; CEN, 2004).

Empregaram-se as equações (50) e (51) para os respectivos cálculos de  $E_{c,90}$  e a resistência perpendicular às fibras ( $f_{c,90}$ ).

$$E_{c,90} = \frac{(F_{40} - F_{10})h_c}{(w_{40} - w_{10})bl} \quad (50)$$

$$f_{c,90} = \frac{F_{c,90,máx}}{bl} \quad (51)$$

Sendo:

$F_{40} - F_{10}$ : incremento de carga na porção linear da curva de carregamento, em N;

$w_{40} - w_{10}$ : incremento de deslocamento correspondente a  $F_{40} - F_{10}$ , em mm;

$h_c$ : vão entre garras do extensômetro, em mm;

$bl$ : área da seção transversal do CP, em mm<sup>2</sup>;

$F_{c,90,máx}$ : força máxima perpendicular às fibras como determinada na Figura 40, em N.

#### Método de determinação de $F_{c,90,máx}$ :

Segundo AENOR (2011): “Primeiro, uma estimativa para a carga  $F_{c,90,máx}$  deve ser definida ( $F_{c,90,máx,est}$ ). Utilizando os resultados do teste, a curva carga – deslocamento deve ser desenhada da forma mostrada na Figura 40. Os valores de  $0,1F_{c,90,máx}$  e  $0,4F_{c,90,máx}$  são calculados e seus respectivos pontos de intersecção são determinados fazendo uso da curva carga – deslocamento. A reta 1 da Figura 40 é traçada através desses dois pontos mencionados. Paralelamente, a reta 2 também é inserida de acordo com a Figura 40, com origem em  $F = 0$  e um deslocamento horizontal igual a  $0,01 h_0$ . Na intersecção da reta 2 com a curva criada a partir dos resultados do teste, encontra-se  $F_{c,90,máx}$ . Se o valor encontrado para  $F_{c,90,máx}$  encontra-se dentro de uma faixa de  $F_{c,90,máx,est} \pm 5\%$ , esse valor poderá ser considerado como a resistência à compressão, caso contrário, o procedimento deverá ser repetido até que um valor de  $F_{c,90,máx}$  seja atingido dentro dessa tolerância.”

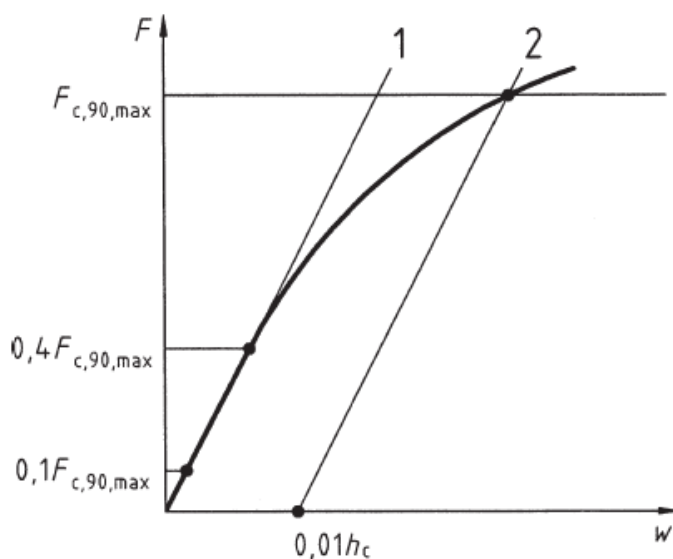


Figura 40 – Curva de carga – deslocamento típica do ensaio de compressão perpendicular às fibras. (AENOR, 2011)

No *script* empregado na máquina de ensaios, fez-se uma só iteração deste processo acima descrito, sendo considerado a força máxima alcançada no ensaio como a  $F_{c,90,máx,est}$ . Logo após, na etapa de processamento de resultados e análise de curvas, verificou-se a necessidade ou não de realizar mais iterações. Nos casos positivos o cálculo foi refinado empregando uma planilha eletrônica.

O *script* também incluiu a determinação da força no limite de proporcionalidade da curva ( $F_p$ ), através de uma função específica disponível no *software*, e a definição gráfica e quantitativa da força de escoamento ( $F_y$ ) com o critério adotado no item 3.3. Apesar de que  $F_{c,90,máx}$  se encontre sempre na faixa de duração do ensaio de  $300 \pm 120$  s, deixou-se que todos os testes continuassem até os 480s para obter uma maior porção de plastificação da curva (critério de finalização do ensaio). Na parte plastificada da curva aplicou-se uma linha de tendência em dois pontos da curva de tal forma de se obter um coeficiente de correlação mínimo de 0,99 para calcular o módulo tangente  $T$  (**vide** Figura 17). Havendo obtido uma linha de tendência válida, empregou-se a equação (52) para a determinação:

$$T = \frac{tg \cdot h_c}{bl} \quad (52)$$

Sendo  $tg$  a tangente da linha de tendência, em N/mm.

#### 6.2.2.4 Análise estatística

Visando uma observação mais detalhada da distribuição individual dos principais parâmetros mecânicos que serão mais adiante utilizados nos modelos numéricos, e com o principal objetivo de identificar *outliers* e assimetrias, foram realizados testes de normalidade de Shapiro-Wilk, de outliers de Tukey, e de assimetria de Fisher-Pearson Ajustado. O conceito do teste de Shapiro-Wilk radica na comparação dos quantis da informação observada *vs.* os quantis teóricos de uma função normal que possui a mesma média e desvio-padrão que a amostragem. Essa comparação é quantificada em termos da tangente da função definida pelas observações da amostragem e da tangente da função com os valores teóricos esperados para uma distribuição normal, analiticamente definido pelo parâmetro estatístico  $W$  (SHAPIRO e WILK, 1965). Para o caso ideal de normalidade,  $W$  é igual à unidade. A hipótese nula desse teste é rejeitada se o valor  $p$  for menor que um nível de significancia previamente definido, indicando que há evidência suficiente (probabilidade) de que a amostragem provém de uma população cuja distribuição se desvia significativamente de uma distribuição normal. Neste trabalho adotou-se o nível de significancia usual da literatura, também recomendado por Shapiro e Wilk (1965), igual a 0,05.

Simultaneamente, aplicou-se o teste de Tukey, com o objetivo de detectar valores que defiram significativamente dos observados em uma mesma amostragem, a fim de obter uma distribuição mais homogênea e representativa. Esse teste resulta ser muito versátil, uma vez que não faz hipóteses de distribuição dos dados observados, nem depende de média ou desvio padrão. O fator estatístico levado em consideração na determinação dos *outliers* é o intervalo interquartil, que é o intervalo entre o quartil inferior e superior da amostragem (TUKEY, 1977).

Por fim, calculou-se o coeficiente de assimetria de Fisher-Pearson Ajustado ( $G_I$ ), o qual é o empregado em *softwares* de estatística largamente utilizados, como o *Excel*. Para uma distribuição perfeitamente simétrica,  $G_I$  resulta igual a zero. Um valor positivo e negativo de  $G_I$  indica uma assimetria à esquerda ou à direita, respectivamente (PEARSON e HARTLEY, 1970).

### 6.2.3 Resultados e discussão

#### 6.2.3.1 Modos de falha

Os modos de falha predominantes nos ensaios de compressão paralela e perpendicular às fibras de madeira maciça estão apresentados na Figura 41. A norma ASTM D-143 descreve o modo (a) como causa de cisalhamento interno das fibras, quando o plano de falha forma um

ângulo de 45° ou mais com o plano do topo do CP. Nos casos de compressão perpendicular, notou-se o modo (b) ou leves estrias laterais como consequência do esmagamento e dilatação superior do CP.

Cabe mencionar que, originalmente, os CPs do 1° lote possuíam 240 mm de comprimento e uma seção transversal quadrada de 40 mm de lado, porém ao realizar testes preliminares constatou-se a flambagem completa daqueles, invalidando assim o teste de compressão pura. O mesmo fenômeno foi experimentado por Schlotzhauer *et al.* (2015). Isso se deve à elevada esbelteza exigida pela norma europeia (AENOR, 2011), somado ao fato da madeira ser juvenil e, portanto, com comportamento marcadamente dútil. Em contrapartida, a norma equivalente norte-americana ASTM D-143 (ASTM, 2016) estabelece para o mesmo ensaio uma esbelteza menor, exigindo que o comprimento do corpo de prova seja somente 4 vezes o lado da dimensão transversal quadrada. À vista disso, a solução encontrada foi trabalhar com CPs de seção retangular de 40 mm x 60 mm e 240 mm de comprimento, cuja relação de lados igual a 1,5 foi a mesma utilizada por Sharma *et al.* (2017) e Florenta *et al.* (2017). Como o comprimento do CP, e conseqüentemente sua esbelteza, estão ligados à menor dimensão transversal do elemento, a seção retangular torna-se a melhor opção. Nessa situação, o espécime possui somente um eixo de inércia propenso à flambagem.

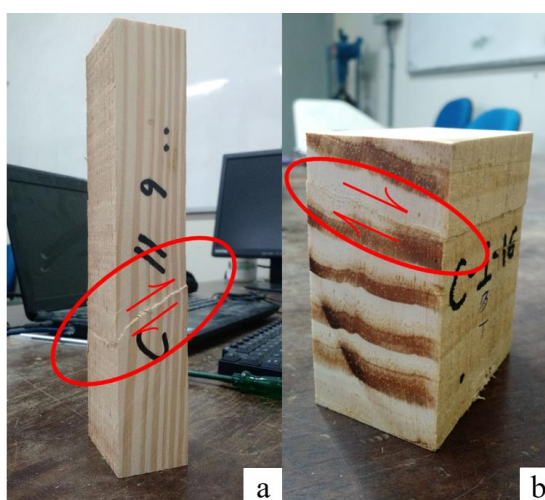


Figura 41 – Modos de falha predominantes nos corpos de prova de madeira maciça em compressão (a) paralela e (b) perpendicular às fibras.

#### 6.2.3.2 Ensaio de compressão paralela às fibras

As Figuras 42 e 43 apresentam as curvas carga – deslocamento dos ensaios de compressão paralela às fibras das madeiras maciça dos lotes 1 e 2, respectivamente. As curvas vermelhas das figuras mencionadas correspondem ao CP mais próximo à mediana de  $E_{c,0}$  e de

$f_{c,0}$ . Nota-se a que a madeira do lote 1 apresentou um comportamento mais dútil que a do lote 2, confirmando ser mais juvenil que à deste último. Isso também fica em evidência na diferença de valores obtidos para o módulo de elasticidade ( $E_{c,0}$ ) e a resistência ( $f_{c,0}$ ) em compressão paralela às fibras, expressados nas Tabelas 7 e 8.

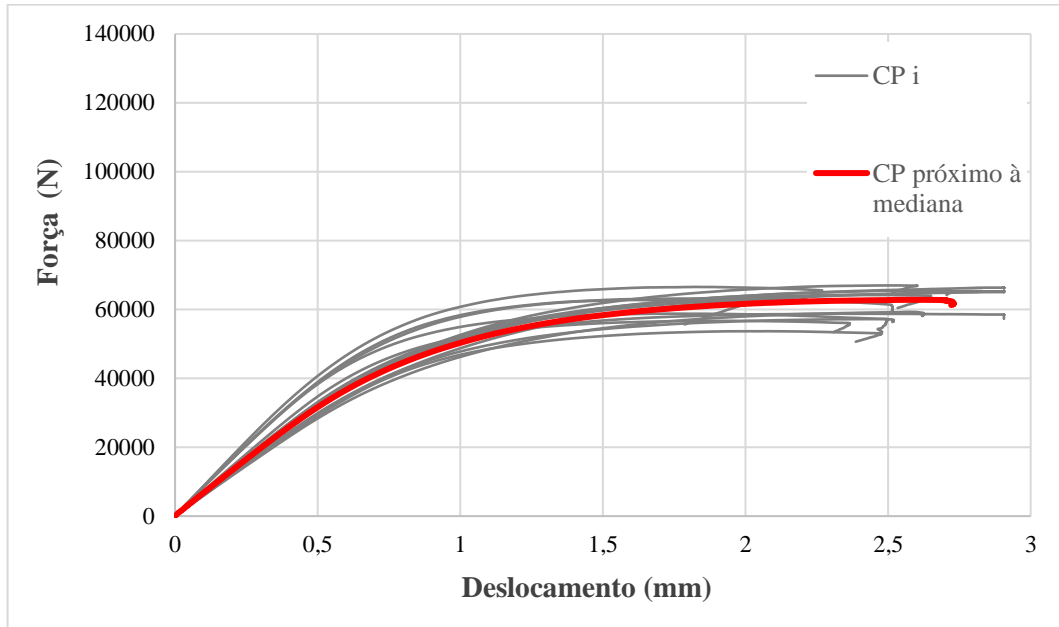


Figura 42 – Curvas carga – deslocamento dos ensaios de compressão paralela às fibras da madeira do lote 1.

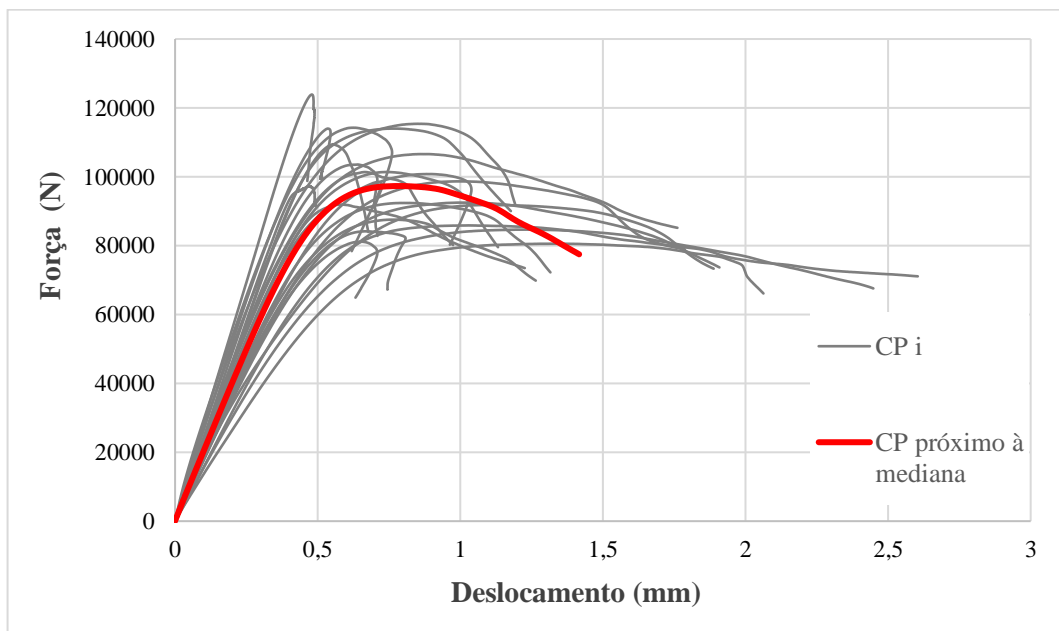


Figura 43 – Curvas carga – deslocamento dos ensaios de compressão paralela às fibras da madeira do lote 2.

Tabela 7 – Módulo de elasticidade e resistência em compressão paralela às fibras da madeira maciça do lote 1.

<b>Estatística</b>	$E_{c,0}$ (MPa)	$f_{c,0}$ (MPa)
min.	3.577	22,10
<b>Média</b>	<b>4.268</b>	<b>25,46</b>
máx.	5.358	27,36
Mediana	4.046	25,83
SD	575,8	1,63
COV (%)	13,49	6,40

Tabela 8 – Módulo de elasticidade e resistência em compressão paralela às fibras da madeira maciça do lote 2.

<b>Estatística</b>	$E_{c,0}$ (MPa)	$f_{c,0}$ (MPa)
min.	8.005	32,11
<b>Média</b>	<b>13.070</b>	<b>40,44</b>
máx.	20.020	49,52
Mediana	12.836	40,13
SD	2.771	5,06
COV (%)	21,21	12,52

No caso da madeira do lote 2 obtiveram-se valores médios de 13.070 MPa e 40,44 MPa para  $E_{c,0}$  e  $f_{c,0}$ , respectivamente. Os valores médios dessas propriedades tabelados na NBR 7190 (ABNT, 1997) para *Pinus elliottii* com uma densidade aparente de 560 kg/m<sup>3</sup> são de 11.889 MPa e 40,4 MPa, sendo bastante acertados para a densidade média da madeira aqui em questão, de 561 kg/m<sup>3</sup>.

Ainda sobre o lote 2, observa-se também certa dispersão de comportamentos entre os CPs, marcadamente perceptível nos 5 menos rígidos do grupo. Nestes, a carga máxima não se encontra bem definida como nos outros, bem como apresentam um patamar de escoamento prolongado que contrasta com o comportamento mais frágil dos demais. Não há um consenso unívoco na literatura respeito ao comportamento da madeira em compressão paralela às fibras. Nesse sentido, Florenta *et al.* (2017) obtiveram, para uma madeira conífera (abeto) com teor de umidade menor a 10%, comportamentos predominantemente frágeis (**vide** Figura 44). Por outro lado, Branco *et al.* (2006) ensaiaram CPs de uma conífera (*Pinus pinaster*) com teores de umidade superiores a 15%, reportando comportamentos bastante heterogêneos entre si (COV ~ 30%) e um amolecimento plástico notório em todos eles. Desse modo, uma das causas para a variedade de comportamentos aqui presentes pode-se atribuir ao teor de umidade dos CPs



ensaiados, o qual não foi possível medir rigorosamente para cada um por falta de um aparelho de medição adequado.

Em relação à madeira do lote 1, as propriedades obtidas foram marcadamente inferiores, ratificando a maior presença de lenho juvenil no lote 1 comparado ao lote 2 (**vide** Figura 45). Segundo Kretschmann (2010), a relação do módulo de elasticidade e da resistência paralela às fibras do lenho juvenil para com o adulto é de 0,45 – 0,75 e de 0,5 – 0,9, respectivamente.

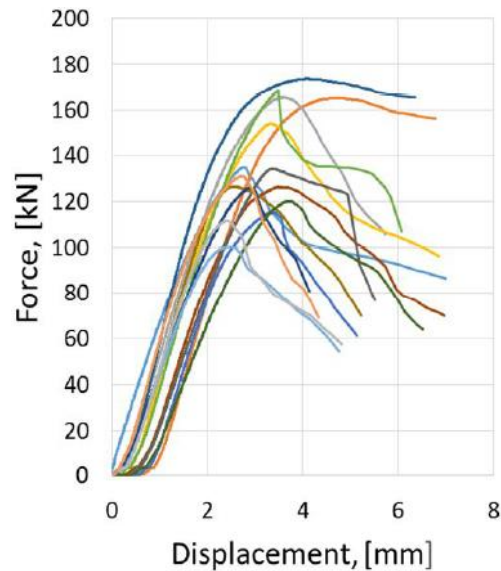


Figura 44 – Curvas força – deslocamento de compressão paralela às fibras de Florenta *et al.* (2017). (FLORENTA, *et al.*, 2017)

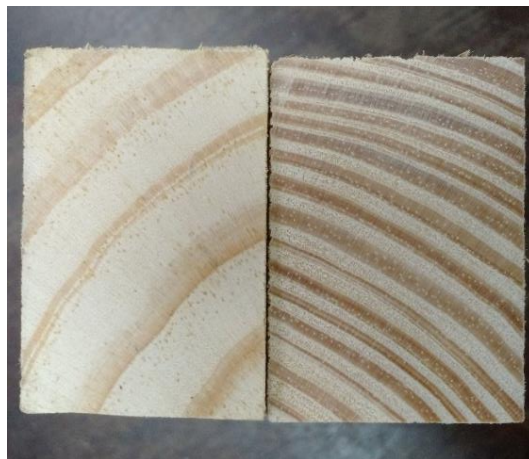


Figura 45 – Seção transversal de dois CPs de compressão paralela às fibras da madeira serrada do lote 1 e 2.

### 6.2.3.3 Ensaio de compressão perpendicular às fibras

As Figuras 46 e 47 mostram as curvas de carga – deslocamento dos ensaios de compressão perpendicular às fibras da madeira do lote 1 e 2. As curvas vermelhas das figuras mencionadas correspondem ao CP mais próximo à mediana de  $E_{c,90}$  e de  $f_{c,90}$ . A primeira vista, em termos de rigidez, ambos lotes foram semelhantes; já em termos de resistência, o lote 1 mostrou-se superior em aproximadamente 45%. As diferentes tensões e módulos determinados apresentam-se nas Tabelas 9 e 10.

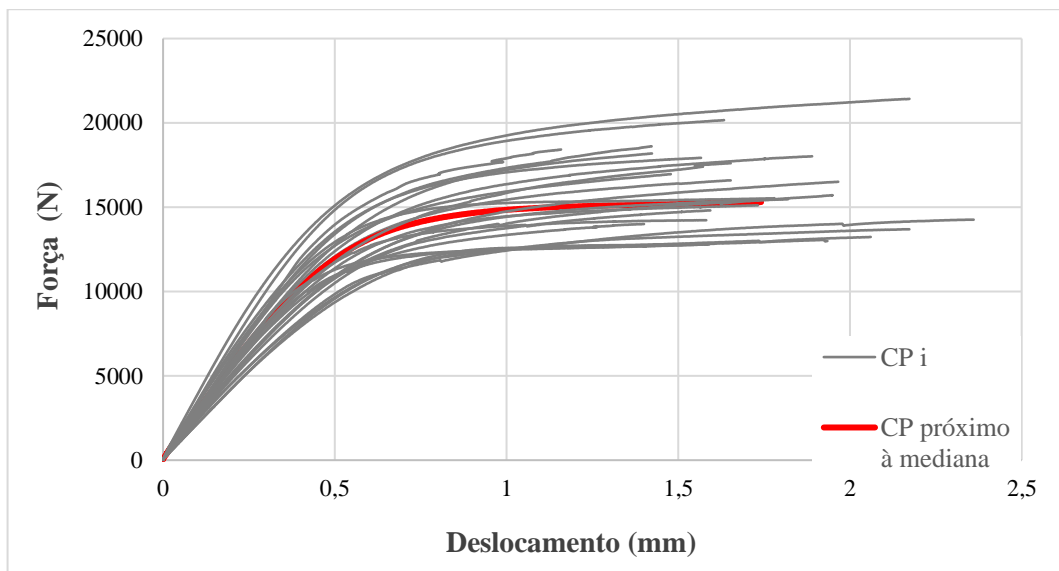


Figura 46 – Curvas carga – deslocamento dos ensaios de compressão perpendicular às fibras da madeira do lote 1.

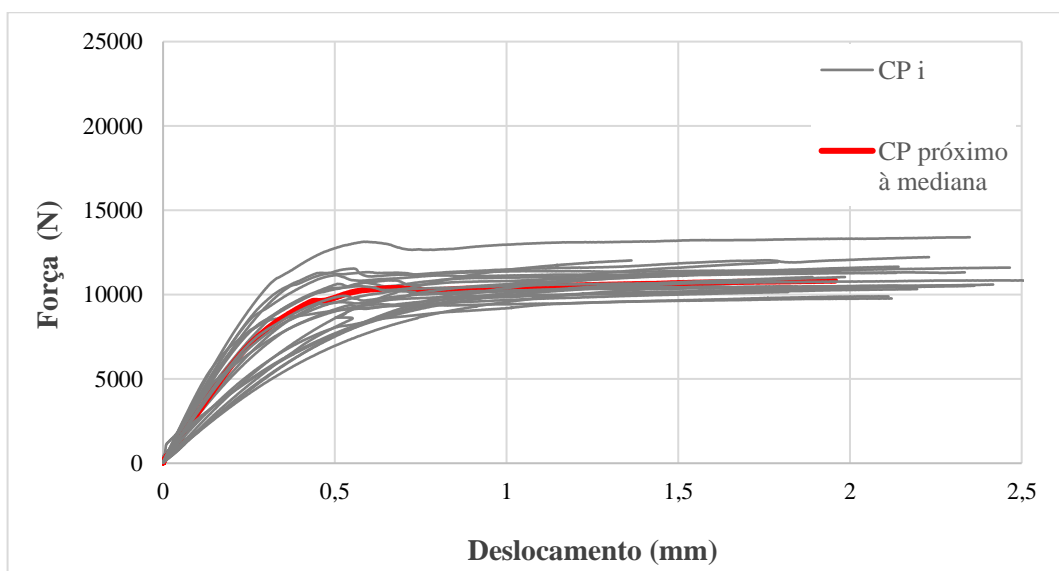


Figura 47 – Curvas carga – deslocamento dos ensaios de compressão perpendicular às fibras da madeira do lote 2.

Tabela 9 – Resultados de compressão perpendicular às fibras da madeira maciça do lote 1.

<b>Estatística</b>	<b><i>T</i></b> (MPa)	<b><i>f<sub>c,90,p</sub></i></b> (MPa)	<b><i>f<sub>c,90,y</sub></i></b> (MPa)	<b><i>f<sub>c,90</sub></i></b> (MPa)	<b><i>E<sub>c,90</sub></i></b> (MPa)
min.	5,39	2,21	3,71	3,93	328
<b>Média</b>	<b>21,47</b>	<b>3,36</b>	<b>4,52</b>	<b>4,80</b>	<b>427</b>
máx.	50,90	4,51	5,80	6,24	580
Mediana	23,50	3,32	4,44	4,70	431
SD	12,78	0,58	0,62	0,70	66,54
COV (%)	59,52	17,18	13,73	14,60	15,57

Tabela 10 – Resultados de compressão perpendicular às fibras da madeira maciça do lote 2.

<b>Estatística</b>	<b><i>T</i></b> (MPa)	<b><i>f<sub>c,90,p</sub></i></b> (MPa)	<b><i>f<sub>c,90,y</sub></i></b> (MPa)	<b><i>f<sub>c,90</sub></i></b> (MPa)	<b><i>E<sub>c,90</sub></i></b> (MPa)
min.	2,47	1,19	2,68	2,83	242
<b>Média</b>	<b>9,49</b>	<b>2,28</b>	<b>3,14</b>	<b>3,27</b>	<b>428</b>
máx.	22,58	3,27	4,05	3,92	654
Mediana	6,92	2,37	3,15	3,22	434
SD	6,46	0,57	0,32	0,26	128,84
COV (%)	68,02	24,94	10,23	7,99	30,12

Em contraste com as propriedades determinadas na direção paralela às fibras, aqui a madeira do lote 1 mostrou, de maneira geral, propriedades levemente superiores às do lote 2, com exceção dos módulos de elasticidades, sendo muito semelhantes entre si. O parâmetro com coeficiente de variação mais elevado para um mesmo lote foi o módulo tangente, com 59,52% e 68,02% para os lotes 1 e 2, respectivamente. Deve-se lembrar que não foram discriminados os CPs em relação ao ângulo entre os anéis de crescimento e a direção do carregamento; tampouco em relação a superfície de carregamento ser tangencial ou radial. Franke (2010) obteve valores de módulo tangente entre 5,8 MPa e 21,6 MPa para uma espécie conífera variando esses dois fatores mencionados, pelo que fica evidente a grande diferença de comportamento em compressão perpendicular às fibras da madeira dependendo de como for feito o corte dos corpos de prova. Seguindo o mesmo raciocínio, mas agora em relação ao coeficiente de variação obtido para  $E_{c,90}$ , apesar de parecer alto a primeira vista, o mesmo está dentro do valor médio de 28% apontado por Kretschmann (2010) para esse caso. Ainda, mesmo não havendo realizado este tipo de ensaios neste trabalho, é pertinente mencionar que a NBR 7190 ABNT (1997) aponta um coeficiente de variação de 28% para as resistências a esforços tangenciais. Nesse sentido, percebe-se a natureza variável das propriedades mecânicas da madeira, ainda quando se refere a uma única amostragem, e por essa razão, não deve-se

comparar ao que resulta usual em materiais industriais elaborados pelo homem, como o aço e o concreto.

#### 6.2.3.4 Análise estatística

Os resultados da avaliação estatística estão apresentados na Tabela 11. Observa-se que somente as análises dos parâmetros  $E_{c,0}$  do lote 1 e o módulo tangente  $T$  de ambos os lotes rejeitaram a hipótese nula de Shapiro-Wilk. Também, somente o módulo  $T$  do lote 1 apresentou *outliers* segundo Tukey. Excluindo-os da amostragem de  $T$  para uma reavaliação, os valores atualizados referente a essa propriedade se apresentam na Tabela 12.

Tabela 11 – Estatística da distribuição das propriedades mecânicas obtidas para a madeira serrada dos lotes 1 e 2.

Parâmetro experimental	Lote 1				Lote 2			
	$W$ (-)	$p$ (-)	$G_1$ (-)	<i>Outliers</i> (MPa)	$W$ (-)	$p$ (-)	$G_1$ (-)	<i>Outliers</i> (MPa)
$E_{c,0}$	0,870	0,027	0,808	-	0,972	0,691	0,470	-
$f_{c,0}$	0,919	0,161	-0,561	-	0,957	0,361	0,027	-
$E_{c,90}$	0,957	0,366	0,348	-	0,934	0,150	0,025	-
$f_{c,90}$	0,930	0,088	0,510	-	0,969	0,691	0,570	-
$T$	0,907	0,027	0,774	50,15 ; 50,90	0,874	0,009	0,859	-

$W$ : Parâmetro estatístico de Shapiro-Wilk;  
 $p$ : probabilidade de normalidade de Shapiro-Wilk;  
 $G_1$ : coeficiente de assimetria de Fisher-Pearson Ajustado;  
*Outliers*: segundo o critério de Tukey (TUKEY, 1977).

Tabela 12 – Valores atualizados de  $T$  para a madeira maciça do lote 1.

$p$ (-)	$G_1$ (-)	Min. (MPa)	Média (MPa)	Mediana (MPa)	Máx. (MPa)	SD (MPa)	CV (%)
0,07	0,149	5,39	18,94	23,5	38,06	9,73	41,04

Resulta frequente em propriedades de engenharia que os dados não sempre se ajustem a uma distribuição normal, muitas vezes devendo recorrer a outros tipos de distribuição de probabilidade e processos de transformação de variável. Entretanto, pelo escopo deste trabalho, não foram aplicados métodos estatísticos paramétricos que requeiram uma análise de tal rigor. Em relação à assimetria de distribuição, todas as propriedades (exceto  $f_{c,0}$  do lote 1) mostraram uma clara tendência da média ao valor mínimo observado, o que remete a pensar que a probabilidade de ocorrência de valores próximos àquele é maior. Em síntese, a análise da

assimetria e verificação de *outliers* resultam úteis para a posterior consideração das propriedades na etapa de simulação numérica.

Finalmente, podem-se calcular as relações  $E_{c,0} / E_{c,90}$ , que para a madeira do lote 2 resulta igual a  $30,55 \cong 30$ , coincidindo com o valor recomendado nos manuais de CLT de Karacabeyli e Gagnon (2019) e Karacabeily e Douglas (2013) no caso de contar somente com  $E_{c,0}$ . Já para a madeira do lote 1, a relação obtida foi aproximadamente igual a 10.

## 6.3 CLT

### 6.3.1 Materiais, fabricação e corpos de prova

#### 6.3.1.1 Madeira serrada

A madeira serrada empregada na fabricação das placas CLT é a mesma explicada no item 6.

#### 6.3.1.2 Adesivo

O adesivo utilizado na fabricação das placas CLT foi do tipo poliuretano monocomponente líquido para colagem de madeira estrutural, modelo PUR 686.60 da marca alemã *Jowat*<sup>4</sup>. O mesmo reage com a umidade da madeira ao contato e, de acordo com as especificações técnicas do fabricante, o teor de umidade e temperatura da madeira não devem ser inferiores a 8% e 18 °C, respectivamente.

#### 6.3.1.3 Processo de fabricação

Foram fabricadas 18 placas CLT em três séries de configurações distintas A, B e C, de acordo às dimensões apresentadas na Figura 48. As dimensões 600 mm x 600 mm foram as mesmas adotadas por Salzmann (2010), porém propuseram-se alturas de placa diferentes. O processo de produção seguiu as prescrições da EN 16351 (AENOR, 2017). As lamelas utilizadas nas placas da Série A tiveram 21 mm de espessura e 120 mm de largura, e as das Séries B e C 35 mm de espessura e 150 mm de largura. A relação largura/espessura dos dois tipos de lamela utilizados é, portanto, superior a 4, cumprindo com os requerimentos de ambas as normas de fabricação mencionadas no Capítulo 2. É necessário salientar que somente as placas da Série A foram fabricadas com a madeira serrada do lote 1.

---

<sup>4</sup> Doado pela Jowat do Brasil Ltda., Novo Hamburgo/RS.

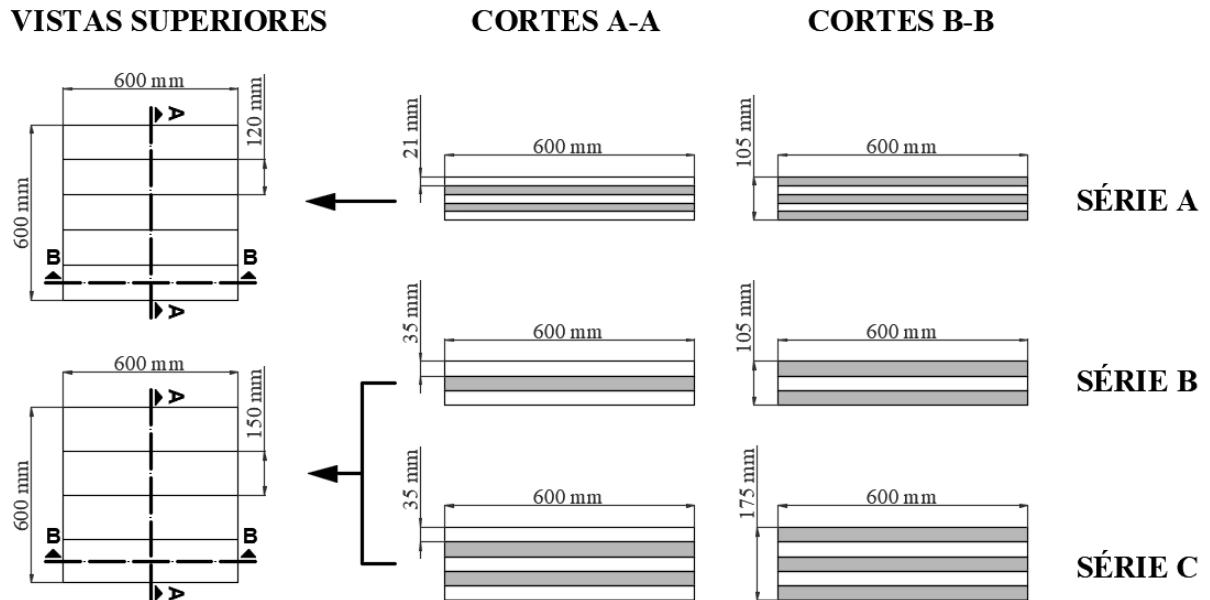


Figura 48 – Vista e cortes dos corpos de prova de placas CLT. Camadas longitudinais em branco, transversais em cinza.

A primeira etapa da fabricação compreendeu o corte das tábuas e pranchas nas dimensões finais das lamelas, seguindo a sequência indicada na Figura 49. A redução inicial foi realizada com uma serra circular esquadrejadeira marca *Invicta* modelo DAI 300, ilustrada na Figura 50a, até a fase 3 da Figura 49.

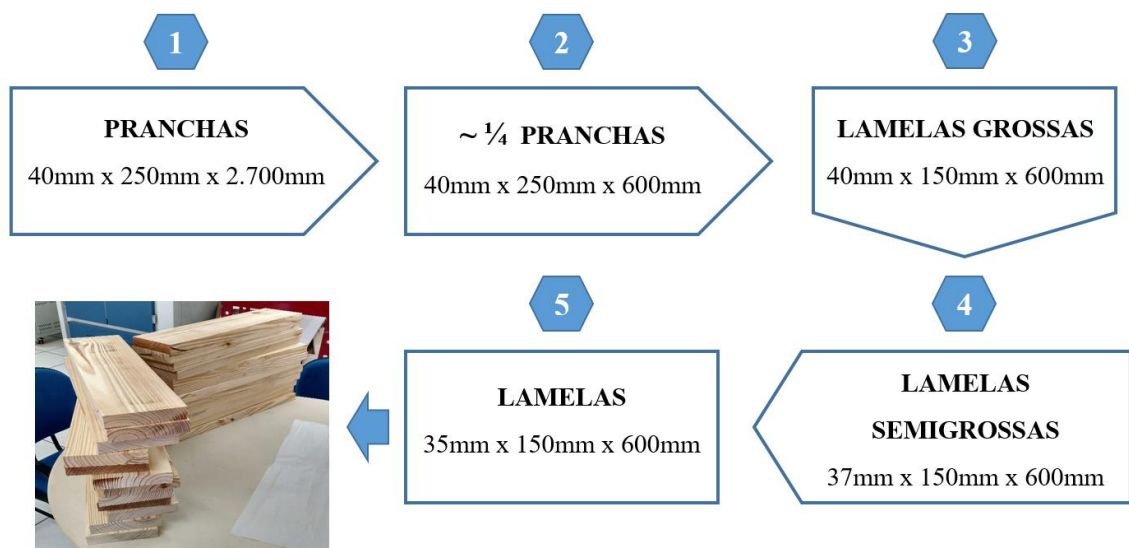


Figura 49 – Esquema de corte das pranchas em lamelas do lote 2.

A seguir, desengrossaram-se as lamelas para aproximá-las à espessura final com uma serra de fita *Baldan* modelo SF-800, ilustrada na Figura 50b e representada pela fase 4 da Figura 49. Por último, representando a fase 5 da Figura 49 e fotografia (c) da Figura 50, utilizou-se uma plaina desengrossadeira *Gamma* modelo G684br com a finalidade de chegar na espessura final, uniformizar a superfície e abrir os poros das lamelas para que o adesivo penetre corretamente.

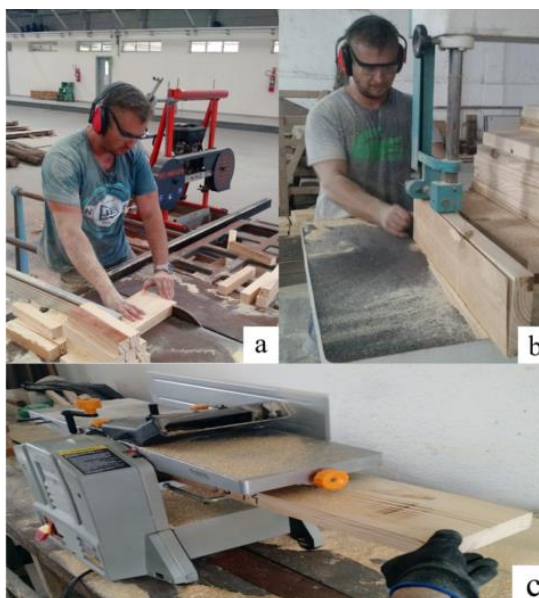


Figura 50 – Máquinas utilizadas para formar as lamelas: (a) serra circular; (b) serra de fita; (c) plaina de bancada.

A segunda etapa do processo correspondeu à colagem das lamelas e disposição das mesmas dentro da prensa de fabricação. A EN 16351 indica que, no caso de coníferas resinosas como o *Pinus elliottii*, o aplainamento das lamelas ocorra com um prazo máximo de 6 horas prévio à colagem. Também é mandatório que as superfícies de colagem estejam limpas e livres de partículas nesse momento, pelo que se utilizou uma trincha de cerdas sintéticas para retirar toda serragem remanescente do aplainamento. A tarefa de colagem prosseguiu com o uso de uma balança digital, onde pesou-se o adesivo depositado sobre a superfície das lamelas para logo espalhar uniformemente com espátula plástica somente nas faces das lamelas, conforme ilustrado na Figura 51. A gramatura de adesivo empregada foi de  $200 \text{ g/m}^2$ , de acordo com as especificações técnicas do fabricante do adesivo. É importante indicar que, devido à relativa baixa viscosidade do adesivo, resulta inevitável que parte do excesso se filtre entre as laterais de lamelas durante a montagem e prensagem das placas. Nesse sentido, não é possível comprovar experimentalmente se existe ou não uma distribuição lateral de tensões entre lamelas de uma mesma camada, cabendo ao modelo numérico, talvez, esclarecer melhor essa questão.



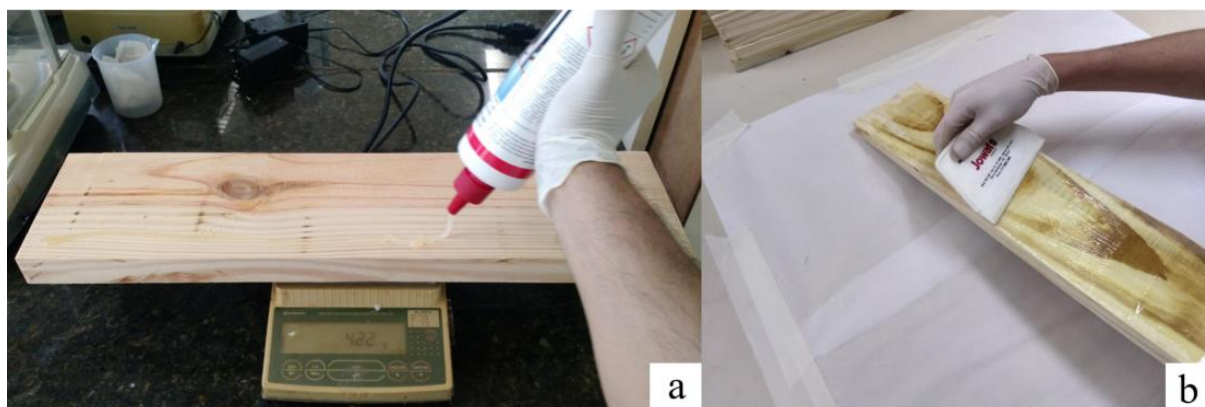


Figura 51 – Processo de colagem das lamelas: (a) pesagem do adesivo; (b) distribuição do adesivo com espátula.

Na terceira etapa do procedimento é a prensagem das placas. O conjunto de lamelas com adesivo foi organizado de acordo ao tipo de configuração de cada série dentro de uma prensa hidráulica *Hidraumak* modelo PKC-160, de capacidade de prensagem de 160 toneladas. A pressão de prensagem foi de 1 MPa, com duração de 120 min para todas as séries, de acordo ao especificado pelo fabricante do adesivo. Deve-se mencionar que as lamelas foram escolhidas aleatoriamente para a montagem dos painéis, não obedecendo nenhum critério específico.

As duas primeiras placas das séries A e B foram prensadas de forma isolada, e, de modo a ganhar tempo, as quatro restantes em dupla, como mostra-se na Figura 52. Cada uma foi devidamente identificada para logo detectar possíveis discrepâncias no desempenho mecânico. Por outro lado, todas as placas da Série C foram prensadas de forma isolada, devido à limitada abertura dos pratos de prensagem.



Figura 52 – Dupla de placas CLT pronta para ser prensada.



A temperatura e a umidade relativa ambiente do laboratório no momento de fabricação foram de 26 °C – 42%, 27°C – 47% e 25 °C – 45%, para as séries A, B e C, respectivamente. A temperatura e teor de umidade das lamelas no momento de fabricação estiveram entre 24 °C e 30 °C e 11% e 15%, para todas as séries. O equipamento utilizado nas medições de teor de umidade, temperatura e dimensões não maiores a 150 mm mostra-se na Figura 53. Essa instrumentação se compôs de um medidor de teor de umidade de madeira elétrico capacitivo *Sultech* modelo TCS-75, paquímetro digital com precisão de 0,01 mm, e um termômetro digital infravermelho *Akso* modelo AK30 com precisão de 0,1 °C. Cabe mencionar que o tamanho máximo medido de vazios entre laterais de lamelas foi igual a 2 mm, sendo 6 mm o valor máximo permitido pela EN 16351 (AENOR, 2017).

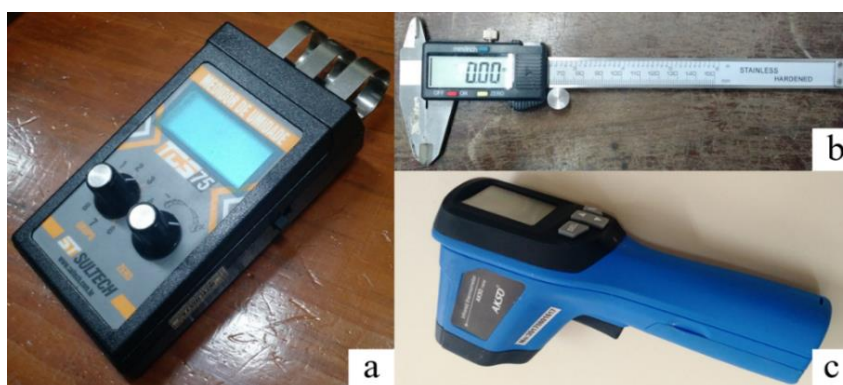


Figura 53 – Equipamento de medição utilizado: (a) medidor de umidade; (b) paquímetro digital; (c) termômetro infravermelho.

A última etapa compreendeu o armazenamento das placas pelo tempo mínimo de uma semana em câmara climatizada a 23 °C  $\pm$  2 °C e 65%  $\pm$  2% de umidade relativa. O aspecto final das placas ilustra-se na Figura 54.

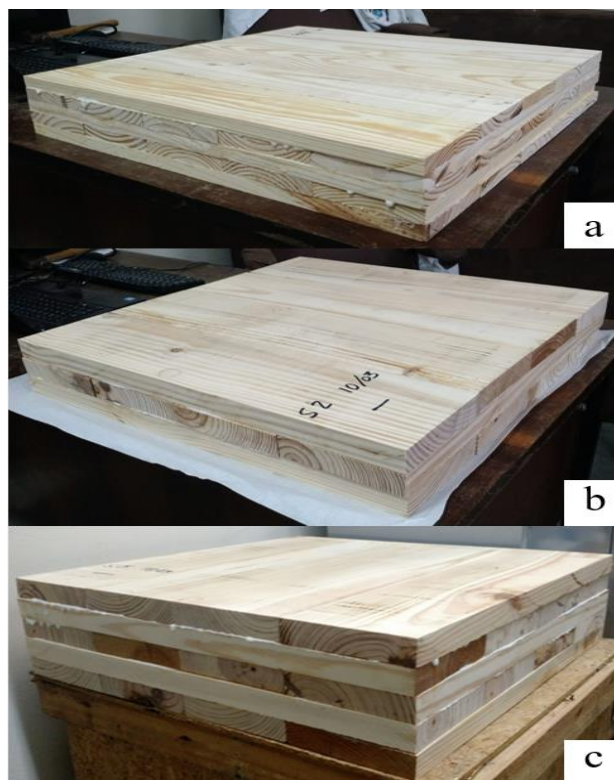


Figura 54 – Placas CLT fabricadas:(a) Série A; (b) Série B; (c) Série C.

Cabe destacar que a norma de fabricação e desempenho de painéis CLT EN 16351 (AENOR, 2017) ainda não estabelece dimensões para os CPs de compressão perpendicular, tampouco a norma à qual remete para esse ensaio em particular, a EN 408 (AENOR, 2011). Contudo, esta última contempla elementos de MLC, estabelecendo uma altura mínima de 200 mm para o CP, e um comprimento mínimo na direção das fibras igual a 100 mm. Portanto, assim como no trabalho de Salzmann (2010), neste trabalho foram parcialmente consideradas essas especificações geométricas, adotando alturas de CP de 105 mm e 175 mm (espessura das placas CLT). Outros autores também trabalharam com alturas similares (HALILI, 2008; CIAMPITTI, 2013; SERRANO e ENQUIST, 2010).

#### 6.3.1.4 Corpos de prova cúbicos

A EN 16351 (AENOR, 2017) indica que o ensaio de compressão perpendicular ao plano seja executado de acordo com as especificações da norma EN 408 (AENOR, 2011). A área comprimida do espécime precisa ser no mínimo igual a  $25.000 \text{ mm}^2$ , o que levou a adotar uma área quadrada de 160 mm de lado, da mesma forma que em Salzmann (2010). O primeiro painel fabricado de cada série (prensado de forma isolada) foi cortado em 9 CPs cúbicos de 160 mm de lado, de maneira que toda sua superfície superior seja comprimida no ensaio, conforme

ilustra-se na Figura 55. De cada grupo de 9 CPs, 3 foram empregados somente para fins de calibração prévia aos ensaios. Calculou-se a densidade aparente de cada CP prévio aos testes. A Tabela 13 apresenta mais detalhes sobre os CPs.

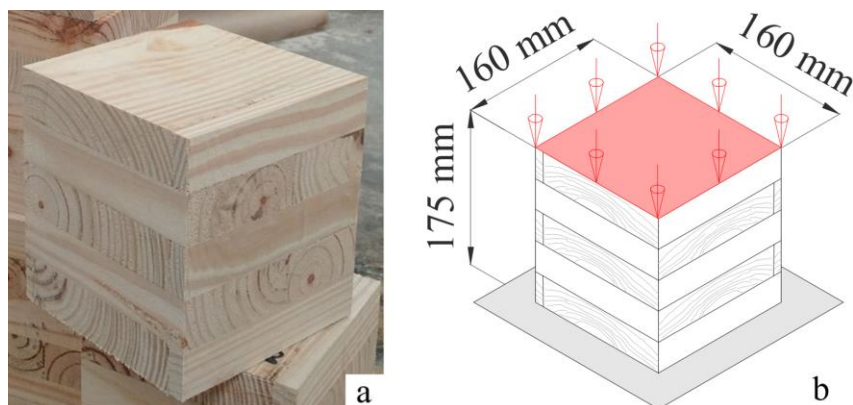


Figura 55 – Corpo de prova cúbico da Série C: (a) foto; (b) esquema de carregamento e apoio.

Tabela 13 – Especificações dos corpos de prova cúbicos de CLT.

Série	Corpos de prova	Configuração		Dimensões nominais (L x C x H) (mm)	$\rho_{ap}$ médio (kg/mm <sup>3</sup> )	COV (%)
		Camadas	Espessura (mm)			
A	6	5	21	160 x 160 x 105	549	5,48
B	6	3	35	160 x 160 x 105	558	7,55
C	6	5	35	160 x 160 x 175	532	2,56

L: largura; C: comprimento; H: altura

### 6.3.1.5 Corpos de prova em placa

A partir dos painéis fabricados foram obtidos diretamente os corpos de prova em placa de CLT. Vale citar que, cada painel e, por tanto também os CPs cúbicos, permaneceram um tempo mínimo de descanso de 7 dias em câmara climatizada antes de serem ensaiados. Calculou-se a densidade aparente de cada CP utilizando para pesagem uma balança convencional de uso doméstico de 100 g de precisão. A Tabela 14 e Figura 56 apresentam mais detalhes sobre esses CPs.

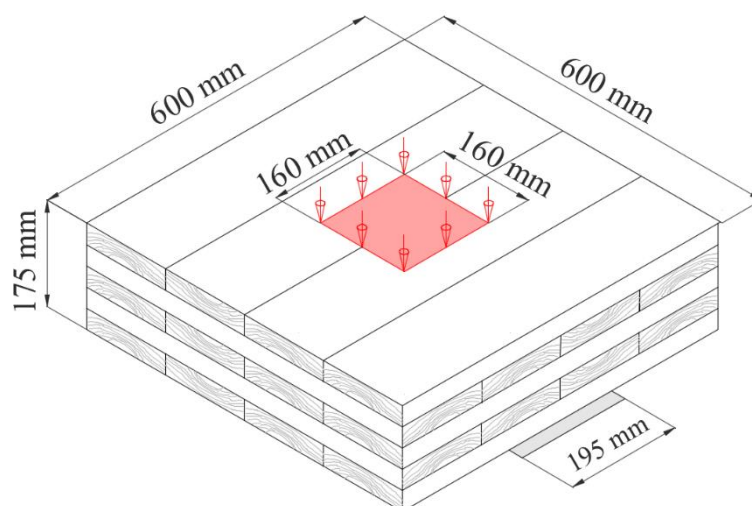


Figura 56 – Carregamento e apoio de um CP em placa da Série C.

Tabela 14 – Especificações dos corpos de prova de CLT em placa.

Série	Corpos de prova	Configuração		Dimensões nominais (L x C x H) (mm)	$\rho_{ap}$ médio (kg/mm <sup>3</sup> )	COV (%)
		Camadas	Espessura (mm)			
A	5	5	21	600 x 600 x 105	546	2,94
B	5	3	35	600 x 600 x 105	541	2,87
C	5	5	35	600 x 600 x 175	551	0,52

L: largura; C: comprimento; H: altura

### 6.3.2 Ensaios de compressão perpendicular ao plano

Foi fabricada uma placa de aço ASTM A36 com dimensões 160 mm x 160 mm x 40 mm de espessura. A mesma utilizou-se para transmitir a carga do atuador circular de 160 mm de diâmetro aos corpos de prova. Acrescente-se, ainda, que em todos os ensaios a seguir, aplicou-se uma pré-carga de 500 N para evitar possíveis deslocamentos horizontais iniciais da placa de aço. Dessa forma, após a aplicação da pré-carga, zeraram-se rapidamente os valores de carga e deslocamento da máquina, para só então dar início ao *script* de ensaio. Cabe destacar que o atuador utilizado foi do tipo rígido monolítico, isto é, não possuiu cabeça esférica superior, de maneira tal que a placa de aço apresentou um movimento plano vertical de descida durante todo o trajeto.

É importante enfatizar que, em contraposição aos ensaios de madeira maciça, não foi possível a utilização de dispositivos de alta precisão para a medição dos deslocamentos (*e.g.* LVDTs). Em seu lugar, foi empregado o transdutor de deslocamentos embutido da máquina de ensaios, cuja precisão ainda é de 0,1  $\mu$ m. As equações utilizadas foram novamente a (50) e (51),

com a diferença que  $h_o$  agora faz referência à altura total dos CPs, e a área da seção transversal é igual a  $bl$  no caso dos cubos e tratada com 3 modelos diferentes no caso das placas. O *script* utilizado foi o mesmo que o do ensaio de compressão perpendicular da madeira maciça, porém com modificações nos critérios de finalização.

Também deve-se mencionar que, as dimensões dos CPs foram somente verificadas com uso de trena, de modo a evitar erros grosseiros. Na impossibilidade de empregar o paquímetro digital em todas as séries de CPs, devido à limitação de 150 mm de medição do mesmo, optou-se por considerar as dimensões nominais para o cálculo dos parâmetros mecânicos obtidos das curvas de carga – deslocamento.

Primeiramente, ensaiaram-se os corpos de prova cúbicos, realizando, para cada série de CPs, 3 testes preliminares com 3 velocidades de descida do atuador diferentes. Avaliou-se em cada oportunidade o tempo de ensaio ao atingir  $F_{c,90,máx}$ , para logo adotar a mais conveniente para os 6 CPs cúbicos definitivos de cada série. As velocidades de ensaio foram de 0,5 mm/min, 0,55 mm/min e 0,8 mm/min para as séries A, B e C, respectivamente. O critério de finalização dos ensaios foi por duração de 600 s. A Figura 57 ilustra a configuração de ensaio de um CP cúbico da Série C.



Figura 57 – Corpo de prova da Série C pronto para ser ensaiado.

Os ensaios de compressão perpendicular ao plano nos CPs em placa foram realizados de acordo aos esquemas das Figuras 58 e 59a, ou seja apoiados centralmente sobre uma área retangular de 195 mm de largura, e com suas camadas externas na direção perpendicular ao comprimento do apoio. A carga aplicou-se por meio da placa de aço posicionada centralmente

no CP. Esta configuração de ensaio corresponde ao caso de placa entre coluna e parede, mencionado por Salzmann (2010) e Brandner (2018), onde as áreas de apoio e aplicação do carregamento não coincidem. Os corpos de prova cúbicos foram ensaiados em ordem aleatória. Já os corpos de prova em placa, foram ensaiados de acordo à ordem indicada no Quadro 3.

CP	Séries A e B (Placas)	Série C (Placas)
1	Prensada isolada	Primeira fabricada
2	Superior da dupla prensada mais antiga	Segunda fabricada
3	Superior da dupla prensada mais recente	Terceira fabricada
4	Inferior da dupla prensada mais antiga	Quarta fabricada
5	Inferior da dupla prensada mais recente	Quinta fabricada

Quadro 3 – Ordem de ensaio dos corpos de prova de CLT em placa de acordo ao seu nome nos gráficos.

Foram empregados dois critérios de finalização de ensaio: (a) finalização por carga máxima atingida (290 kN), para resguardar a integridade da célula de carga; (b) finalização por duração de ensaio de 900 s. Nesse sentido, as velocidades de ensaio foram de 0,7 mm/min para as séries A e B, e 0,95 mm/min para a Série C. A Figura 59b retrata a configuração de ensaio de um CP em placa da Série B.

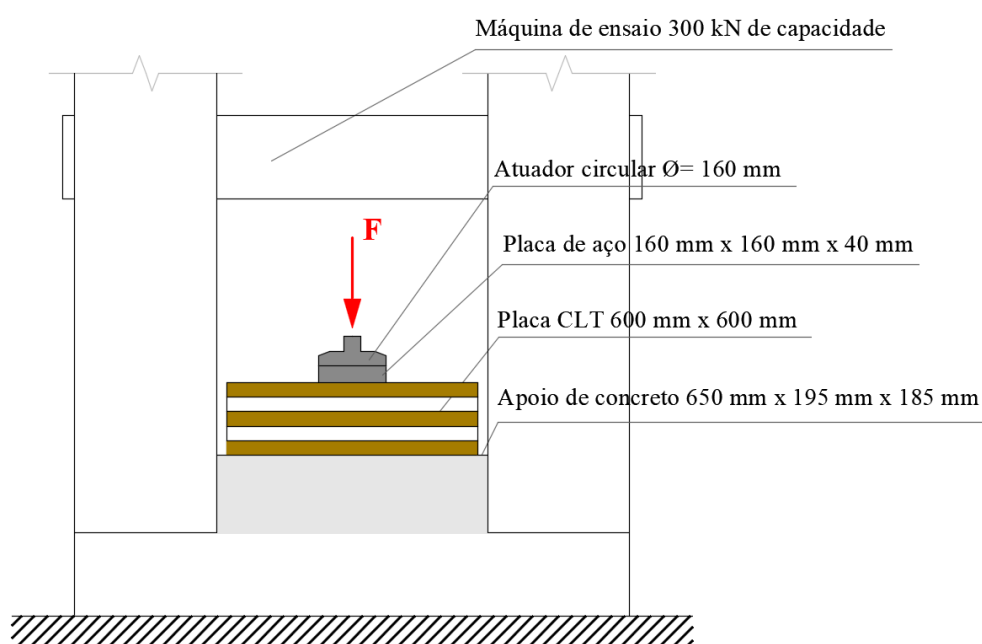


Figura 58 – Esquema em vista lateral do ensaio de placas CLT.



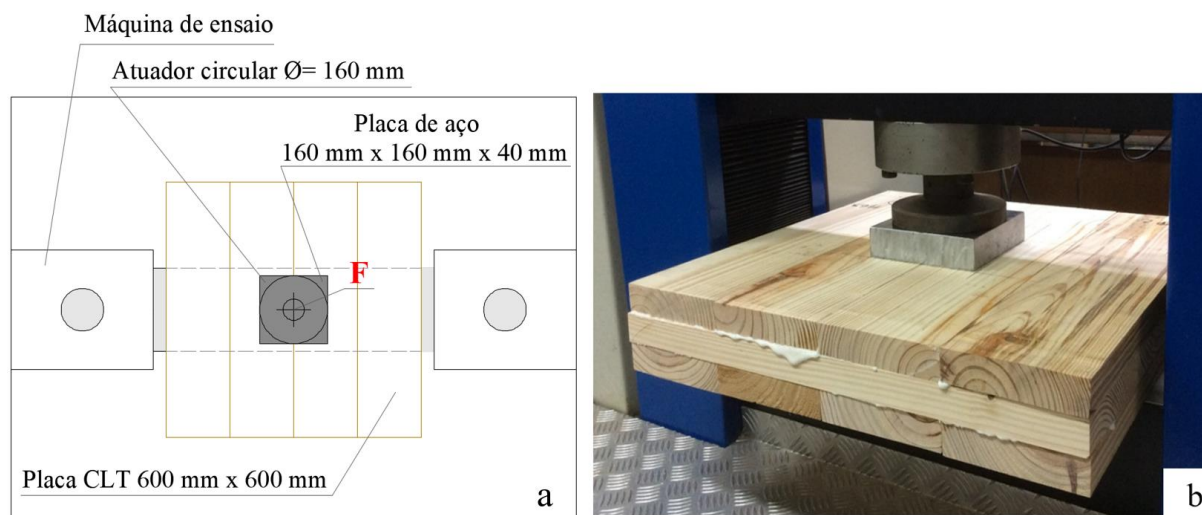


Figura 59 – Ensaio de placas CLT: (a) Esquema em planta; (b) Placa CLT da Série B pronta para ser ensaiada.

### 6.3.3 Resultados e discussão

#### 6.3.3.1 Modos de falha

Analisando os modos de falha ocorridos, os CPs cúbicos praticamente não apresentaram marcas visíveis como consequência da plastificação desenvolvida. Assim como no caso dos CPs de compressão perpendicular, a capacidade de livre dilatação permitiu observar uma grande recuperação de deformações após a retirada da carga, deixando no máximo, por vezes, estrias laterais de esmagamento.

Por outro lado, todos os CPs em placa exibiram o mesmo modo de falha de esmagamento localizado na área de carga (vide Figura 60a). Somente um caso, o CP4 da Série C, mostrou um modo de falha adicional por tração perpendicular às fibras no extremo das lamelas superiores carregadas, conforme ilustrado na Figura 60b com destaque de contornos em cores. Contudo, essa falha ocorreu para um nível de carregamento (272.480 N) quase o dobro do referente a sua resistência determinada segundo a EN 480. Brandner (2018) também experimentou esse mesmo modo de falha em um painel parcialmente comprimido. A fratura por tração perpendicular às fibras varia de acordo à orientação dos anéis de crescimento com respeito à direção do esforço de tração, conforme explicado em Gustafsson (2003). Como primeiro exemplo, o contorno vermelho à esquerda da Figura 60b corresponde a uma falha por cisalhamento do lenho inicial. Também resulta usual em peças de grande tamanho e, por tanto, grande variação angular dos anéis de crescimento na seção transversal solicitada, que o plano de fratura se desenvolva com um certo padrão ondulado ao longo do lenho inicial e tardio, como

apresentado na Figura 61, em diferentes níveis de detalhe. Esse é o caso do contorno vermelho à direita da Figura 60b. Por último, o contorno em verde marca a falha na linha de cola, a qual não se sabe de maneira certa se ocorreu antes ou após a falha da madeira.

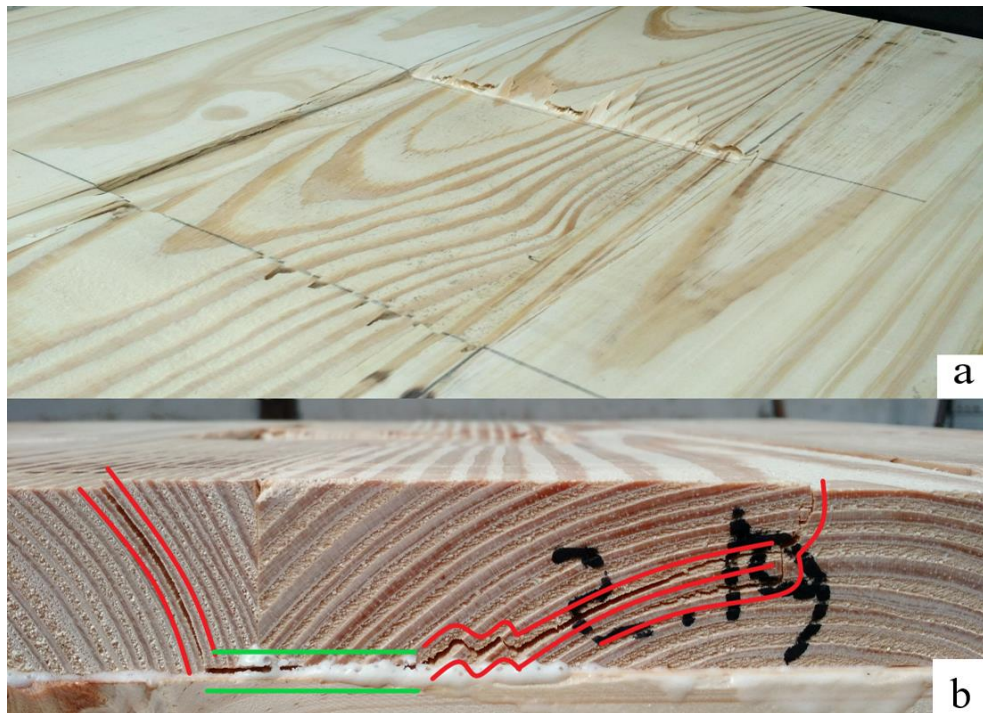


Figura 60 – Modos de falha presenciados nas placas CLT: (a) esmagamento das fibras; (b) tração perpendicular às fibras.

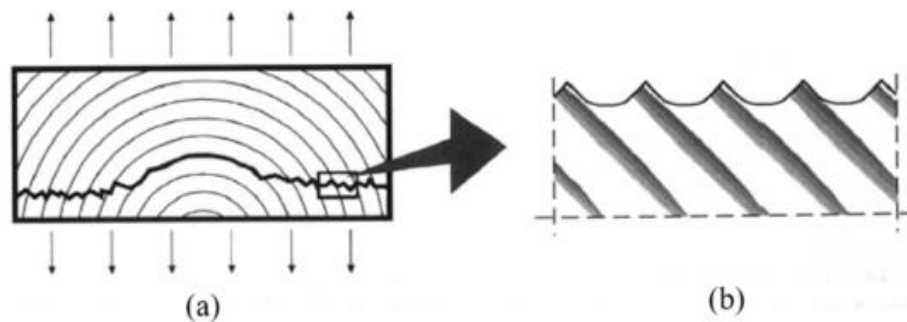


Figura 61 – Padrão de fratura ondulado em tração perpendicular às fibras: (a) a nível de lamela; (b) a nível dos anéis de crescimento; (c) a nível microscópico. Adaptado de Gustafsson (2003)

### 6.3.3.2 Propriedades básicas

As Figuras 62, 63 e 64 apresentam as curvas de carga – deslocamento dos cubos CLT das três diferentes séries. O subíndice  $P$  da simbologia aqui empregada faz referência a “prisma” de CLT.



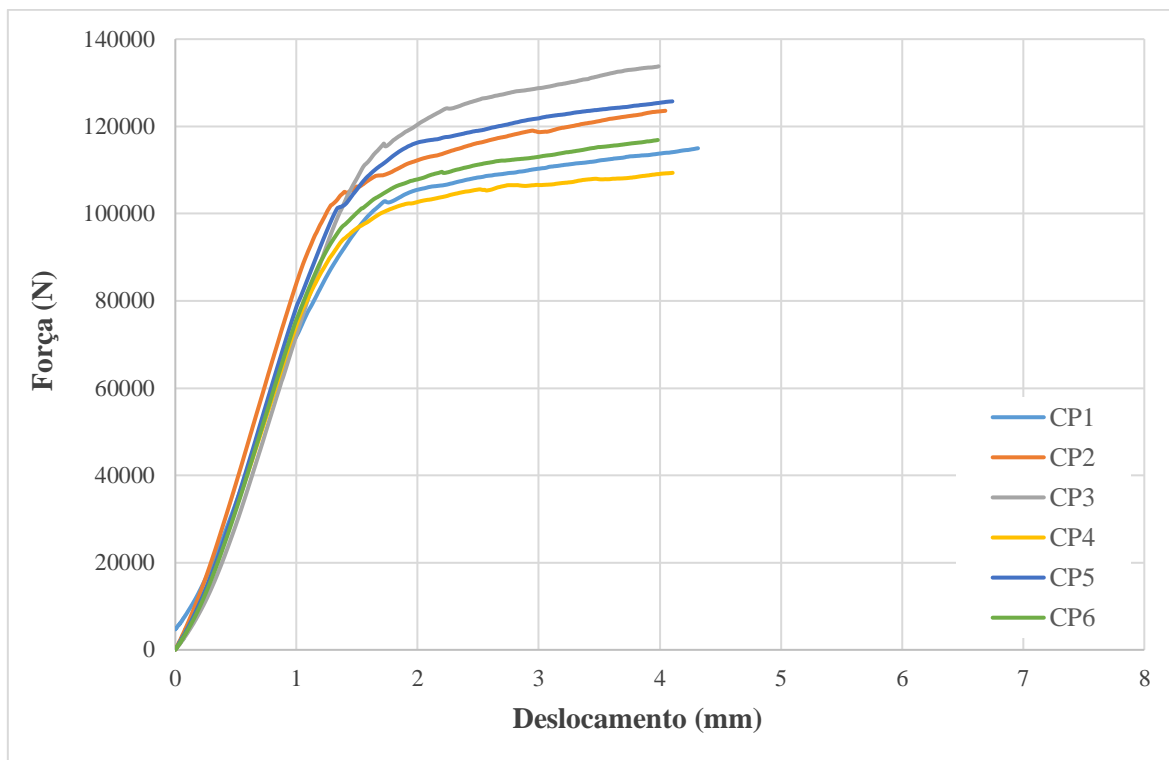


Figura 62 – Curvas carga – deslocamento dos CPs prismáticos cúbicos de CLT da Série A.

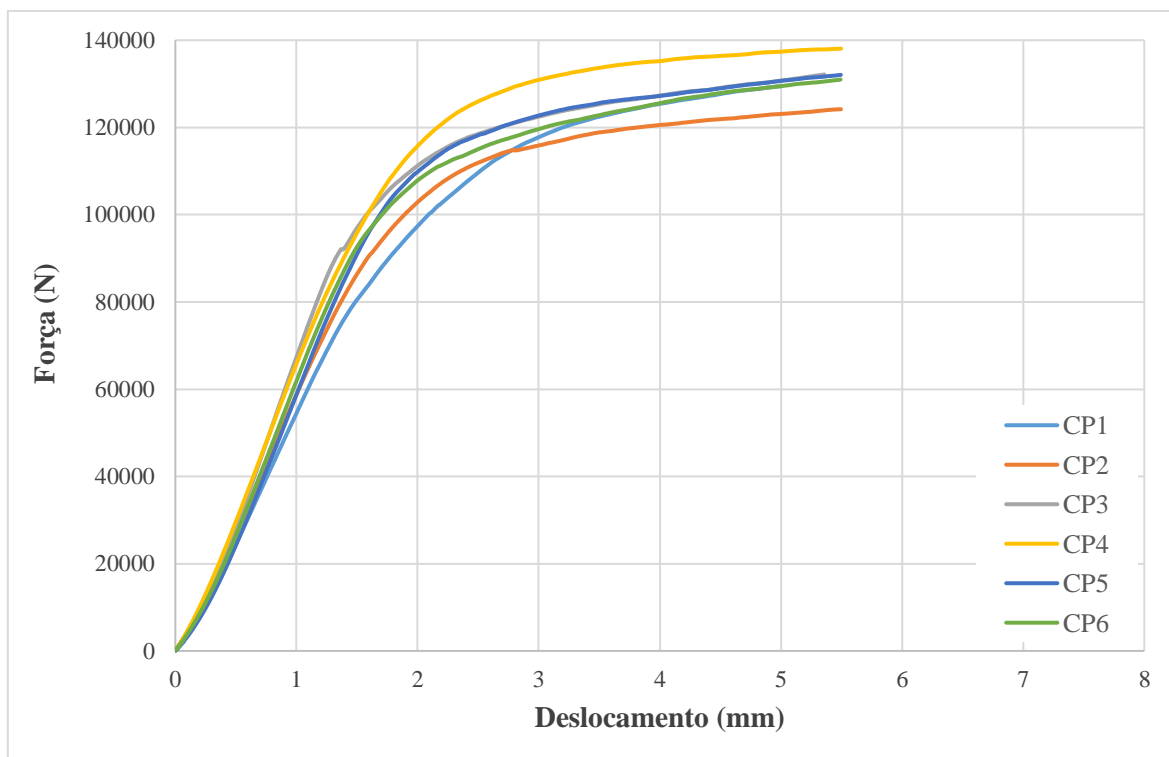


Figura 63 – Curvas carga – deslocamento dos CPs prismáticos cúbicos de CLT da Série B.

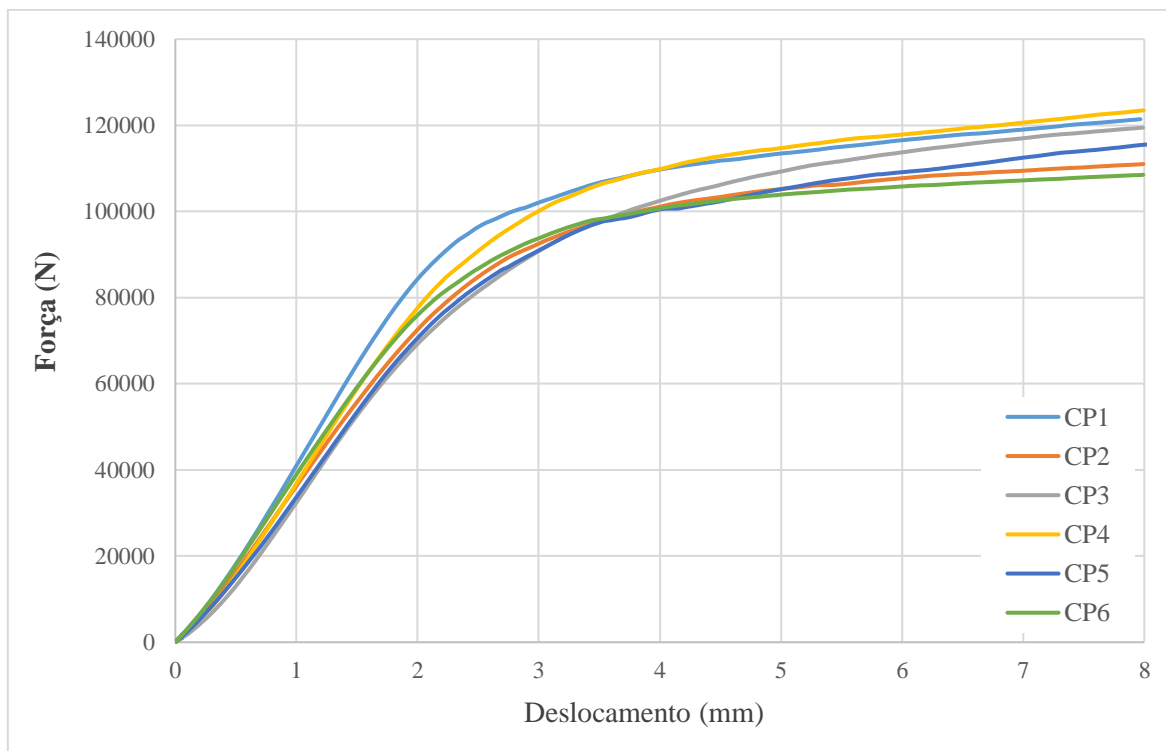


Figura 64 – Curvas carga – deslocamento dos CPs prismáticos cúbicos de CLT da Série C.

Tabela 15 – Módulo de elasticidade perpendicular ao plano dos CPs de CLT prismáticos cúbicos.

Série	$E_{c,90,CLT,P}$ (MPa)				SD (MPa)	COV (%)
	min.	Média	máx.	Mediana		
A	308,3	<b>328,9</b>	357,0	329,0	18,08	5,50
B	239,6	<b>272,2</b>	302,7	274,0	22,87	8,41
C	259,2	<b>281,1</b>	308,7	277,5	18,40	6,55

Tabela 16 – Resistência à compressão perpendicular ao plano dos CPs de CLT prismáticos cúbicos.

Série	$f_{c,90,CLT,P}$ (MPa)				SD (MPa)	COV (%)
	min.	Média	máx.	Mediana		
A	4,08	<b>4,45</b>	4,94	4,39	0,31	6,93
B	4,51	<b>4,72</b>	5,10	4,68	0,20	4,25
C	3,95	<b>4,16</b>	4,49	4,10	0,22	5,34

As Tabelas 15 e 16 mostram os resultados de módulo de elasticidade ( $E_{c,90,CLT,P}$ ) e resistência ( $f_{c,90,CLT,P}$ ) em compressão perpendicular ao plano, respectivamente, para as três séries de prismas cúbicos de CLT. Considerando todas as séries de cubos,  $E_{c,90,CLT,P}$  variou no intervalo de [239,6 ; 357] MPa. As medianas dessa mesma propriedade variaram no intervalo de [274 ; 329] MPa, com um coeficiente de variação médio de 6,82%. Da mesma forma,  $f_{c,90,CLT,P}$  variou no intervalo de [3,95 ; 5,10] MPa. As medianas dessa mesma propriedade variaram no intervalo de [4,10 ; 4,68] MPa, com um coeficiente de variação médio de 5,51%.

Levando em consideração que os CPs das séries A e B possuem a mesma altura total, mas diferente número de camadas, percebe-se uma redução de rigidez de 17,25% ao passar de 5 a 3 camadas. Halili (2008) também encontrou um aumento de  $E_{c,90,CLT,P}$  na medida em que o número de camadas aumenta. Isso se deve ao efeito de travamento causado pelo reforço alternado das camadas cruzadas, fenômeno que não ocorre na MLC, por exemplo. Relembrando que, apesar de que estas séries foram elaboradas com lotes de madeira com características marcadamente diferentes na direção paralela às fibras, isso não influenciou no desempenho perpendicular às fibras esperado. Em termos de resistência, ambas séries não apresentaram uma diferença muito significativa (6,18%). Por outro lado, Salzmann (2010) também evidenciou, de forma geral, a diminuição de  $E_{c,90,CLT,P}$  e  $f_{c,90,CLT,P}$  com o aumento da altura total de cubos CLT de 5 camadas, que neste trabalho foi de ~7% e ~10%, respectivamente, comparando as séries A e B com a Série C. Por último, a redução de rigidez de ambos os cubos CLT de 5 camadas, um com camadas menos espessas que o outro (Série A vs. Série C), também confirmam o obtido numericamente por esse autor.

Para os cubos CLT de Salzmann (2010), todos com área transversal de 25.600 mm<sup>2</sup> e alturas variando de 150 mm a 197 mm, foram obtidos valores médios de  $f_{c,90,CLT,P,m}$  e  $E_{c,90,CLT,P,m}$  de 3,38 MPa e 403 MPa, respectivamente. Brandner (2018) analisou os dados de Bogensperger *et al.* (2011), Halili (2008) e Ciampitti (2013) e propôs valores básicos de  $f_{c,90,CLT,P,k}$  e  $E_{c,90,CLT,P,m}$  (para um teor de umidade de 12%) de 3,0 MPa e 400 MPa, respectivamente.

### 6.3.3.3 Carregamento em configuração coluna-laje-parede

As Figuras 65, 66 e 67 apresentam as curvas carga – deslocamento dos CPs em placa de CLT das três diferentes séries.

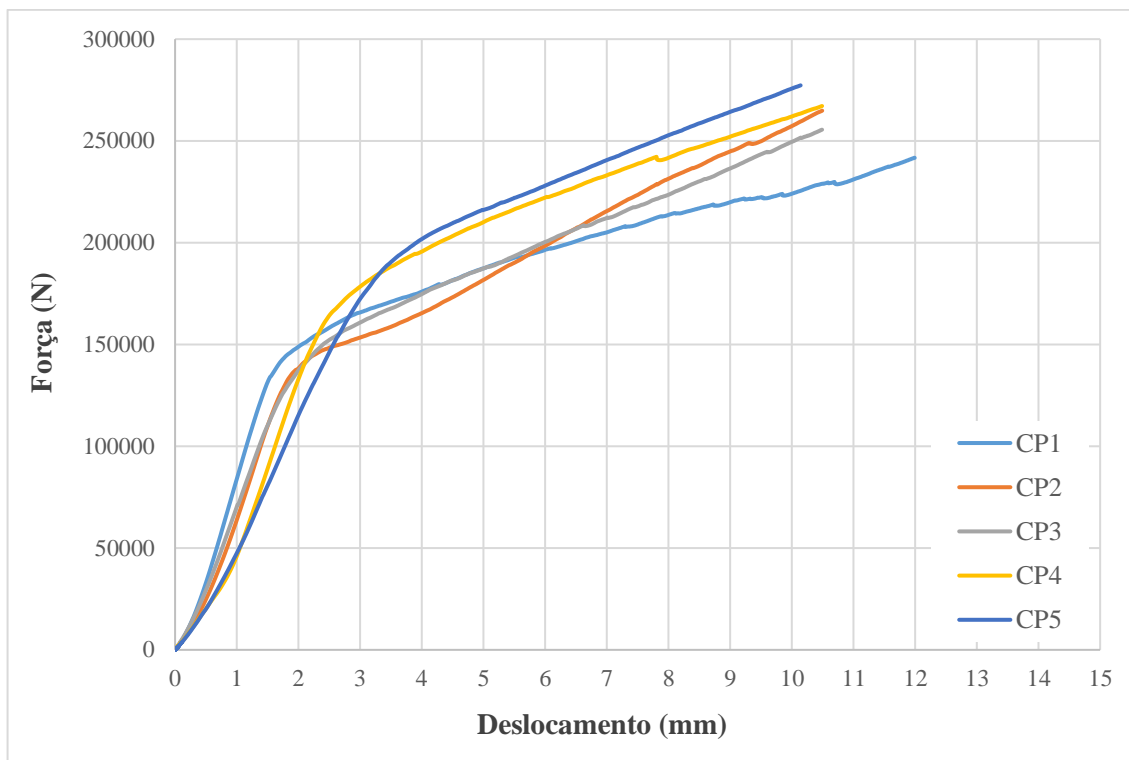


Figura 65 – Curvas carga – deslocamento dos CPs de CLT em placa da Série A.

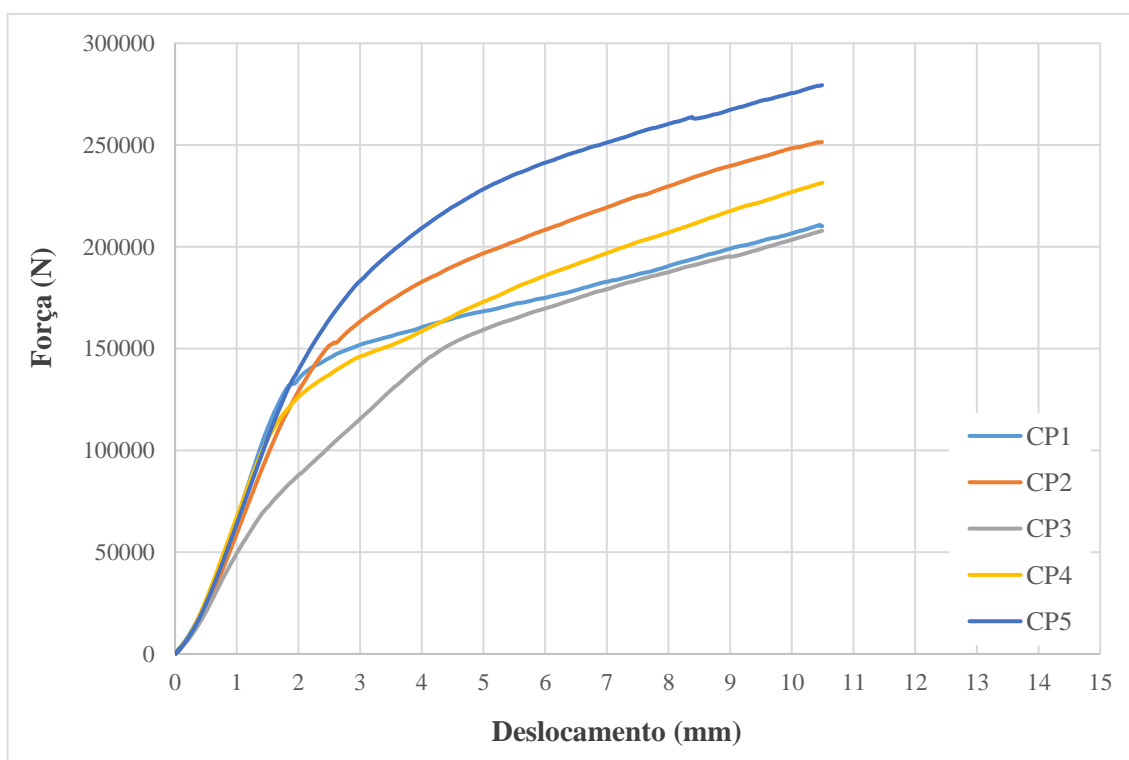


Figura 66 – Curvas carga – deslocamento dos CPs de CLT em placa da Série B.

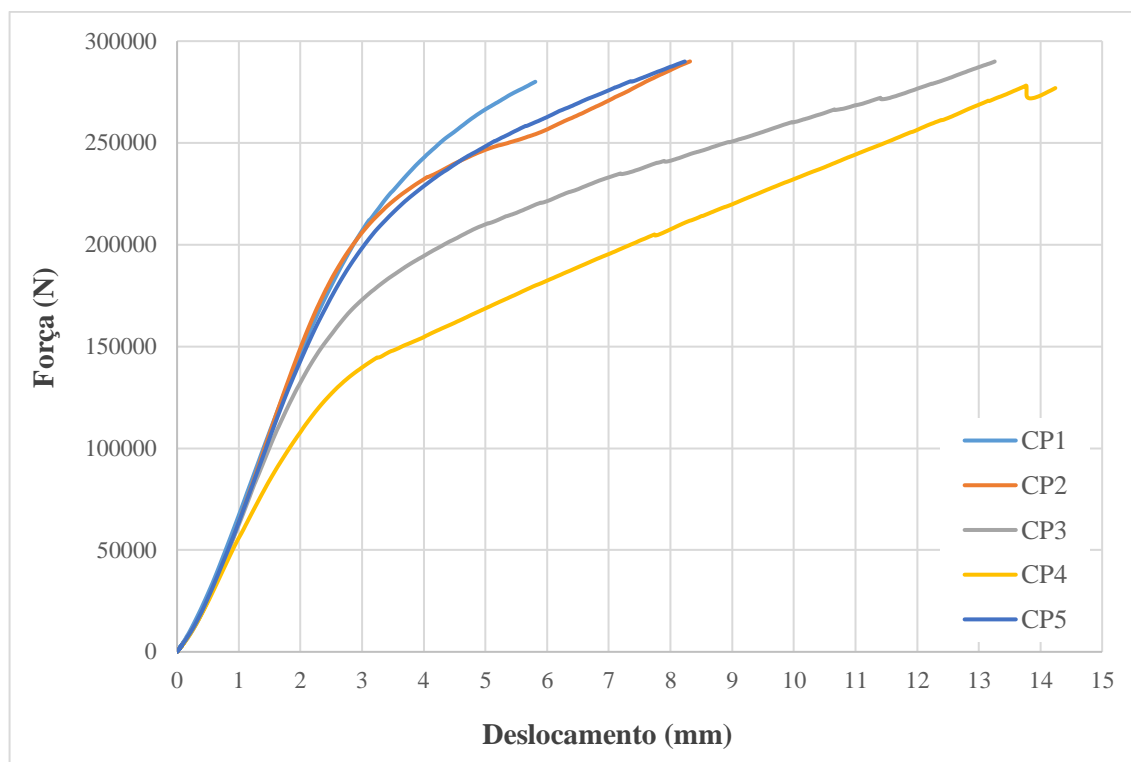


Figura 67 – Curvas carga – deslocamento dos CPs de CLT em placa da Série C.

Verifica-se, de forma geral, uma maior dispersão em relação aos CPs prismáticos. Isso pode ser explicado pelo maior volume de madeira resistente, devido à dispersão de tensões nas quatro direções, aumentando a influência de heterogeneidades e defeitos próprios da madeira. O subíndice “LC” da simbologia aqui empregada faz referência à configuração de carregamento empregada (*load configuration*), para diferenciar dos prismas carregados uniformemente em toda sua superfície.

Da Tabela 17 à Tabela 22 apresentam-se os resultados de módulo de elasticidade ( $E_{c,90,CLT,LC}$ ) e resistência ( $f_{c,90,CLT,LC}$ ) em compressão perpendicular ao plano dos CPs em placa de CLT das três diferentes séries. Essas propriedades foram calculadas com os três diferentes modelos de dispersão de tensões já apresentados no item 5.5, os quais consideram como área resistente: (i) somente a área de aplicação da carga ( $A_c$ ); (ii) a área efetiva resultante da aplicação do modelo de dispersão de van der Put adaptado ao CLT (BRANDNER, 2018) com os ângulos de dispersão recomendados pela norma europeia ( $\alpha_L=45^\circ$ ;  $\alpha_T=15^\circ$ ) (CEN, 2004) ( $A_{c,eff,VP}$ ); (iii) a área efetiva de dispersão simplificada ( $A_{c,eff,S}$ ) ( $\alpha_L=\alpha_T=30^\circ$ ) (BRANDNER, 2018). Determinaram-se intervalos de  $E_{c,90,CLT,LC}$  de [192 ; 569] MPa, [83,92 ; 166,86] MPa e [78,02 ; 167,01] MPa, para os três respectivos modelos, com um coeficiente de variação médio de 14,42

%. Determinaram-se intervalos de  $f_{c,90,CLT,LC}$  de [5,72 ; 10,63] MPa, [1,81 ; 3,47] MPa e [1,80 ; 3,23] MPa, para os três respectivos modelos, com um coeficiente de variação médio de 15,06%.

Em relação às séries A e B, observa-se a mesma tendência que nos CPs cúbicos, isto é, uma proporcionalidade de  $E_{c,90,CLT,LC}$  com o número de camadas para uma altura de placa constante: redução de -14,00% para os modelos (i) e (iii) e de -5,71 para o modelo (ii). Quanto à resistência, não houve grande discrepância entre ambas as séries: diferença de - 6,28% para os modelos (i) e (iii), e de -1,45% para o modelo (ii). Comparando as séries A e C, aqui ocorre o contrário que no caso dos cubos, verificando um aumento tanto de rigidez quanto de resistência para um nível de carga 30% superior. Isso é explicado naturalmente pelo maior volume resistente de madeira da série C, já que, de maneira geral, quanto mais espessa for a placa CLT, maior distribuição de tensões, e por conseguinte, maior resistência mecânica em compressão perpendicular ao plano.

Tabela 17 – Módulo de elasticidade perpendicular ao plano dos CPs de CLT em placa da Série A.

Estatística	$E_{c,90,CLT,LC}$ (MPa)		
	$A_c$	$A_{c,eff,VP}$	$A_{c,eff,S}$
min.	265,0	107,4	107,7
<b>Média</b>	<b>343,2</b>	<b>139,1</b>	<b>139,4</b>
máx.	411,0	166,6	167,0
Mediana	352,0	142,7	143,0
SD	53,31	21,61	21,66
COV (%)	15,90	15,90	15,90

Tabela 18 – Módulo de elasticidade perpendicular ao plano dos CPs de CLT em placa da Série B.

Estatística	$E_{c,90,CLT,LC}$ (MPa)		
	$A_c$	$A_{c,eff,VP}$	$A_{c,eff,S}$
min.	192,0	83,9	78,0
<b>Média</b>	<b>301,0</b>	<b>131,6</b>	<b>122,3</b>
máx.	340,0	148,6	138,2
Mediana	331,0	144,7	134,5
SD	62,13	27,16	25,25
COV (%)	20,64	20,64	20,64

Tabela 19 – Módulo de elasticidade perpendicular ao plano dos CPs de CLT em placa da Série C.

Estatística	$E_{c,90,CLT,LC}$ (MPa)		
	$A_c$	$A_{c,eff,VP}$	$A_{c,eff,S}$
min.	375,0	107,3	106,7
<b>Média</b>	<b>507,0</b>	<b>145,1</b>	<b>144,2</b>
máx.	569,0	166,9	161,9
Mediana	542,0	155,1	154,2
SD	77,12	22,07	21,94
COV (%)	15,21	15,21	15,21

Tabela 20 – Resistência à compressão perpendicular ao plano dos CPs de CLT em placa da Série A.

Estatística	$F_{c,90,máx}$ (N)	$f_{c,90,CLT,LC}$ (MPa)		
		$A_c$	$A_{c,eff,VP}$	$A_{c,eff,S}$
min.	154.093	6,02	2,44	2,45
<b>Média</b>	<b>175.750</b>	<b>6,87</b>	<b>2,78</b>	<b>2,79</b>
máx.	202.576	7,91	3,21	3,22
Mediana	163.934	6,40	2,60	2,60
SD	21.372	0,83	0,34	0,34
COV (%)	12,16	12,16	12,16	12,16

Tabela 21 – Resistência à compressão perpendicular ao plano dos CPs de CLT em placa da Série B.

Estatística	$F_{c,90,máx}$ (N)	$f_{c,90,CLT,LC}$ (MPa)		
		$A_c$	$A_{c,eff,VP}$	$A_{c,eff,S}$
min.	146.471	5,72	2,50	2,32
<b>Média</b>	<b>165.363</b>	<b>6,46</b>	<b>2,82</b>	<b>2,62</b>
máx.	203.328	7,94	3,47	3,23
Mediana	152.561	5,96	2,60	2,42
SD	24.129	0,94	0,41	0,38
COV (%)	14,59	14,59	14,59	14,59

Tabela 22 – Resistência à compressão perpendicular ao plano dos CPs de CLT em placa da Série C.

Estatística	$F_{c,90,máx}$ (N)	$f_{c,90,CLT,LC}$ (MPa)		
		$A_c$	$A_{c,eff,VP}$	$A_{c,eff,S}$
min.	161.906	6,32	1,81	1,80
<b>Média</b>	<b>228.445</b>	<b>8,92</b>	<b>2,55</b>	<b>2,54</b>
máx.	272,107	10,63	3,04	3,02
Mediana	237.443	9,28	2,65	2,64
SD	42.118	1,65	0,47	0,47
COV (%)	18,44	18,44	18,44	18,44

Observa-se que o modelo (i) (sem distribuição de tensões) superestima a rigidez e resistência em aproximadamente 250% e 70% com relação aos modelos que consideram a distribuição de tensões, uma vez que o volume de madeira resistente destes é muito maior. Por outro lado, o modelo simplificado (iii) exibe resultados confiáveis com relação ao modelo mais preciso (ii) para esta condição de carregamento, apresentando variações relativas leves de 0,26%, 7,57% e 0,63%, para as séries A, B e C, respectivamente.

As Figuras 68 e 69 apresentam gráficos do tipo *boxplot* a fim de comparar e resumir os resultados dos CPs de CLT discutidos. Os mesmos estão classificados segundo o ângulo de dispersão de tensões longitudinal considerado em cada modelo tratado, ou seja, 0° para o caso sem distribuição, 35° para o modelo simplificado, e 45° para o modelo exato de van der Put adaptado segundo Brandner (2018). A resistência perpendicular às fibras da madeira, e por conseguinte a perpendicular ao plano do CLT, é fortemente dependente da configuração de carregamento em questão, isto é, a capacidade resistente da madeira carregada parcialmente é superior que quando a mesma é carregada uniformemente na totalidade de sua superfície. Conseqüentemente, a consideração das condições de carregamento e geometria das áreas de contato são obrigatórias para se projetar de maneira econômica elementos parcialmente comprimidos na direção ortogonal às fibras.



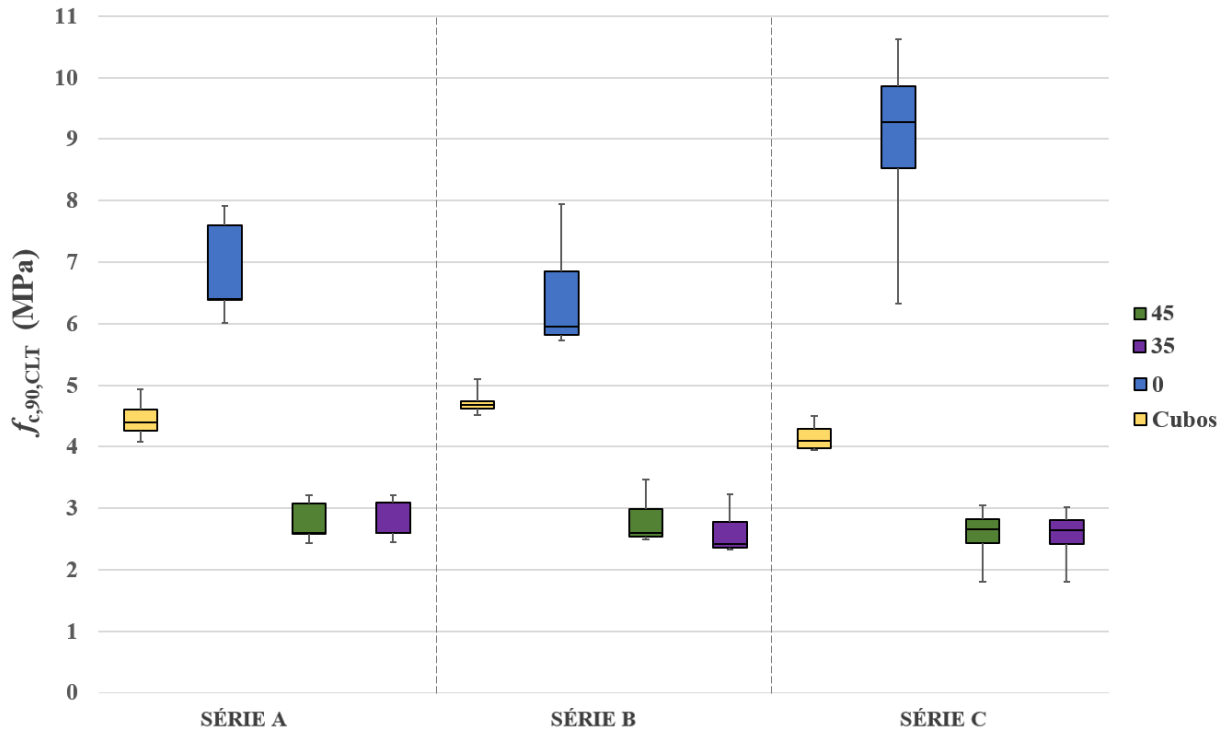


Figura 68 – Comparação de resistências dos prismas e placas CLT segundo os ângulos de distribuição considerados.

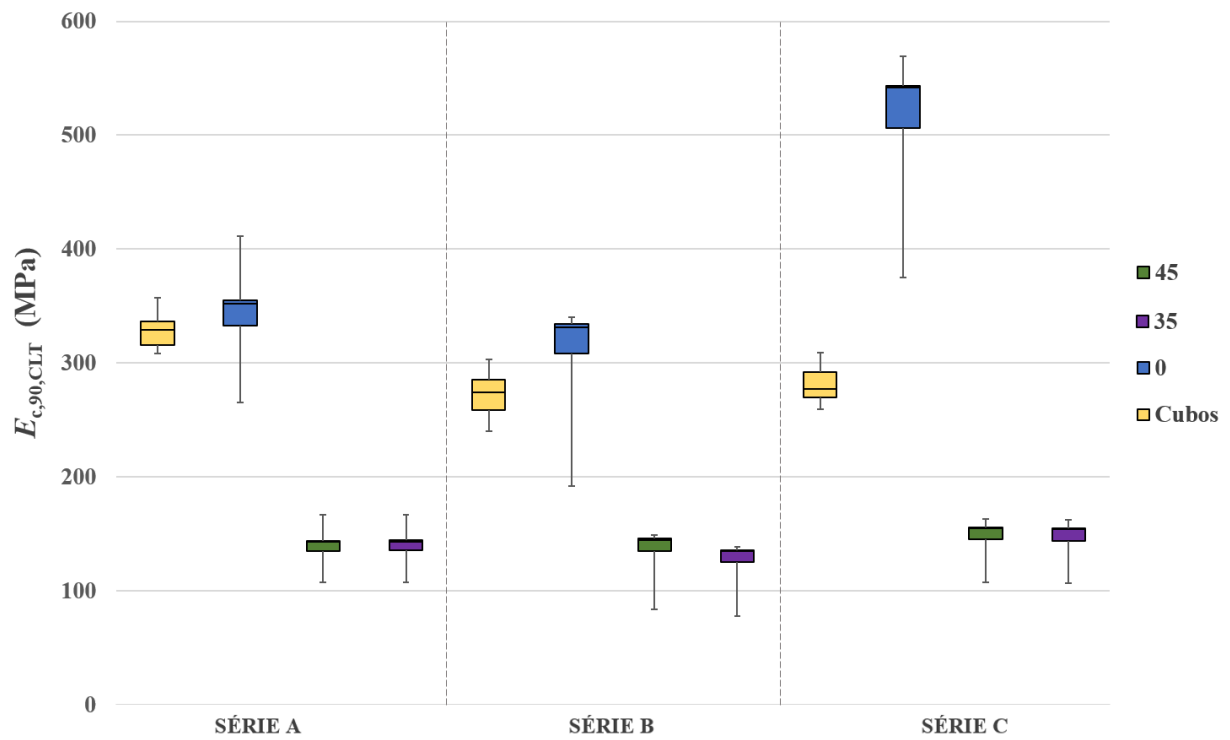


Figura 69 – Comparação de módulos de elasticidade dos prismas e placas CLT segundo os ângulos de distribuição considerados.

#### 6.3.3.4 Coeficientes de distribuição de tensões

Foram calculados coeficientes de distribuição de tensões  $k_{c,90,CLT}$  de forma geométrica e experimental, válidos para as placas CLT ensaiadas em compressão perpendicular ao plano na configuração de carregamento coluna-laje-parede. A forma geométrica fez-se considerando áreas efetivas segundo o modelo de van der Put adaptado e uma simplificação do mesmo (BRANDNER, 2018), as quais se ilustram na Figura 70. Para a forma experimental utilizaram-se os valores médios de resistência dos cubos e placas CLT, da mesma forma que em Ciampitti (2013). Esses resultados estão apresentados na Tabela 23.

Outros autores encontraram valores de  $k_{c,90,CLT}$  similares aos deste trabalho para diversas outras condições de carregamento (CIAMPITTI, 2013); BRANDNER, 2018; BOGENSPERGER *et al.*, 2011; ). Cabe destacar que no momento não há uma tabela com valores padronizados desse coeficiente para painéis CLT.

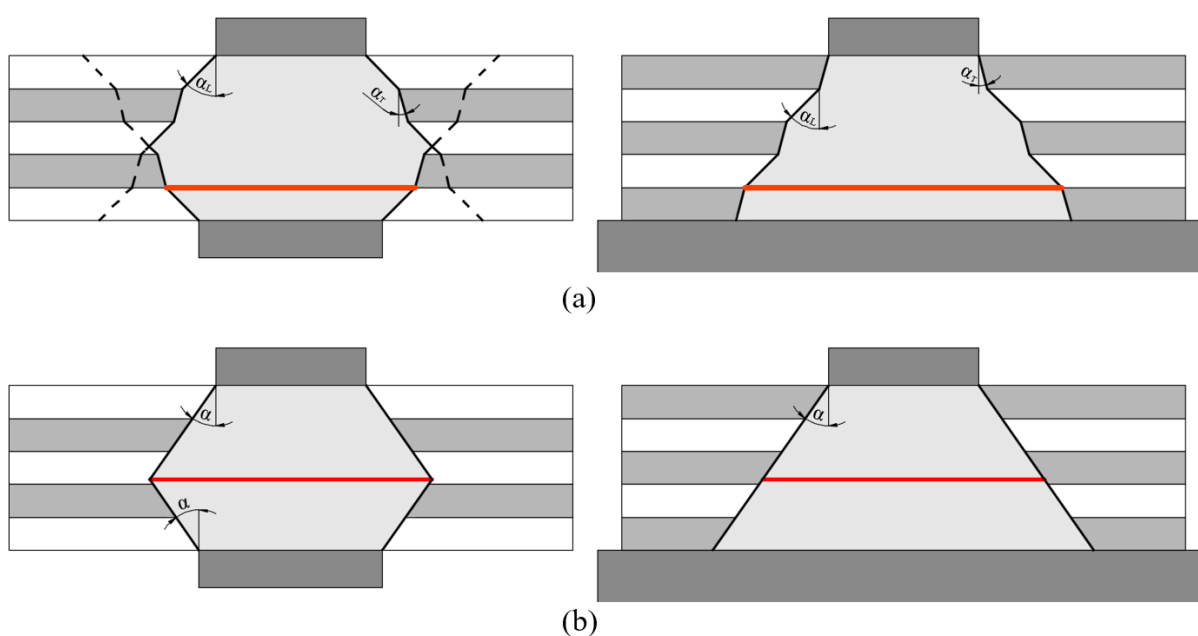


Figura 70 – Áreas efetivas de compressão perpendicular ao plano do CLT da Série C, de acordo aos modelos: (a) de van de Put adaptado; (b) simplificado.

Tabela 23 – Coeficientes de dispersão de tensões calculados de forma geométrica e experimental.

Série	$A_c$ (mm <sup>2</sup> )	$A_{eff}$ (mm <sup>2</sup> )		$k_{c,90,CLT}$ (-)		
		$A_{eff,VP}$	$A_{eff,s}$	$\sqrt{\frac{A_{eff,VP}}{A_c}}$	$\sqrt{\frac{A_{eff,s}}{A_c}}$	$\frac{f_{c,90,CLT,LC}}{f_{c,90,CLT,P}}$
A	25.600	63.162	63.001	1,57	1,57	1,54
B	25.600	58.569	63.001	1,51	1,57	1,37
C	25.600	89.441	90.000	1,87	1,88	2,15

#### 6.4 SÍNTESE E CONTRIBUIÇÃO

Para os corpos de prova cúbicos em CLT, obtiveram-se intervalos de valores de 239,6 MPa a 357 MPa para  $E_{c,90,CLT,P}$ , e de 3,95 MPa a 5,10 MPa para  $f_{c,90,CLT,P}$ . Para as placas estudadas, foi constatado que o modelo simplificado de distribuição de tensões fornece coeficientes  $k_{c,90,CLT}$  equivalentes ao modelo mais preciso e muito similares aos obtidos empiricamente com os valores de resistência segundo a EN 408. Nesse contexto, apresenta-se evidência experimental que favorece a confiabilidade do método simplificado proposto por Brandner (2018) para o caso de carregamento de laje CLT comprimida entre parede e coluna.

## 7 MODELAGEM DE PLACAS CLT POR ELEMENTOS FINITOS

Neste capítulo apresentam-se alguns conceitos da simulação numérica por elementos finitos aplicada à madeira, as características dos elementos empregados e a fundamentação teórica dos critérios de plasticidade e falha considerados.

### 7.1 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Segundo Bathe (2014), o método dos elementos finitos mostra-se de grande importância, e muitas vezes fundamental em problemas da engenharia moderna. A análise numérica certamente é uma ferramenta de *design* estrutural que permite reduzir a quantidade de experimentos físicos onerosos e morosos. No entanto, estudos experimentais são imprescindíveis para o ajuste de equações teóricas e obtenção de informação empírica aspirando a elaboração de modelos numéricos mais precisos e confiáveis.

Nesse contexto, programas modernos de análise por elementos finitos auxiliam na resolução de uma variedade de problemas práticos, desde análises lineares elásticas, não-lineares plásticas (estudo da falha ou comportamento plástico), entre outras análises. Ademais, atualmente, esses *softwares* possuem grande capacidade de customização, tornando-os particularmente atrativos na análise de materiais compósitos como o CLT. (BARBERO, 2014)

#### 7.1.1 MEF aplicado à madeira e compósitos de madeira

Considerando os eixos locais de ortotropia de um elemento de madeira, apresentados na Figura 71, esses são os mesmos referentes a uma lamela de uma placa CLT nos modelos numéricos desenvolvidos.

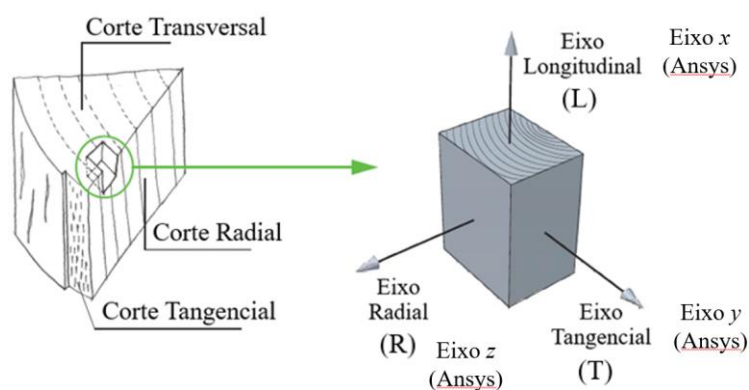


Figura 71 – Eixos locais de uma lamela. Adaptado de Salzman (2010)

É frequente em modelagens numéricas de compósitos de madeira (*e.g.* CLT), considerar o material como transversalmente isotrópico, um caso particular de ortotropia (BUCUR, 2006). Essa idealização é considerada por motivos de simplicidade, pela pouca diferença relativa entre  $E_R$  e  $E_T$  em comparação com  $E_L$ , mas principalmente pelo fato da aleatoriedade de orientação dos anéis de crescimento na seção transversal de uma camada. Sólidos com isotropia transversal supõe-se com um eixo de simetria (eixo longitudinal neste caso) no qual todas as direções normais ao mesmo se consideram equivalentes. O material então define-se através de 5 constantes independentes, ao invés de 9 como no caso da ortotropia (BARBERO, 2014). Podem-se atribuir aos eixos locais de ortotropia da madeira  $L$  (longitudinal),  $T$  (tangencial) e  $R$  (radial), os subíndices 1, 2 e 3, respectivamente. No caso do eixo de isotropia ser o da direção 1, a matriz constitutiva tem a seguinte forma:

$$[C_{ij}] = \begin{pmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{22} & 0 & 0 & 0 \\ & & & (C_{22} - C_{23})/2 & 0 & 0 \\ & sim. & & & C_{66} & 0 \\ & & & & & C_{66} \end{pmatrix} \quad (53)$$

Considerando indistintas as direções 2 e 3, e que qualquer par de direções ortogonais no plano 2-3 pode ser tomado tal, as seguintes relações se aplicam:

$$\begin{aligned} E_2 &= E_3 \\ \nu_{12} &= \nu_{13} \\ G_{12} &= G_{13} \\ G_{23} &= E_2 / 2(1 + \nu_{23}) \end{aligned}$$

Logo, considerando a isotropia transversal, atribuem-se os subíndices 0 ao eixo paralelo às fibras ( $L$ ) e 90 aos eixos perpendiculares às fibras ( $R$  e  $T$ ). Logo, a Equação (53) pode ser escrita em termos das constantes de engenharia da madeira:

$$\begin{pmatrix} E_L & -\frac{E_T}{\nu_{LT}} & -\frac{E_R}{\nu_{LR}} & 0 & 0 & 0 \\ E_T & -\frac{E_R}{\nu_{TR}} & E_R & 0 & 0 & 0 \\ & E_R & E_R & 0 & 0 & 0 \\ & & G_{TR} & 0 & 0 & 0 \\ sim. & & & G_{LR} & 0 & 0 \\ & & & & G_{LT} & 0 \end{pmatrix} \rightarrow \begin{pmatrix} E_0 & -\frac{E_{90}}{\nu_{0,90}} & -\frac{E_{90}}{\nu_{0,90}} & 0 & 0 & 0 \\ E_{90} & -\frac{E_{90}}{\nu_{90,90}} & E_{90} & 0 & 0 & 0 \\ & E_{90} & E_{90} & 0 & 0 & 0 \\ & & G_{90} & 0 & 0 & 0 \\ sim. & & & G_0 & 0 & 0 \\ & & & & G_0 & 0 \end{pmatrix} \quad (54)$$

## 7.1.2 Tipos de elemento empregados

Todas as simulações foram realizadas empregando o *software* de simulação multifísica por elementos finitos Ansys Mechanical APDL (*Ansys Parametric Design Language*), versão 19.3, disponível no CEMACOM/PPGEC da UFRGS.

### 7.1.2.1 ELEMENTO DE CASCA – SHELL181

Uma das abordagens investigadas para modelar a flexão fora do plano de estruturas em CLT foi feita empregando o elemento de casca SHELL181, o qual, de acordo com Ansys, Inc. (2019), é adequado para a análise de estruturas de casca finas a moderadamente espessas. Esse elemento possui quatro nós (I, J, K, L) com seis graus de liberdade em cada um, sendo três deslocamentos e três rotações nos eixos  $x$ ,  $y$  e  $z$  quando consideradas as rigidezes de membrana e flexão. Ilustra-se o elemento na Figura 72.

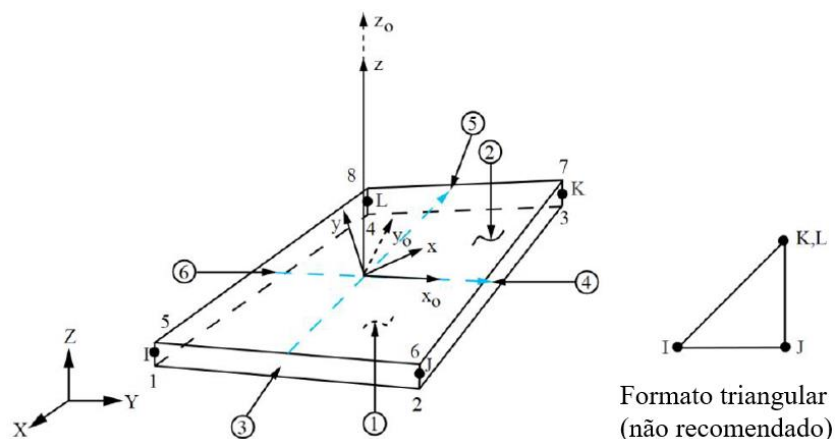


Figura 72 – Elemento SHELL181. Adaptado de (ANSYS, INC., 2019)

Apesar do elemento ser disponibilizado também no formato triangular além do quadrilátero, recomenda-se seu uso somente com fins de preenchimento na geração de malhas

com geometrias complexas (ANSYS, INC., 2019). Sendo os painéis CLT de geometria quadrilátera, a opção que permite esse formato não foi ativada em nenhuma das análises.

Esse elemento utiliza uma formulação baseada no trabalho de vários autores, entre eles MacNeeal e Harder (1988). É aplicável a problemas lineares e não-lineares, incluindo grandes deformações e rotações. Por isso, a formulação utiliza tensões e deformações verdadeiras ao invés das nominais de engenharia. Nas simulações realizadas, as deformações foram sempre pequenas, e portanto, foram empregados os valores nominais de engenharia.

Esse elemento torna-se particularmente interessante para a análise de painéis CLT devido à possibilidade de compô-lo em camadas, para modelar cascas compósitas e estruturas do tipo sanduíche. Logo, atribui-se a cada camada o tipo de material, espessura, orientação, número de pontos de integração (1, 3, 5, 7 ou 9) e posição do plano de referência (*mid, top, bottom ou user*). A formulação desse elemento está de acordo com a teoria de placas de deformação de primeira ordem, também conhecida como teoria de placas de Reissner-Mindlin.

A integração utilizada foi do tipo completa, a qual o *software* recomenda para estruturas em camadas e quando seja aplicado um só elemento finito ao longo da espessura total, de modo a capturar de forma mais precisa o gradiente de tensões.

Empregou-se a opção que ativa no elemento uma formulação avançada que incorpora efeitos de curvatura. Apesar de que todas as placas CLT analisadas foram planas, recomenda-se ativar essa opção quando as deformações e a anisotropia ao longo da espessura sejam importantes, assim como quando a construção em camadas seja assimétrica. (ANSYS, INC., 2019)

Os resultados de cada análise foram salvos nas posições inferior, média e superior de cada uma das camadas. Também, foi ativada a obtenção das tensões normais ao plano ( $S_z$ ) das cargas de pressão aplicadas diretamente sobre o elemento.

Por fim, deve-se salientar que uma das hipóteses do elemento é assumir deslizamento nulo entre camadas. As deformações de cisalhamento estão inclusas nos resultados, entretanto, pressupõe-se que as normais ao plano central se mantêm retas após a deformação. (ANSYS, INC., 2019)

#### 7.1.2.2 ELEMENTO SÓLIDO – SOLID186

Outra classe de modelo numérico estudada para representar estruturas em CLT foi empregando elementos sólidos hexaédricos. Foi adotado o elemento SOLID186, o qual possui 20 nós com três graus de liberdade cada um (deslocamentos em  $x$ ,  $y$  e  $z$ ) e funções de interpolação quadráticas. Apesar de que o mesmo conta com a alternativa de uso em camadas,

optou-se a construção do CLT em múltiplas camadas com a versão homogênea do elemento. Essa estratégia é a recomendada por Ansys, Inc. (2019) em casos de comportamentos complexos ao longo da espessura, além de permitir um maior controle individual da quantidade de nós por camada. Sua formulação é baseada em Zienkiewicz *et al.* (2013), comportando plasticidade, fluência e grandes deslocamentos. A Figura 73 ilustra o elemento, em seus quatro formatos possíveis, sendo o hexaédrico empregado neste trabalho.

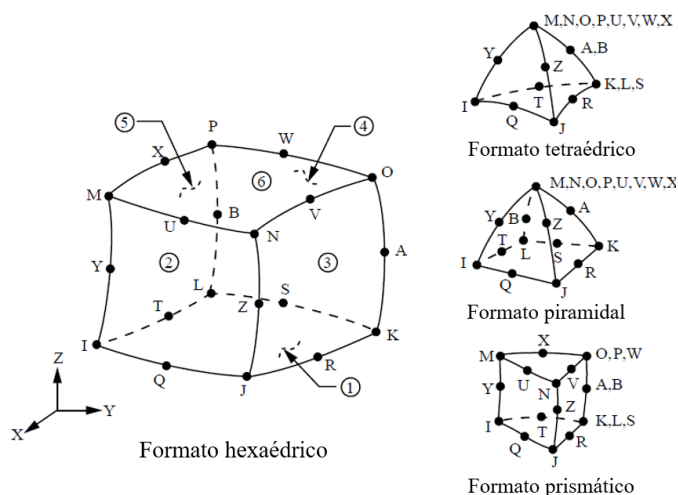


Figura 73 – Elemento SOLID186. Adaptado de (ANSYS, INC., 2019)

## 7.2 PLASTICIDADE ANISOTRÓPICA: O Critério de Escoamento de Hill

A superfície de escoamento de Hill foi originalmente formulada para descrever o comportamento macroscópico anisótropo de chapas de aço laminadas a frio, as quais sofrem um desvio da isotropia natural do aço a causa do processo de laminação, provocando uma textura e certa orientação cristalográfica de preferência no material. Similarmente, em função da constituição fibrosa direcional da madeira, diversos autores têm empregado esse critério para modelar numericamente o comportamento à flexão e ao embutimento de elementos de madeira serrada e engenheirada (HE, SUN e LI, 2018; NOWAK, JASIENKO e CZEPIZAK, 2013; XU, BOUCHAÏR e RACHER, 2014; JASIENKO e KARDYSZ, 2007). Esta teoria é considerada a extensão do critério de von Mises para materiais anisótropos, devido a que Hill partiu da formulação dessa teoria clássica introduzindo parâmetros que descrevem o estado instantâneo de anisotropia ao longo da história de carregamento. Dessa maneira, o critério de escoamento é descrito pelas equações (55) e (56) nas coordenadas principais  $x$ ,  $y$  e  $z$ , de acordo com o qual o processo de plastificação tem início quando a tensão efetiva de Hill iguala uma tensão de escoamento de referência:



$$f(\sigma_e, \sigma_0) = \sigma_e - \sigma_0 = 0 \quad (55)$$

$$\sigma_e^2 = F(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2 \quad (56)$$

Sendo  $\sigma_e$ : tensão efetiva de Hill;  $\sigma_0$ : tensão de escoamento de referência;  $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$ ,  $\sigma_{zz}$ : tensões normais do estado de tensões instantâneo;  $\tau_{yz}$ ,  $\tau_{yz}$ ,  $\tau_{yz}$ : tensões tangenciais do estado de tensões instantâneo.

Os parâmetros  $F$ ,  $G$ ,  $H$ ,  $L$ ,  $M$  e  $N$ , dependem de seis tensões de escoamento anisótropas, sendo  $F$ ,  $G$  e  $H$  relacionadas às tensões internas normais, e  $L$ ,  $M$  e  $N$  relacionadas às tensões internas tangenciais:

$$\mathbf{F} = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{R_{yy}^2} + \frac{1}{R_{zz}^2} - \frac{1}{R_{xx}^2} \right); \mathbf{G} = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{R_{zz}^2} + \frac{1}{R_{xx}^2} - \frac{1}{R_{yy}^2} \right); \mathbf{H} = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{R_{xx}^2} + \frac{1}{R_{yy}^2} - \frac{1}{R_{zz}^2} \right) \quad (57)$$

$$\mathbf{L} = \frac{3}{2} \left( \frac{1}{R_{yz}^2} \right); \mathbf{M} = \frac{3}{2} \left( \frac{1}{R_{zx}^2} \right); \mathbf{N} = \frac{3}{2} \left( \frac{1}{R_{xy}^2} \right) \quad (58)$$

Os coeficientes de escoamento de Hill ( $R_{ij}$ ) estão dados no Ansys de forma ponderada com a tensão de escoamento de referência, conforme as equações (59) e (60). Dessa forma, o critério permite considerar diferentes magnitudes de escoamento direcionais em materiais anisótropos, precisando de seis constantes a serem determinadas experimentalmente. Percebe-se que no caso em que os seis coeficientes são iguais à unidade, obtém-se o critério de von Mises, pelo que este se torna um caso especial do critério de Hill.

$$R_{xx} = \frac{\sigma_{xx}^y}{\sigma_0}; R_{yy} = \frac{\sigma_{yy}^y}{\sigma_0}; R_{zz} = \frac{\sigma_{zz}^y}{\sigma_0} \quad (59)$$

$$R_{xy} = \sqrt{3} \frac{\tau_{xy}^y}{\sigma_0}; R_{yz} = \sqrt{3} \frac{\tau_{yz}^y}{\sigma_0}; R_{xz} = \sqrt{3} \frac{\tau_{xz}^y}{\sigma_0} \quad (60)$$

Sendo:

$R_{xx}$ ,  $R_{yy}$ ,  $R_{zz}$ : coeficientes de escoamento de Hill volumétricos nas direções dadas;

$R_{xy}$ ,  $R_{yz}$ ,  $R_{xz}$ : coeficientes de escoamento de Hill desviadores nos planos dados;

$\sigma_{xx}^y$ ,  $\sigma_{yy}^y$ ,  $\sigma_{zz}^y$ : tensões de escoamento normais uniaxiais nas direções dadas;

$\tau_{xy}^y$ ,  $\tau_{yz}^y$ ,  $\tau_{xz}^y$ : tensões de escoamento de cisalhamento nos planos desviadores dados.

Como o potencial plástico de Hill está dado em forma quadrática, consideram-se iguais as tensões de escoamento em compressão e tração para uma mesma direção, resultando em uma simplificação no caso da madeira. Ademais, superposições de estados de tensões hidrostáticos não influenciam o escoamento.

O modelo de endurecimento descreve a evolução do escoamento durante a deformação plástica. Neste trabalho foi adotado um modelo de endurecimento isotrópico bilinear. Segundo ANSYS, INC., (2019), ao combinar o critério de Hill com esse tipo de endurecimento, a função de escoamento é dada pela equação (61).

$$f(\sigma) = \sqrt{\{\sigma\}^T [M] \{\sigma\}} - \sigma_o(\bar{\varepsilon}^{pl}) \quad (61)$$

Sendo:

$\{\sigma\}$ : vetor contendo o estado de tensões interno;

$[M]$ : matriz de flexibilidade plástica, dada pela equação (62);

$\bar{\varepsilon}^{pl}$ : deformação plástica equivalente.

$$[M] = \begin{pmatrix} G + H & -H & -G & 0 & 0 & 0 \\ -H & F + H & -F & 0 & 0 & 0 \\ -G & -F & F + G & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2N & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2L & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2M \end{pmatrix} \quad (62)$$

A superfície quádrlica de plastificação de Hill no espaço de tensões principais é um cilindro elíptico, cujo eixo hidrostático de tensões coincide com o de von Mises, porém, devido à anisotropia, possui seção transversal elíptica e não mais circular. Desse modo, uma vez atingido o escoamento segundo esse critério, as tensões uniaxiais evoluem de maneira bilinear com a mesma tangente plástica, segundo a Figura 74. O incremento de tensão-deformação ao longo da história de carregamento pode ser graficamente interpretado como a expansão volumétrica da superfície de Hill, cuja tangente plástica ( $E^{pl}$  ou  $H$ ) é dada pela equação (63), que relaciona o módulo de elasticidade linear ( $E$ ) com o módulo tangente ( $T$ ), determinados experimentalmente.

$$E^{pl} = H = \frac{E \cdot T}{E - T} \quad (63)$$

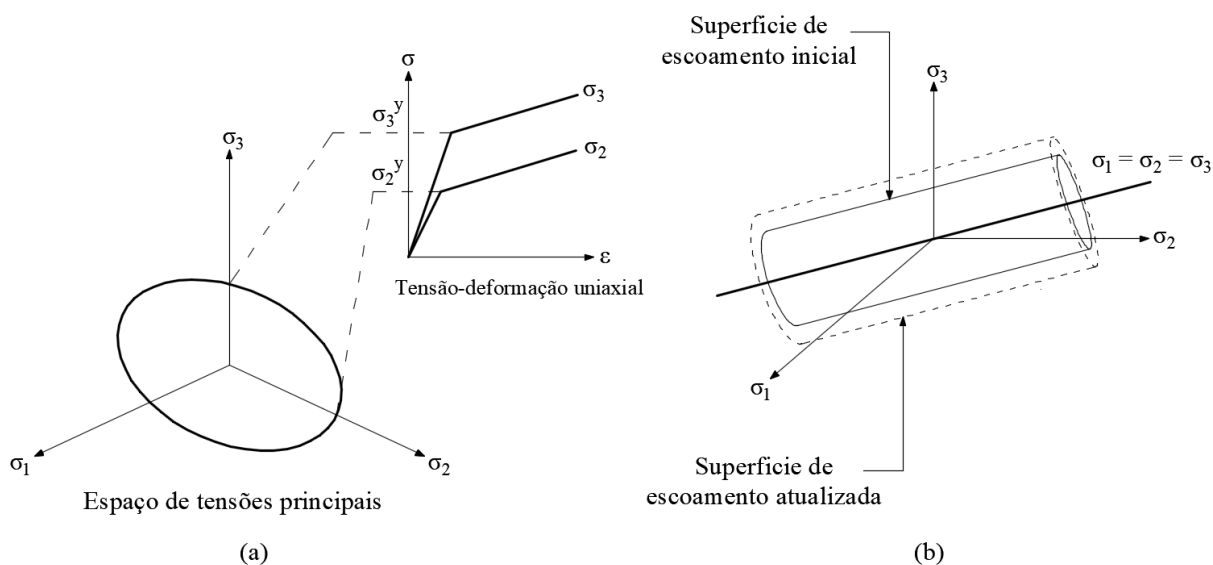


Figura 74 – Interpretação gráfica do critério de escoamento de Hill com endurecimento isotrópico bilinear: (a) seção transversal no plano desviador e relação tensão-deformação uniaxial; (b) evolução da superfície de escoamento. Elaboração do autor baseado em ANSYS, INC. (2019)

Deve-se salientar que, como a teoria de Hill foi concebida tendo em vista casos de anisotropia relativamente leves em metais, a mesma possui limitações quanto ao grau de anisotropia do material que se deseja modelar. Valores de  $R_{ij}$  muito distintos entre si podem causar inconsistências matemáticas que tornam a matriz plástica ( $M$ ) singular, impedindo encontrar uma solução real ao problema. Geometricamente, a superfície de escoamento fechada se transforma em um cilindro hiperbólico, conferindo uma convergência imaginária para a solução plástica.

Por fim, para se definir o modelo de Hill no Ansys, deve-se informar: a tensão de escoamento de referência ( $\sigma_0$ ) e o módulo tangente ( $T$ ) para descrever o endurecimento isotrópico bilinear; os coeficientes de escoamento de Hill ( $R_{ij}$ ) para descrever o potencial plástico.

A madeira possui um nível de anisotropia elevado em relação aos metais mencionados, considerando, por exemplo, que a resistência média em tração paralela e perpendicular às fibras do *Pinnus elliottii* é igual a 40,4 MPa e 2,5 MPa, respectivamente (ABNT, 1997). Nesse sentido, o critério de Hill deve ser aplicado com particular cuidado. (NETO, PERIC e OWEN, 2008)

Segundo Jasienko e Kardysz (2007), a tensão de escoamento em compressão paralela às fibras ( $\sigma_{xx}^y$ ) pode-se considerar como 85% da correspondente resistência ( $f_{c,0}$ ) devido ao modo de falha tipicamente frágil. Similarmente, é válido assumir a mesma consideração para a tensão de escoamento em cisalhamento paralelo às fibras. Em caso de falta de dados experimentais de cisalhamento da madeira, referências da literatura podem auxiliar a estimar os  $R_{ij}$  tangenciais. Tendo em vista que  $R_{xy}$  e  $R_{xz}$  fazem referência ao escoamento em cisalhamento paralelo às fibras ( $\tau_{xy}^y = \tau_{xz}^y$ ), e  $R_{yz}$  em cisalhamento perpendicular às fibras ( $\tau_{yz}^y$ ):

- A EN 384 (AENOR, 2016) apresenta um valor característico mínimo de cisalhamento paralelo às fibras para coníferas de  $f_{v,0,k}$  (mín.) = 3,8 MPa;
- Xu, Bouchair e Racher (2014) empregaram um coeficiente igual a 1,30 para obter valores de resistência médios a partir de valores característicos de norma, assumindo uma distribuição normal com COV igual a 14%.

Dessa forma, uma primeira estimativa  $f_{v,0,m}$  fornece um valor aproximado de:

$$f_{v,0} = 3,8 \text{ MPa} \cdot 1,3 = 4,94 \text{ MPa} \approx 5,0 \text{ MPa}$$

- Todeschini (2009) estimou resistências experimentais faltantes de madeira *Pinus elliottii* na aplicação do critério de Tsai-Wu, utilizando as relações de proporcionalidade de resistências mecânicas da NBR 7190 (ABNT, 1997). Nessa norma, há uma relação entre a resistência em compressão e ao cisalhamento, ambos na direção paralela às fibras, de 0,15.

Dessa forma, no caso deste trabalho, uma segunda estimativa de  $f_{v,0,m}$  fornece um valor aproximado para cada lote de madeira de:

$$f_{v,0} = 0,15 \cdot f_{c,0} = 0,15 \cdot 25,5 \text{ MPa} = 3,83 \text{ MPa} \approx 4,0 \text{ MPa} \text{ (Lote 1)}$$

$$f_{v,0} = 0,15 \cdot f_{c,0} = 0,15 \cdot 40,4 \text{ MPa} = 6,06 \text{ MPa} \approx 6,0 \text{ MPa} \text{ (Lote 2)}$$

Desse modo, optou-se por atribuir a  $f_{v,0}$  um valor de 4,0 MPa e 6,0 MPa para os lotes 1 e 2. Considerando que o mecanismo de falha da madeira em cisalhamento é similar ao de compressão paralela às fibras, também foi considerado o 85% da resistência última como a tensão de escoamento (JASIENKO e KARDYSZ, 2007).

Com relação ao cisalhamento perpendicular às fibras, ainda há pouca informação ao respeito na literatura. Entretanto segundo as seguintes referências:

- Kretschmann (2010) estabelece:  $18\% f_{v,0} \leq f_{v,90} \leq 28\% f_{v,0}$  ;

– Nowak, Jasienko e Czepizak (2013) e Jasienko e Kardysz (2007) empregaram um valor de 50% de  $f_{v,0,y}$  para  $f_{v,90,y}$  na aplicação do critério de Hill em vigas de madeira.

Assim,  $f_{v,90}$  foi estimado de acordo a esses critérios, estabelecendo um intervalo de adoção para  $R_{yz}$  entre 18% e 50% de  $R_{xy}$ .

### 7.3 CRITÉRIO DE FALHA ANISOTRÓPICO: O Critério de Tsai-Wu

Determinar a falha estrutural de materiais compósitos é uma tarefa especialmente complexa, devido a diversos mecanismos independentes e acoplados atuantes, os quais incluem rompimento de fibras e microflambagem, delaminação e propagação de fissuras. Tsai e Wu (1971) desenvolveram um critério de falha para materiais compósitos por meio de uma função escalar de dois tensores de tensões de resistência, expressado pela equação (64):

$$f(\sigma_k) = F_i \sigma_i + F_{ij} \sigma_i \sigma_j = 1 \quad (64)$$

Fazendo uso da notação indicial, onde  $i, j, k = 1, 2, \dots, 6$ ;  $F_i$  e  $F_{ij}$  são tensores de 2ª e 4ª ordem, respectivamente, com componentes de resistência do material. Os termos lineares levam em conta as tensões internas, podendo representar falhas induzidas por tensões positivas ou negativas. Os termos quadráticos definem uma superfície de falha elíptica no espaço de tensões.

De maneira prática, como é comum neste tipo de modelos, esse critério define a falha do material através de um índice de falha ( $I_F$ ), o qual relaciona o campo de tensões atuantes com a resistência do material. Nesse sentido, um valor de  $I_F$  maior ou igual a 1 indica falha no corpo analisado. Esse índice é função das variáveis  $A$  e  $B$  de Tsai-Wu indicadas a seguir:

$$A = \frac{\sigma_x^2}{\sigma_{xt}^f \sigma_{xc}^f} - \frac{\sigma_y^2}{\sigma_{yt}^f \sigma_{yc}^f} - \frac{\sigma_z^2}{\sigma_{zt}^f \sigma_{zc}^f} + \frac{\tau_{xy}^2}{(\tau_{xy}^f)^2} + \frac{\tau_{yz}^2}{(\tau_{yz}^f)^2} + \frac{\tau_{xz}^2}{(\tau_{xz}^f)^2} + c_{xy} \frac{\sigma_x \sigma_y}{\sqrt{\sigma_{xt}^f \sigma_{xc}^f \sigma_{yt}^f \sigma_{yc}^f}} \\ + c_{yz} \frac{\sigma_y \sigma_z}{\sqrt{\sigma_{yt}^f \sigma_{yc}^f \sigma_{zt}^f \sigma_{zc}^f}} + c_{xz} \frac{\sigma_x \sigma_z}{\sqrt{\sigma_{xt}^f \sigma_{xc}^f \sigma_{zt}^f \sigma_{zc}^f}} \quad (65)$$

$$B = \left( \frac{1}{\sigma_{xt}^f} + \frac{1}{\sigma_{xc}^f} \right) \sigma_x + \left( \frac{1}{\sigma_{yt}^f} + \frac{1}{\sigma_{yc}^f} \right) \sigma_y + \left( \frac{1}{\sigma_{zt}^f} + \frac{1}{\sigma_{zc}^f} \right) \sigma_z \quad (66)$$

Sendo:

$\sigma_{ic}^f$  e  $\sigma_{it}^f$ : resistências uniaxial de compressão e tração na direção  $i$ , respectivamente;

$\tau_{ij}^f$ : resistência ao cisalhamento no plano  $ij$ ;

$c_{ij}$ : coeficiente de interação entre as tensões normais  $i$  e  $j$ .

$$I_F = \left[ -\frac{B}{2A} + \sqrt{\left(\frac{B}{2A}\right)^2 + \frac{1}{A}} \right]^{-1} \quad (67)$$

Para o caso de um material considerado com isotropia transversal, como neste trabalho, e sendo 2-3 (y-z) o plano de isotropia, consideram-se na equação (64) as seguintes relações:

$$F_2 = F_3 ; F_{12} = F_{13} ; F_{22} = F_{33} ; F_{55} = F_{66} \quad (68)$$

Por fim, para definir o modelo de Tsai-Wu no Ansys, devem-se introduzir: resistências em compressão e tração paralela às fibras ( $\sigma_{xc}^f$  e  $\sigma_{xt}^f$ ), resistências em compressão e tração perpendicular às fibras ( $\sigma_{yc}^f$  e  $\sigma_{yt}^f$ ), resistências ao cisalhamento paralelo e perpendicular às fibras ( $\tau_{xy}^f$  e  $\tau_{yz}^f$ ).

No caso de falta de dados experimentais, as resistências podem-se estimar com apoio da literatura. A NBR 7190 fornece relações de proporcionalidade e tabelas com valores médios de resistências mecânicas para diversas espécies de coníferas e dicotiledôneas (ABNT, 1997).

Os coeficientes de interação entre tensões normais possuem uma particular importância, pois condicionam fortemente a forma da superfície de falha do modelo. Sua exata determinação requer ensaios biaxiais de difícil execução. Contudo, eles possuem limites de caráter geométrico, de forma a evitar superfícies hiperbólicas e assegurar contornos fechados. Nesse sentido, Tsai e Hahn (1980) recomendam empregar um valor de -1 para os três coeficientes ( $c_{xy}=c_{xz}=c_{yz}=-1$ ), o qual corresponde com o valor por defeito no Ansys (ANSYS, INC., 2019). Vale mencionar que, Cabrero, Blanco e Gremedhin (2012) aplicaram esse mesmo critério e obtiveram uma boa correlação com dados experimentais para uma madeira conífera.

## 8 SIMULAÇÕES NUMÉRICAS

Este capítulo apresenta as simulações numéricas realizadas, primeiramente do CLT sujeito à flexão fora de seu plano, com base em resultados analíticos e experimentais de outros autores, e logo, as referentes ao programa experimental desenvolvido no Capítulo 6, de compressão perpendicular ao plano na configuração de carregamento coluna-laje-parede.

### 8.1 ANÁLISE DO CLT SUJEITO À FLEXÃO FORA DE SEU PLANO

#### 8.1.1 CLT em flexão axial e biaxial<sup>†</sup>

Dentre os ensaios experimentais não-destrutivos realizados por Zhang *et al.* (2018), foram analisados: (i) as deflexões e tensões de dois elementos CLT (T1 e T2) atuando como viga em flexão de quatro pontos (ASTM, 2015), cortadas na maior (T1) e menor (T2) direção de resistência dos painéis; (ii) o campo de deslocamentos verticais de uma placa, apoiada em seus quatro vértices, em flexão biaxial provocada por um carregamento concentrado central. Os painéis CLT testados foram de fabricação industrial, com 5 camadas de 35 mm cada uma, correspondente com a série 175E de Structurlam (2018).

Devido à regularidade da geometria, foram empregadas malhas mapeadas de grande uniformidade definindo um tamanho máximo de elemento e somente no formato quadrilátero.

Foi considerado o comportamento da madeira como linear elástico transversalmente isotrópico. O módulo de elasticidade paralelo às fibras ( $E_L$ ) foi retirado de Structurlam (2018), do qual se derivaram os demais parâmetros elásticos utilizando as relações empíricas recomendadas pelos manuais de CLT e normas de projeto ( $G_{LT} = E_L/16$ ;  $G_{TR} = G_{LT}/10$ ) (POPOVSKI *et al.*, 2019; CEN, 2016). Os coeficientes de Poisson foram retirados de Kretschmann (2010) para madeira *Douglas-fir*, realizando uma média dos valores correspondentes a  $\nu_{LR}$  e  $\nu_{LT}$ . Essas propriedades são apresentadas na Tabela 24.

Tabela 24 – Parâmetros elásticos de entrada empregados.

Camadas	$E_L$ (MPa)	$E_T$ (MPa)	$E_R$ (MPa)	$G_{LT}$ (MPa)	$G_{TR}$ (MPa)	$G_{LR}$ (MPa)	$\nu_{LT}$ (-)	$\nu_{TR}$ (-)	$\nu_{LR}$ (-)
Longitudinais	12.400	410	410	775	77,5	775	0,370	0,374	0,370
Transversais	9.500	315	315	590	59	590			

Fonte: Structurlam (2018) e Kretschmann (2010)

<sup>†</sup> Apresentado e publicado nos anais do 4º Congresso Latinoamericano de Estructuras de Madera (CLEM 2019)

As dimensões e condições de contorno dos modelos de viga e placa são ilustradas na Figura 75, havendo considerado um e dois eixos de simetria, respectivamente. Foram empregados elementos SHELL181 em configuração de 5 camadas com nove pontos de integração em cada uma, atribuindo-lhes as propriedades, espessura e direção correspondentes, como ilustrado nas Figuras 76 e 77. As malhas de elementos finitos dos modelos de viga e placa possuem 272 elementos – 315 nós e 792 – 850 nós, respectivamente. As cargas das vigas T1 e T2 e da placa apoiada nos 4 vértices, foram de 10 kN, 5 kN e 38,8 kN, respectivamente.

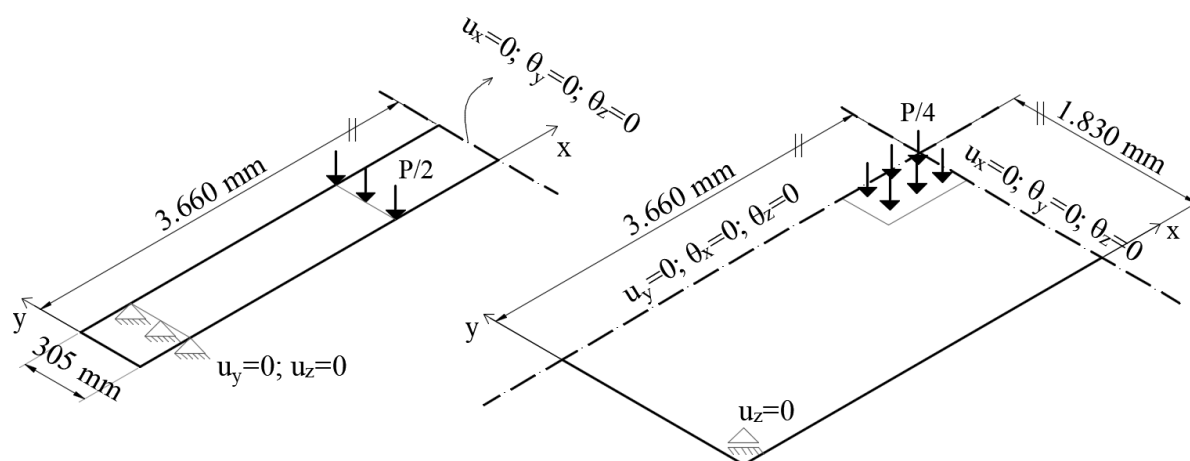


Figura 75 – Condições de contorno: (a) viga em flexão de 4 pontos; (b) placa centralmente carregada.

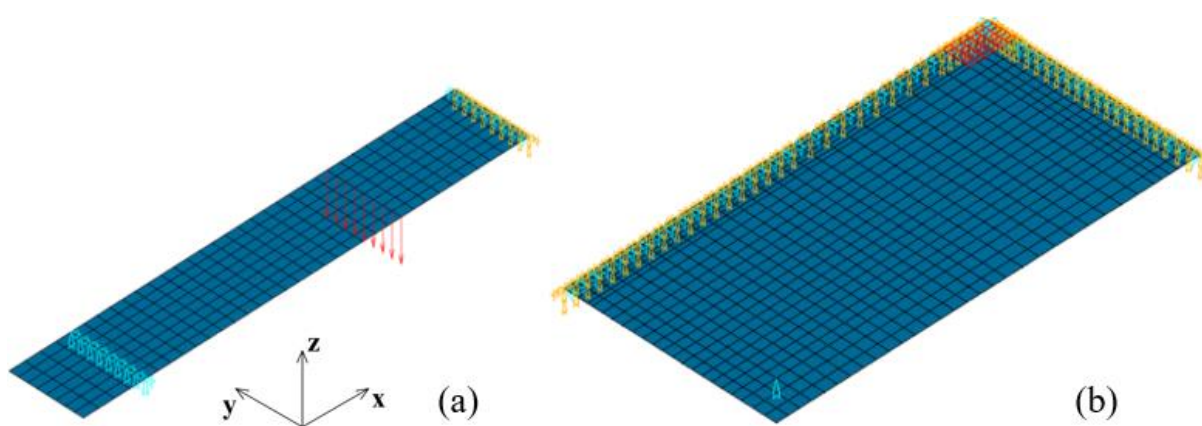


Figura 76 – Malhas de elementos finitos: (a) viga; (b) placa.



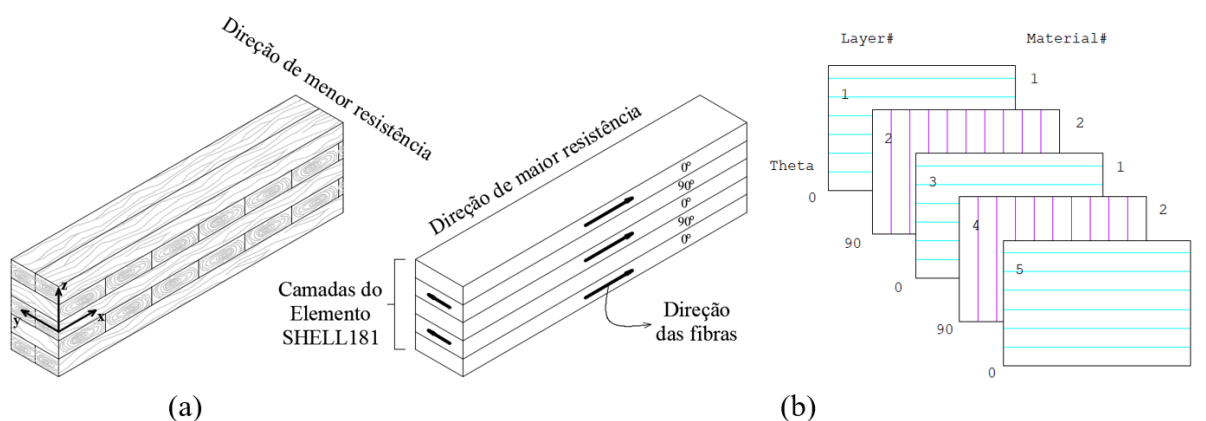


Figura 77 – Configuração de um elemento CLT: (a) real; (b) idealização numérica com o elemento SHELL181.

A partir das flechas medidas experimentalmente, os autores empregaram as equações (69) e (70) adaptadas de AWC (2018), para determinar os módulos de elasticidade correspondentes.

$$MOE_{app} = \frac{Fl^3}{108bh^3w_{app}} \quad (69)$$

$$MOE_{sf} = \frac{Fl_{sf}^2}{4bh^3w_{sf}} \quad (70)$$

Sendo:

$MOE_{app}$  e  $MOE_{sf}$ : módulo de elasticidade aparente e sem-cisalhamento, respectivamente;

$w_{app}$  e  $w_{sf}$ : flecha aparente e sem-cisalhamento, entre apoios e entre pontos de aplicação de carga, respectivamente;

$l$  e  $l_{sf}$ : vão entre apoios e entre pontos de aplicação de carga, respectivamente;

$F$ : incremento de carga aplicado, abaixo do limite de proporcionalidade;

$b$  e  $h$ : largura e altura da viga.

Conjuntamente, e a modo de complemento, realizou-se também uma determinação analítica de  $w_{app}$  empregando o método da linha elástica e o item 10.4.1 da norma norte-americana AWC (2018). Os resultados apresentam-se na Tabela 25. Observa-se que o erro relativo máximo numérico vs. experimental obtido foi de 14,73%, correspondente com a flecha entre apoios da viga T1. Para as flechas sem-cisalhamento obtiveram-se erros de 1,88% e 6% para a viga T1 e T2, respectivamente. Este nível de precisão considera-se satisfatório ao levar em conta que os dados de entrada dos modelos não foram diretamente representativos do lote

de madeira que compõem os elementos CLT testados, mas retirados de tabelas de valores característicos segundo indicações do fabricante (STRUCTURLAM, 2018). Ainda, somam-se as imprecisões próprias de uma simulação numérica, como vinculação ideal, consideração de isotropia transversal e propriedades elásticas aproximadas empiricamente.

Por outro lado, em relação aos resultados analíticos da viga T2, a flecha calculada utilizando a rigidez fornecida no catálogo do fabricante não considera a contribuição das camadas exteriores do elemento dispostas transversalmente, esclarecendo assim a diferença relativa conservadora de -12,29% com o resultado numérico. Essa desigualdade praticamente se anula (1,28%) ao considerar a rigidez real do elemento, calculada manualmente pelo método *Shear Analogy*.

Tabela 25 – Flechas aparentes e sem cisalhamento (*shear-free*) das vigas, experimentais e numéricas.

Tipo de viga	T1		T2	
	$w_{ap}$	$w_{sf}$	$w_{ap}$	$w_{sf}$
Zhang <i>et al.</i> (2018) (Experimental)	8,96	1,06	17,18	2,17
SHELL181 (Simulação numérica)	10,28	1,08	18,92	2,30
Analítico	10,65	-	21,57*	-
			18,68**	
Erro relativo (%) (Numérico vs. Experimental)	14,73	1,88	10,13	6,00
Erro relativo (%) (Numérico vs. Analítico)	-3,47	-	-12,29*	-
			1,28**	

\* Valor calculado segundo a rigidez do catálogo do fabricante (STRUCTURLAM, 2018);  
 \*\* Valor calculado com a rigidez determinada pelo método *Shear Analogy* (KREUZINGER, 1999).

De forma semelhante, determinou-se numericamente o campo de deslocamentos verticais da placa carregada centralmente (**vide** Figura 78), e foram comparados com os dados experimentais os valores ao longo do eixo longitudinal do painel, apresentados na Figura 79. Observando a Tabela 26, obteve-se um erro relativo de 5,96% do deslocamento máximo entre ambas abordagens, o que demonstra, novamente, o conservadorismo em relação ao ensaio experimental, concordando com o uso de propriedades características da madeira como *input*.

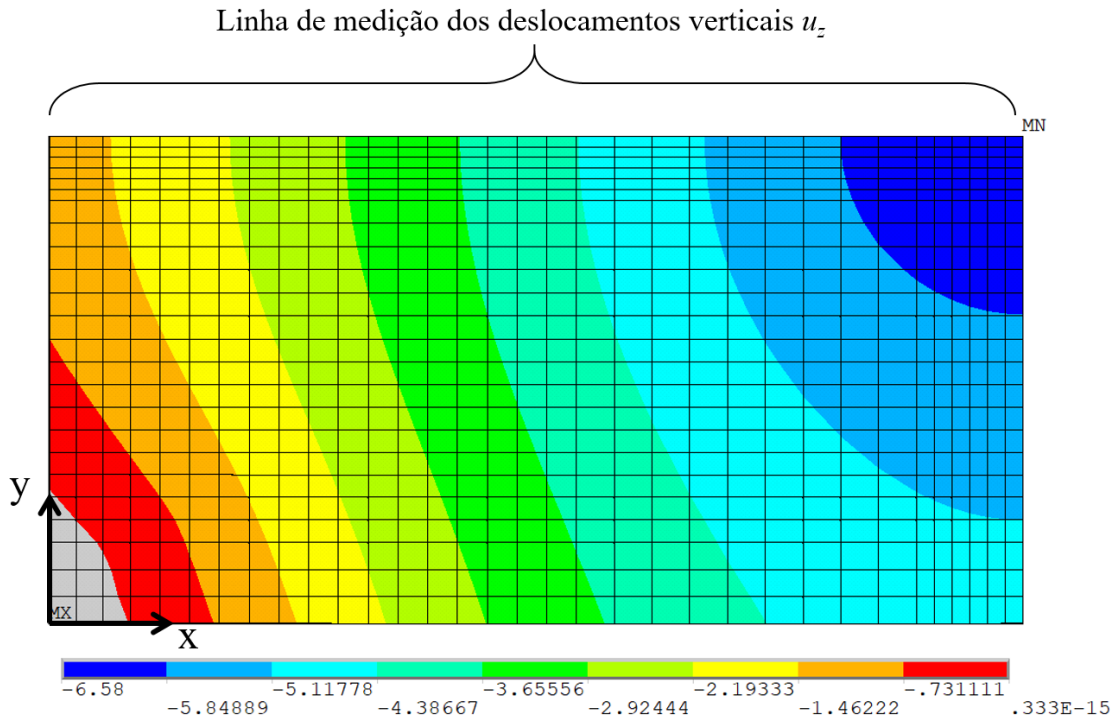


Figura 78 – Campo de deslocamentos verticais  $u_z$  (mm) da placa.

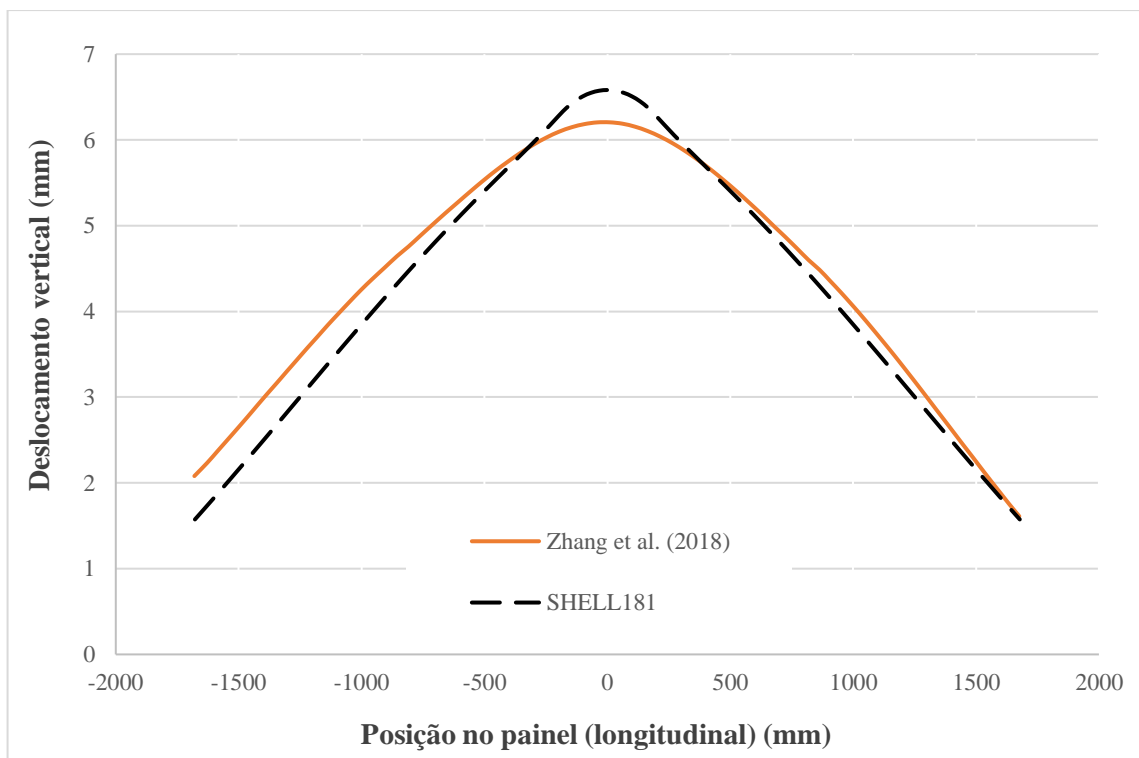


Figura 79 – Deslocamentos verticais  $u_z$  experimentais e numéricos na direção longitudinal da placa indicada na Figura 78.

Tabela 26 – Deslocamento vertical  $u_z$  no centro da placa.

Caso de análise	$w_{placa}$ (mm)	Erro relativo (%)
Zhang <i>et al.</i> (2018) (Experimental)	6,21	5,96
SHELL181 (Numérico)	6,58	

Por outro lado, determinaram-se também as tensões  $\sigma_x$  e  $\tau_{xz}$  das vigas, comparando-as com resultados analíticos determinados pelo método *Shear Analogy*. As tensões normais e tangenciais foram calculadas nas seções transversais correspondentes ao terço central e terço externo do vão entre apoios, respectivamente.

Os valores de tensão ao longo das camadas do elemento SHELL181 não são prontamente disponibilizados pelo do Ansys, pelo que foi necessário criar uma subrotina para cada tensão desejada, gerando *arrays* com a função *\*DIM*. Cada *array* possuiu 15 valores, preenchidos por meio de *loops* utilizando os comandos *Shell*, *Layer* e *\*GET* para adquirir as tensões na parte superior, intermédia e inferior de cada camada. A seguir, como exemplo, apresenta-se a subrotina para as tensões normais em  $x$  do nó 136:

```

NSEL,S,NODE,,136      ! Seleciona o nó desejado;
*DIM,sx,ARRAY,15     ! Cria array de nome sx para salvar os valores de tensão;
SHELL,BOT            ! Seleciona valores inferiores das camadas;
j=1
*DO,i,1,15,3         ! 15 = nº camadas vezes 3 pontos de medição em cada uma
  LAYER,j            ! Seleciona a camada j;
  *GET,sx(i),NODE,136,S,X ! Atribui valor de tensão SX à fila i do array sx;
  j=j+1
*ENDDO
SHELL,MID            ! Seleciona valores intermédios das camadas;
j=1
*DO,i,2,15,3         ! Pula de 3 em 3 para ficar na ordem certa para logo graficar
  LAYER,j
  *GET,sx(i),NODE,136,S,X
  j=j+1
*ENDDO
SHELL,TOP            ! Seleciona valores superiores das camadas;
j=1
  *DO,i,3,15,3
  LAYER,j
  *GET,sx(i),NODE,136,S,X
  j=j+1
*ENDDO

```

O tamanho do *array* deve ser igual a número de camadas vezes 3, pois para cada camada são tomados os valores de tensão em 3 pontos (superior, médio e inferior). O incremento do

apontador  $i$  nos *loops* é igual a 3 a modo de que os valores no *array* tenham a ordem certa para serem diretamente gráficos como nas figuras que seguem.

Por fim, os diagramas de tensão correspondentes são apresentados da Figura 80 à 83. Observa-se a equivalência de resultados entre ambas abordagens para todas as tensões analisadas, demonstrando que a estimação numérica das tensões de elementos CLT fletidos em regime elástico empregando o elemento de casca SHELL181, é tão precisa quanto o método analítico adotado atualmente pelas normas de projeto estrutural.

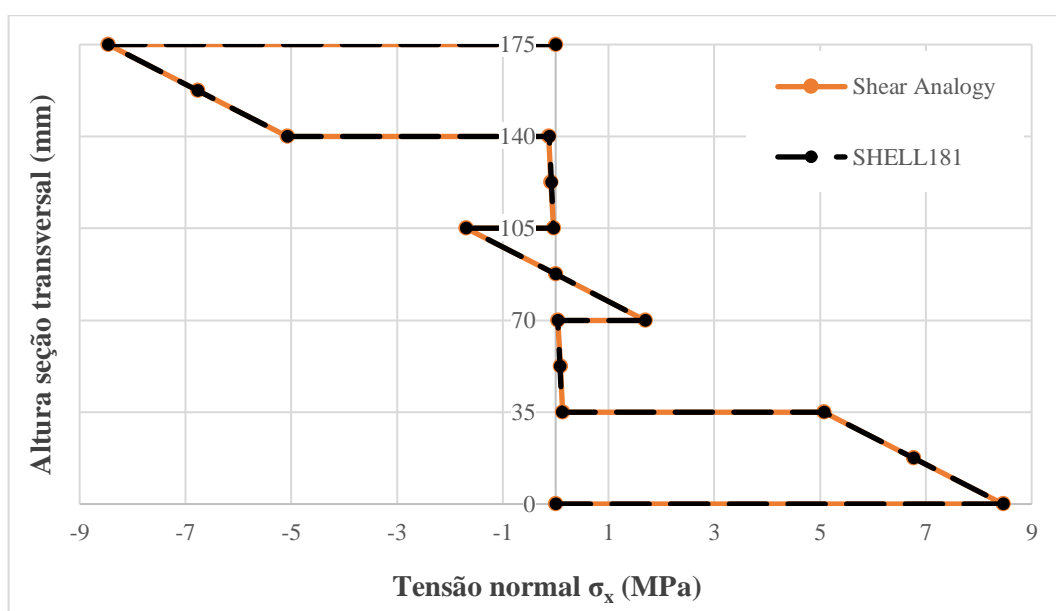


Figura 80 – Tensões  $\sigma_x$  ao longo da altura em  $l/2$  da viga T1.

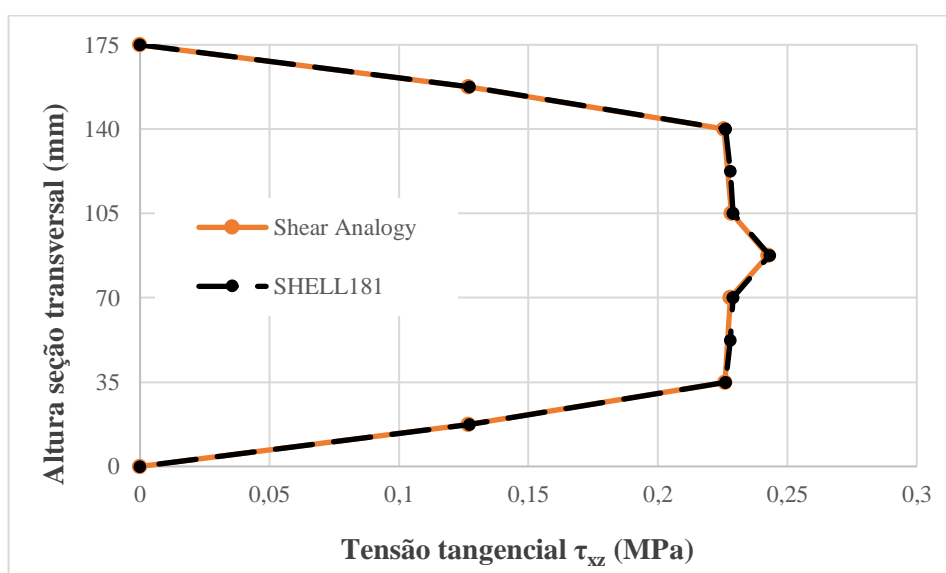


Figura 81 – Tensões  $\tau_{xz}$  ao longo da altura em  $l/3$  da viga T1.

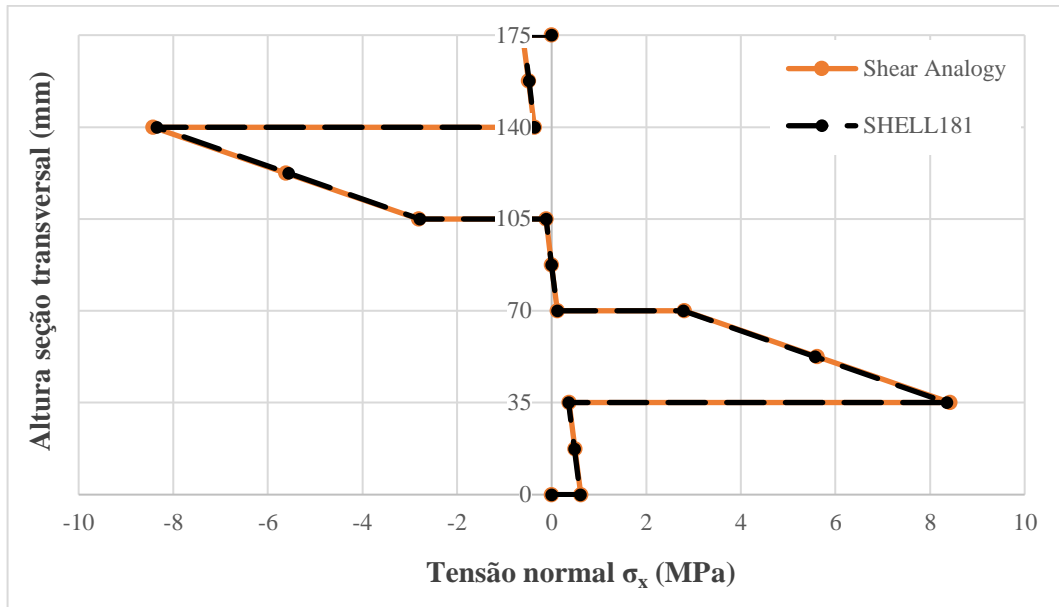


Figura 82 – Tensões  $\sigma_x$  ao longo da altura em  $l/2$  da viga T2.

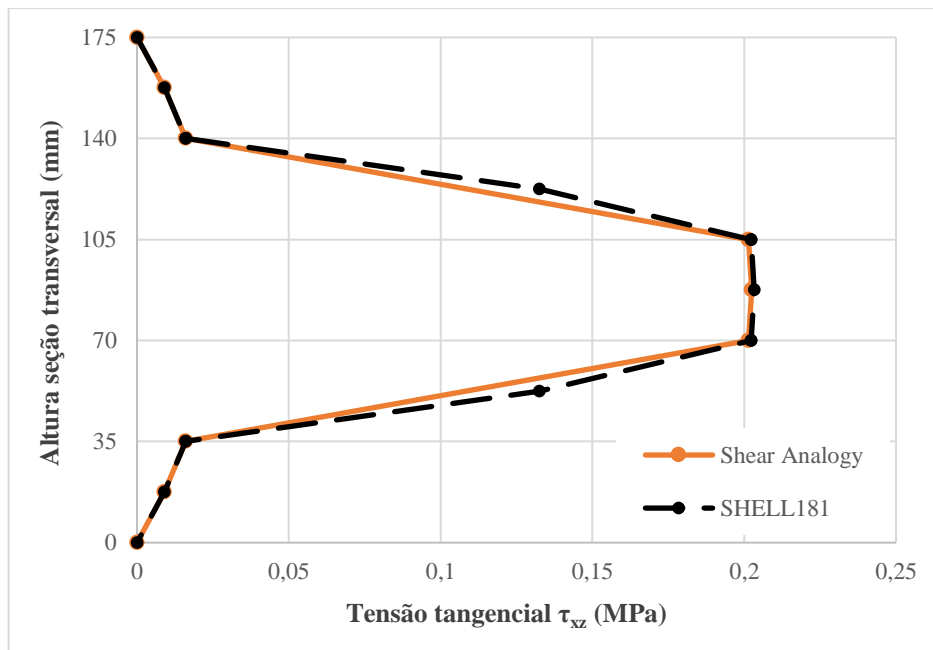


Figura 83 – Tensões  $\tau_{xz}$  ao longo da altura em  $l/3$  da viga T2.

### 8.1.2 Simulação numérica do CLT vs. Teorias de Placa

Stürzenbecher *et al.* (2010) investigaram o comportamento estrutural do CLT em flexão fora de seu plano do ponto de vista de uma placa compósita em camadas sensível ao cisalhamento, devido a sua configuração em camadas cruzadas e comportamento altamente anisótropo. O estudo foi realizado através de teorias de placa clássicas e de ordem superior, avaliando a resposta de placas sujeitas a distintos casos de carregamento perpendiculares ao plano, representados na Figura 84. Assim, analisaram-se numericamente os mesmos quesitos deste trabalho desde um enfoque numérico, visando comparar a precisão e alcance de um modelo mais simplificado (SHELL181) em relação a um mais exato (SOLID186). Por outro lado, realizou-se também o cálculo de frequências naturais de vibração livre de placas CLT com ambos os modelos, comparando os resultados com equações analíticas de placas.

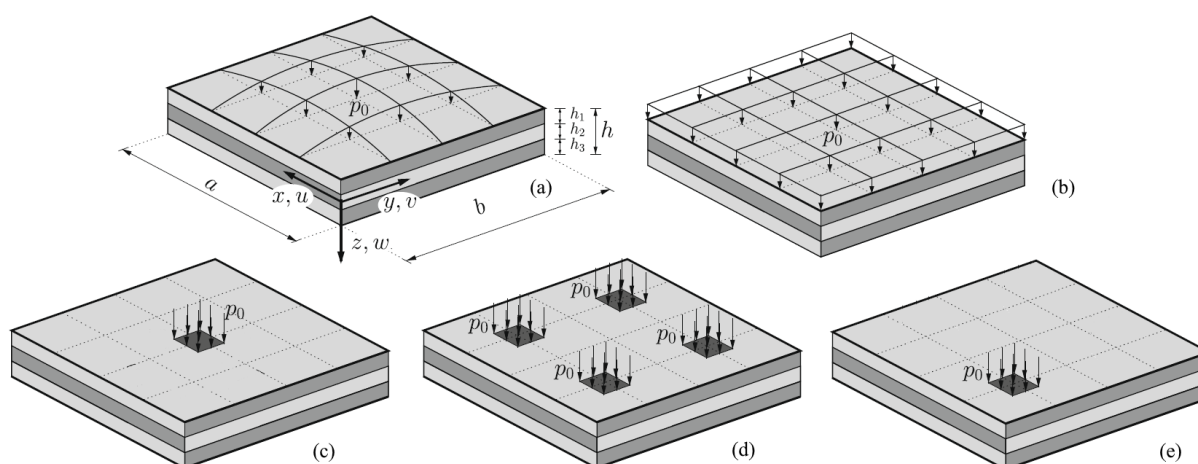


Figura 84 – Casos de carregamento abordados nas placas CLT. Adaptado de Stürzenbecher *et al.* (2010) e Czaderski *et al.* (2007)

#### 8.1.2.1 Teorias de placa consideradas

As teorias analíticas para flexão de placas laminadas classificam-se em: (i) métodos de camada única equivalente (*Equivalent Single Layer Methods – ESLM*), nos quais o número de variáveis independentes não depende do número de camadas tratadas; (ii) métodos por camadas (*Layer-Wise Methods – LWM*), os quais exibem o mesmo número de variáveis independentes para cada camada individual, o que aumenta consideravelmente sua precisão e, portanto, acarreta também um maior custo computacional com o aumento do número de camadas da placa.

A Teoria de Kirchoff para placas homogêneas e a Teoria Clássica de Compósitos Laminados, (*Classical Plate Theory – CPT*) (REDDY, 2004) são caracterizadas pela condição cinemática de que as seções transversais continuam planas durante a flexão e perpendiculares ao eixo neutro, isto é, negligenciam deformações transversais por cisalhamento. Assim, a mesma comporta três variáveis independentes, que são os deslocamentos em  $x$ ,  $y$  e  $z$ .

As Teorias de Deformação por Corte de Primeira Ordem (*First Order Shear Deformation Theory – FSDT*), como por exemplo a de Reissner-Mindlin (REDDY, 2004), introduzem o conceito de deformações transversais por cisalhamento num sentido médio, mantendo a linearidade dos deslocamentos e acrescentando duas variáveis independentes a mais para descrever a rotação das seções transversais com relação ao eixo neutro.

A Teoria de Placas de Murakami (*Murakami's Zig-Zag Plate Theory – MZZT*) (REDDY, 2004) aprimorou o conhecimento de placas laminadas inserindo o novo termo no campo de deslocamentos chamado “zig-zag”. Duas novas variáveis independentes controlam a magnitude desses deslocamentos em zig-zag nas duas direções dentro do plano da placa ( $x$  e  $y$  no caso deste trabalho), porém com a forte restrição de assumir inclinações alternadas de igual magnitude nas camadas adjacentes em relação à inclinação média da seção transversal.

A Teoria de Placas de Ren (*Ren's Plate Theory – RPT*) (REDDY, 2004) alivia a forte suposição imposta por Murakami, com base em uma hipótese sobre as tensões de cisalhamento, que considera o efeito Poisson e, portanto, a interdependência das três coordenadas ortogonais. Dessa forma, seu campo de deslocamentos também é descrito por sete variáveis independentes, e pertence, igualmente, ao grupo dos *ESLM*.

A Solução Analítica Exata de Pagano (*Exata*) (REDDY, 2004) foi considerada como uma solução de referência exata para problemas de flexão de placas laminadas, já que no marco da elasticidade geometricamente linear, existe uma solução finita para placas retangulares simplesmente apoiadas com comportamento elástico ortotrópico, onde os eixos de simetria do material coincidem com os da placa, e o carregamento é transversal do tipo sinusoidal. O processo de solução envolve seis variáveis independentes a serem determinadas para cada camada individual. Claramente, essa solução pertence ao grupo dos *LWM*, e se torna computacionalmente pesada com o aumento do número de camadas.

#### 8.1.2.2 Modelos numéricos

As placas CLT analisadas apresentam 3, 4 e 5 camadas de 30 mm cada uma, nas orientações  $[0^\circ / 90^\circ / 0^\circ]$ ,  $[0^\circ / 90^\circ / 0^\circ / 90^\circ]$ ,  $[0^\circ / 90^\circ / 0^\circ / 90^\circ / 0^\circ]$ , respectivamente. Considerou-se o comportamento da madeira como linear elástico transversalmente isotrópico.



Os parâmetros elásticos de entrada empregados por Stürzenbecher *et al.* (2010) e aqui, com exceção do item 8.1.2.6, encontram-se na Tabela 27. Esses correspondem às propriedades elásticas ortotrópicas da madeira da madeira de classe resistente C24, segundo a norma EN 338 (AENOR, 2016).

As condições de contorno foram as mesmas empregadas analiticamente por Stürzenbecher *et al.* (2010), sendo as de placa simplesmente apoiada nas quatro bordas, tanto no modelo em casca quanto no sólido. Particularmente no modelo sólido, segundo apresentado na Figura 85, consideraram-se três variações de condições de contorno somente no item 8.1.2.3, de modo a avaliar qual seria o mais adequado para a comparação com os resultados analíticos: (a) restrições aplicadas somente nos nós laterais do plano médio, como nas teorias de placa; (b) restrições aplicadas nos nós laterais do plano inferior; (c) restrições aplicadas em todos os nós das faces laterais, salvo os nós de vértice.

Tabela 27 – Parâmetros elásticos de entrada dos modelos numéricos.

$E_L$ (MPa)	$E_T$ (MPa)	$E_R$ (MPa)	$G_{LT}$ (MPa)	$G_{TR}$ (MPa)	$G_{LR}$ (MPa)	$\nu_{LT}$ (-)	$\nu_{TR}$ (-)	$\nu_{LR}$ (-)
11.000	370	370	690	50	690	0,440	0,640	0,440

Fonte: (STÜRZENBECHER, HOFSTETTER e EBERHARDSTEINER, 2010)

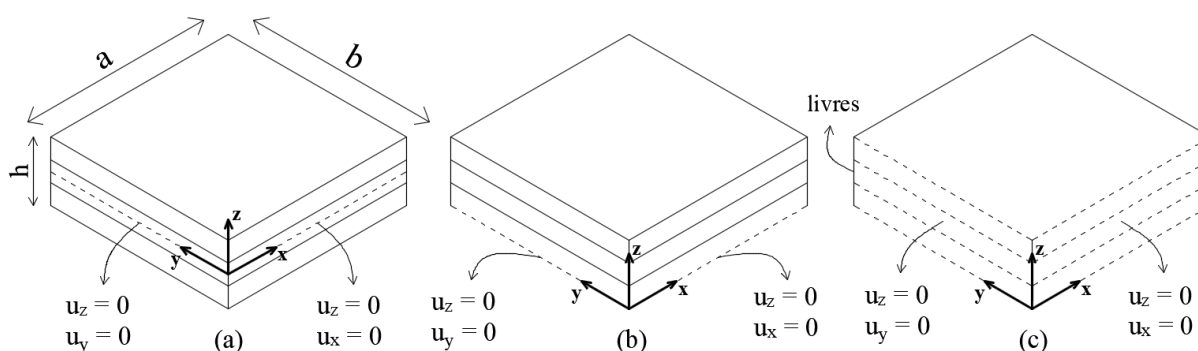


Figura 85 – Condições de contorno consideradas nos modelos numéricos: (a) SHELL181 e SOLID186; (b) SOLID186; (c) SOLID186.

Em ambos os modelos, casca e sólido, foi possível utilizar malhas mapeadas devido à regularidade da geometria, criando, assim, uma malha de grande uniformidade com elementos finitos quadriláteros e hexaédricos. Especificamente nos modelos em sólido, Ansys Inc. (2019) recomenda utilizar múltiplos elementos ao longo de cada camada de uma estrutura laminada

para obter resultados de cisalhamento mais precisos. Dessa maneira, comprovou-se no item 8.1.2.3 que a presença de dois elementos em cada camada é suficiente para obter de forma correta as tensões tangenciais. Logo, garantiram-se dois elementos ao longo da espessura de cada camada da placa na totalidade dos modelos em sólido utilizados.

Foram realizados estudos de refinamento de malha nos itens 8.1.2.3 (carga distribuída superficialmente em placa moderadamente espessa) e 8.1.2.6 (cargas concentradas em placa esbelta), considerando o primeiro caso como representativo de todos os demais itens restantes. O tamanho de elemento máximo foi controlado com o comando *ESIZE*, variando convenientemente de 150 mm a 30 mm por serem múltiplos das dimensões de placa e áreas de carregamento tratadas. Os parâmetros de avaliação considerados foram a convergência de resultados e o erro de energia estrutural individual nos pontos de interesse e em porcentual relativo da malha como um todo.

A hipótese de continuidade comumente empregada nas formulações de elementos finitos baseadas em deslocamentos, resultam num campo contínuo de deslocamentos de elemento a elemento, porém também em um campo descontínuo de tensões. A fim de obter tensões mais aceitáveis, é feita a média das tensões nodais de cada elemento. Nesse contexto, o erro de energia estrutural (conceitualmente semelhante à energia de deformação), representa a discrepância entre o campo de tensões calculado e o campo de tensões globalmente contínuo. Para poder determiná-lo no Ansys (comandos *PLESOL-SERR* e *PRERR*), a análise deve ser linear (material e geometria), isotrópica e, no caso do elemento SHELL181, empregando uma única camada. Este cálculo independe da magnitude do carregamento e dos parâmetros elásticos atribuídos ao material (ANSYS, INC., 2019)

Nesse contexto, os critérios para a escolha das malhas definitivas foram assegurar que: (i) o erro de energia estrutural nas áreas de interesse fosse menor que 0,001; (ii) o porcentual de erro relativo de energia estrutural esteja em torno de 5%; (iii) que a diferença de resultados de dois refinamentos consecutivos seja menor a 5%.

### 8.1.2.3 Distribuição de tensões e deslocamentos

Aplicaram-se os modelos numéricos a uma placa CLT moderadamente espessa ( $a/h = 10$ ) de 5 camadas, sujeita a um carregamento transversal bisinusoidal com amplitude igual a  $0,5 \text{ N/mm}^2$ , distribuído em toda sua superfície (**vide** Figura 84a). Analisaram-se as tensões normais,  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  e  $\sigma_z$ , e o deslocamento vertical  $w$  na posição  $(a/2; b/2; z)$ , e as tensões tangenciais  $\tau_{xz}$  e  $\tau_{yz}$  em  $(0; b/2; z)$  e  $(a/2; 0; z)$ , respectivamente.

Após analisar os resultados com as três condições de contorno apresentadas na Figura 85, observou-se pouca influência dessas nos valores máximos de tensões normais ( $< 5\%$ ). Considerando o deslocamento vertical no centro da placa, a condição de restrição (b) apresentou um valor superior as outras ( $> 13\%$ ). O verdadeiro problema encontrado no uso das condições (a) e (b) se revelou na obtenção das tensões tangenciais, cujos valores máximos e mínimos encontram-se no ponto médio das arestas da placa, isto é, em  $(a/2 ; 0 ; z)$  e  $(0 ; b/2 ; z)$ . Esses pontos tornam-se pontos de singularidade na malha de elementos finitos, devido à concentração de cargas na única linha de apoios presente em cada aresta, provocando tensões locais infinitas e, por conseguinte, diagramas errôneos (**vide** Figura 86). Considerou-se que essa questão não merece um refinamento local da malha, pelo que se decidiu estender as restrições aplicadas no plano médio e inferior, à totalidade dos nós laterais da espessura da placa, cuja condição corresponde à Figura 84c. Nota-se que os nós de vértice se deixam livres, pois caso contrário, atuariam com engastes. Dessa maneira, as arestas da placa podem rotar livremente da mesma forma que nas teorias de placa e a solução de Pagano, porém, agora com uma restrição distribuída na altura das bordas e não mais concentrada em linhas. Por fim, essa condição de contorno foi também adotada para os próximos itens, exceto o 8.1.2.6 e 8.1.2.7.

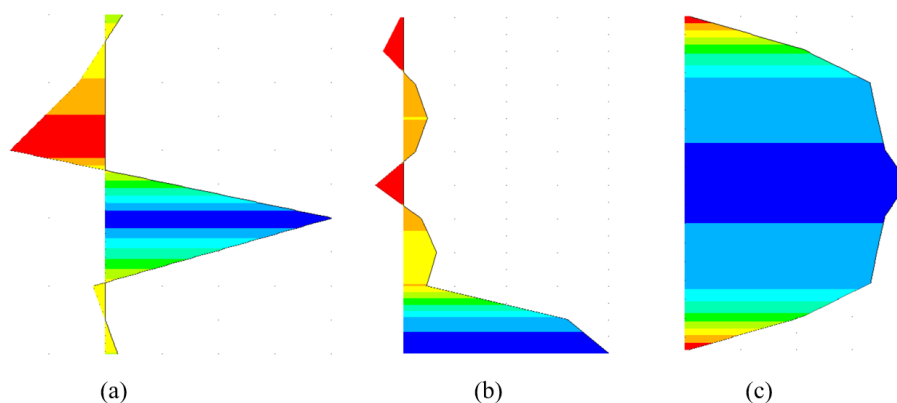


Figura 86 – Diagramas de tensão  $\tau_{xz}$  obtidos com as respectivas condições de contorno da Figura 85.

Os resultados do estudo de malha encontram-se na Tabela 28. Foram empregadas malhas de elementos finitos com 2.500 elementos – 5.101 nós e 9.000 elementos – 40.641 nós para os modelos em casca e sólido, respectivamente (**vide** Figura 87). Dito de outra forma, a densidade de elementos finitos utilizada foi de 50 e 30 elementos por aresta de camada para os modelos em SHELL181 e SOLID186, respectivamente.

Tabela 28 – Estudo de malhas para placa com carregamento bisinusoidal.

	SHELL181				SOLID186		
Tamanho máx. elemento	150	75	50	30*	150	75	50*
$w$ (mm)	12,79	12,98	13,02	13,04	11,70	11,84	11,87
$\sigma_x$ (MPa)	22,64	23,25	23,36	23,42	25,07	25,16	25,17
Erro relativo** (%)	19,09	11,45	8,50	5,69	3,09	2,64	2,46

\* Adotado;  
 \*\* Erro de energia estrutural relativo de toda a malha de elementos finitos.

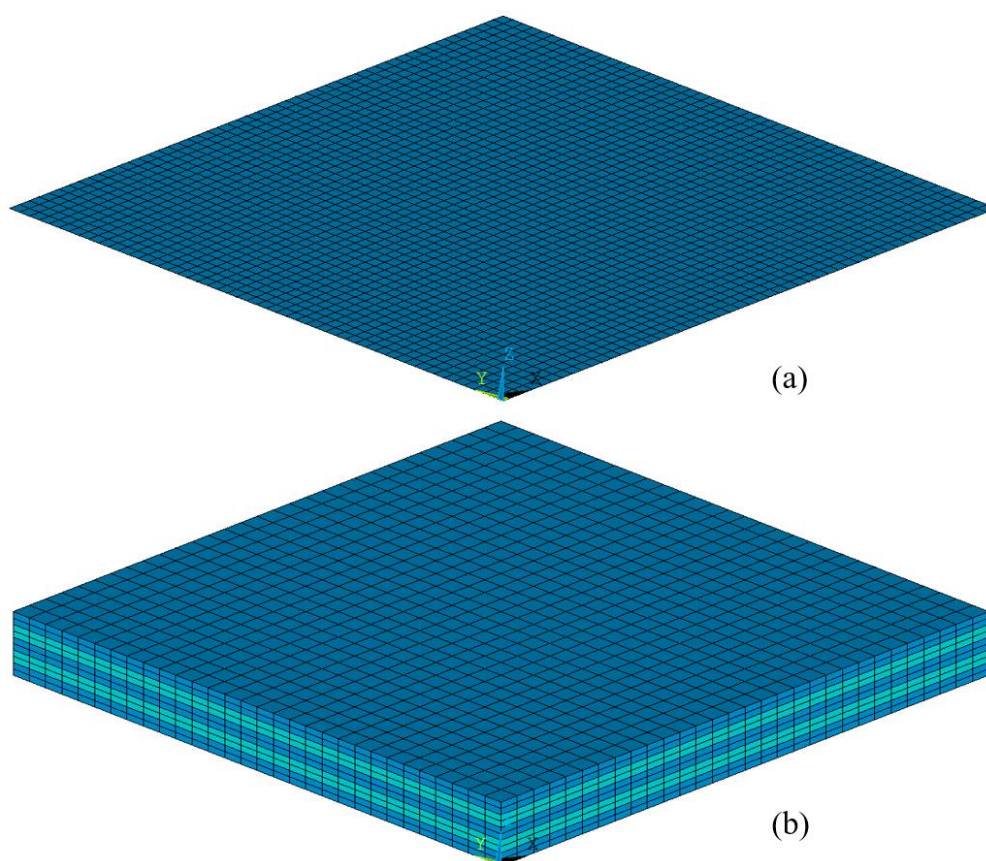
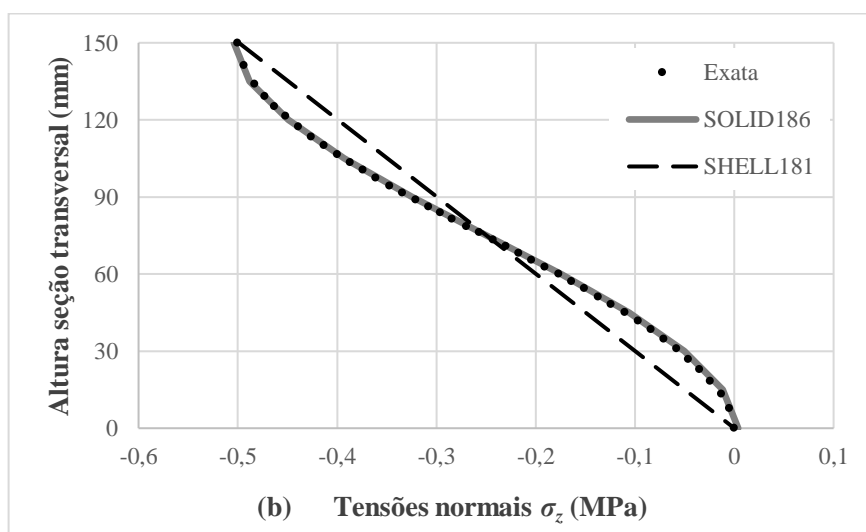
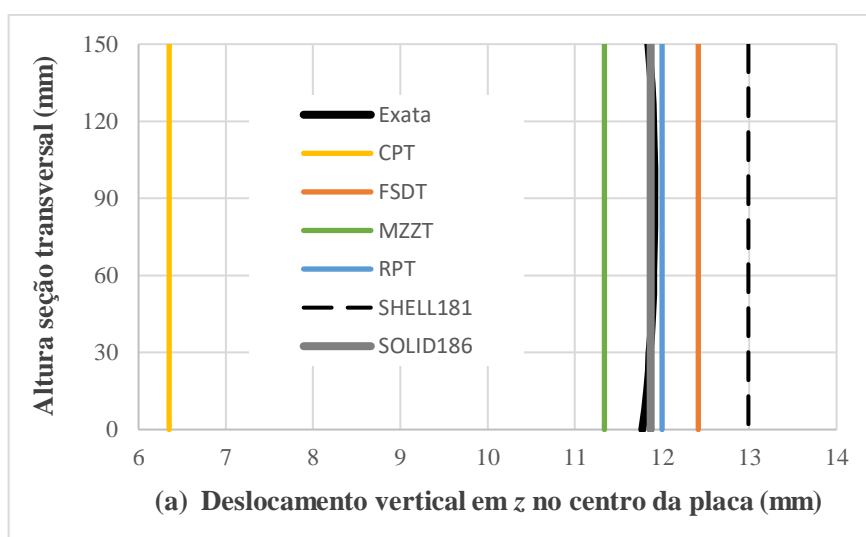
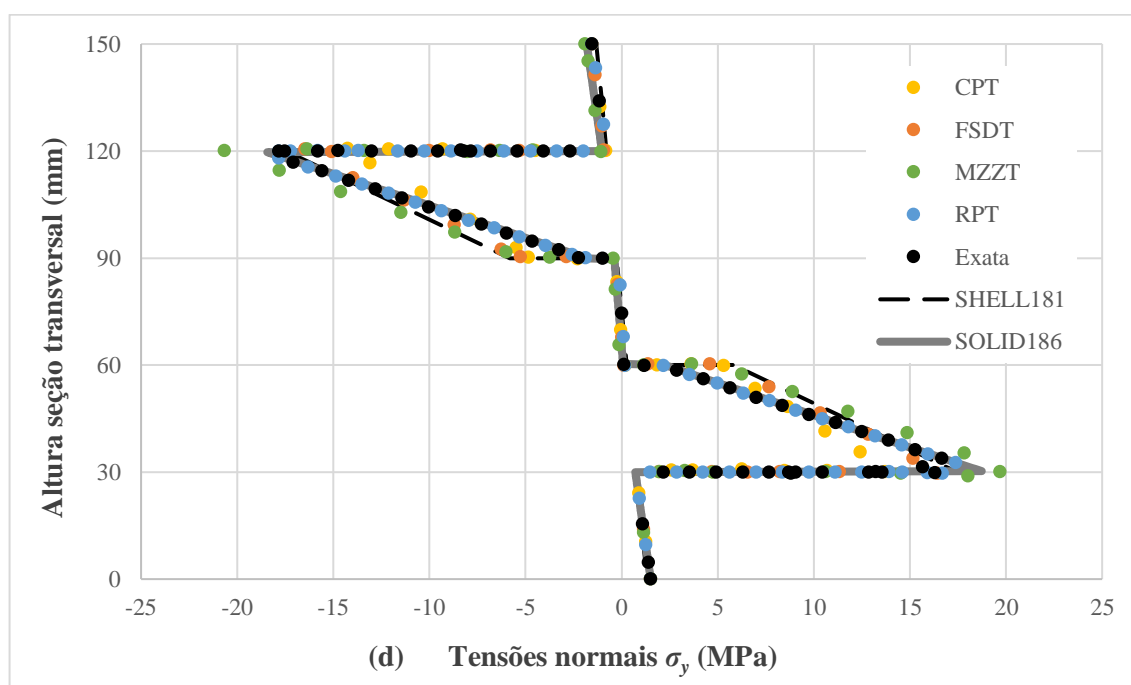
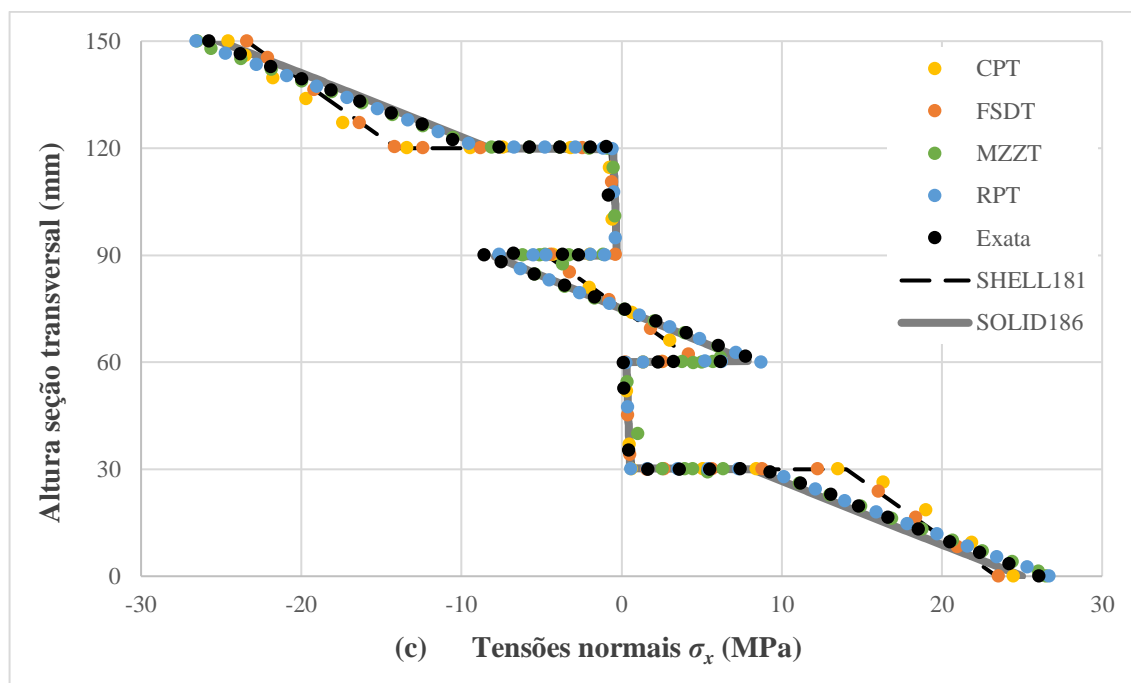


Figura 87 – Malhas de elementos finitos empregadas nos modelos em: (a) SHELL181; (b) SOLID186, cujos elementos em cor ciano indicam as camadas cruzadas.

O conjunto de gráficos da Figura 88 apresentam os resultados de deslocamento vertical no centro da placa e tensões internas de ambos os modelos numéricos vs. as de teorias de placa e solução de referência de Pagano calculados por Stürzenbecher *et al.* (2010). Nota-se que para as tensões normais  $\sigma_x$  e  $\sigma_y$ , ambos os modelos exibiram o formato característico de discontinuidades nas fronteiras entre camadas e inclinações consideravelmente distintas nas

camadas mais e menos rígidas. De maneira geral, o modelo sólido apresentou boa concordância com a solução de Pagano, enquanto que o modelo em casca coincidiu com a FSDT, conforme esperado, subestimando em torno de 9% as tensões  $\sigma_x$  máximas. Em relação às tensões normais ao plano da placa  $\sigma_z$ , constatou-se boa precisão do modelo sólido na reprodução da solução de Pagano, em forma de “S” ao longo das camadas, enquanto que o modelo em casca mostrou uma variação linear, porém com valores extremos corretos. O deslocamento vertical  $w$  máximo determinado pelo modelo sólido coincidiu com o da solução de Pagano, enquanto que o do modelo em casca, similarmente ao do FSDT, superestimou o valor máximo em  $\sim 9\%$ . Quanto às tensões tangenciais, o modelo sólido reproduziu com fidelidade a solução de Pagano, e o em casca superestimou os valores máximos em até 21%.





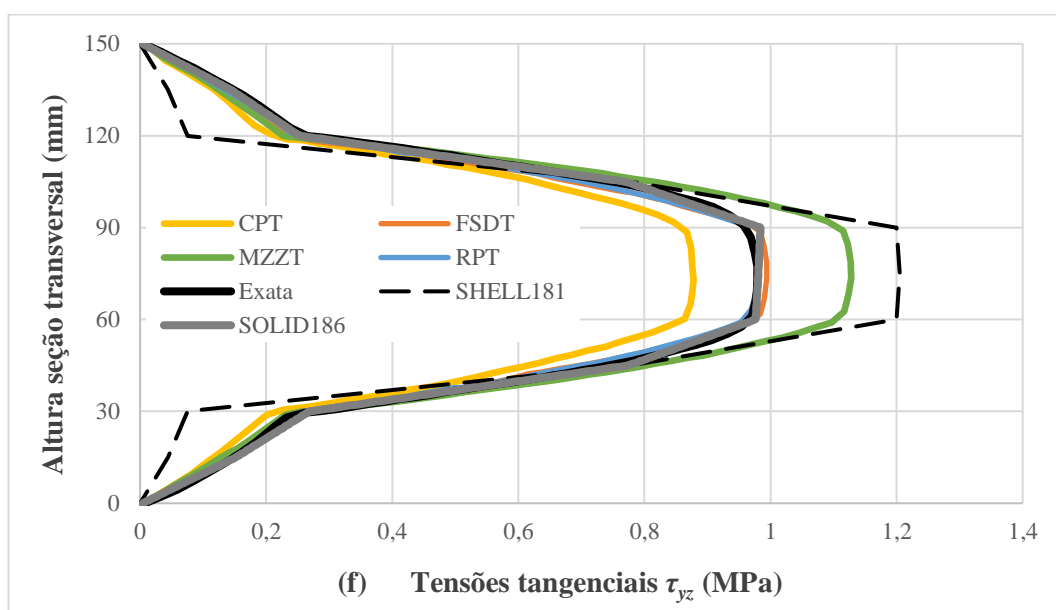
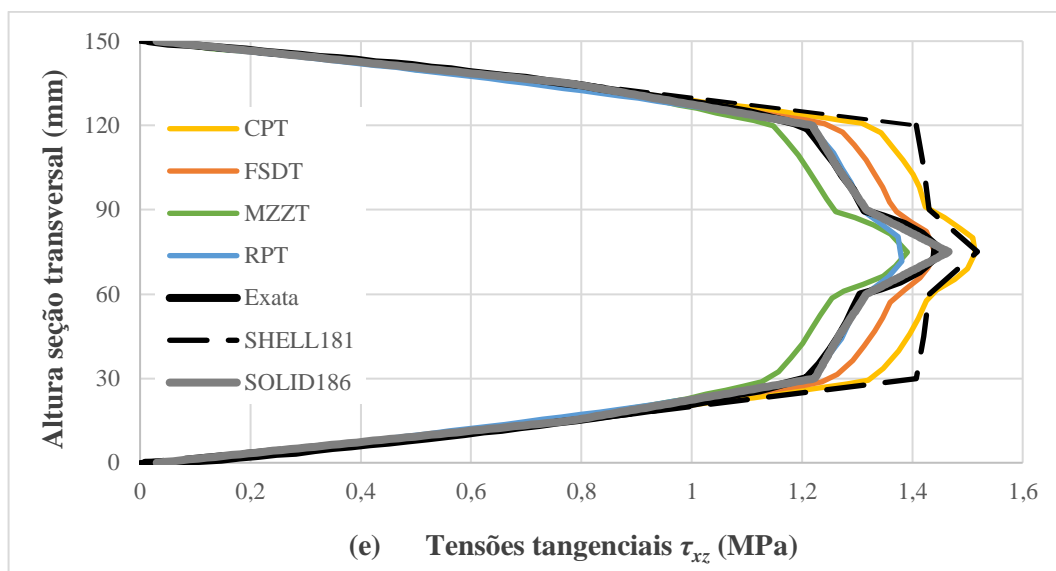


Figura 88 – Resultados da placa CLT de 5 camadas com carga bisinusoidal: (a)  $w$ ; (b)  $\sigma_z$ ; (c)  $\sigma_x$ ; (d)  $\sigma_y$ ; (e)  $\tau_{xz}$ ; (f)  $\tau_{yz}$ . Elaboração do autor e resultados adaptados de Stürzenbecher *et al.* (2010)

Por outro lado, foram analisadas as placas de 3, 4 e 5 camadas na determinação de deslocamentos ao longo da espessura, isto é, em  $x$  e  $y$  (vide Figura 89). Somente com o modelo sólido, já que o modelo em casca não fornece esses resultados quando o carregamento é unicamente perpendicular aos elementos finitos. De qualquer forma, resulta interessante observar que o modelo sólido consegue descrever corretamente esses deslocamentos ao longo da espessura das placas, com uma maior diferença nos valores extremos no caso da placa assimétrica ( $\sim 24\%$ ) em relação com a solução de Pagano.

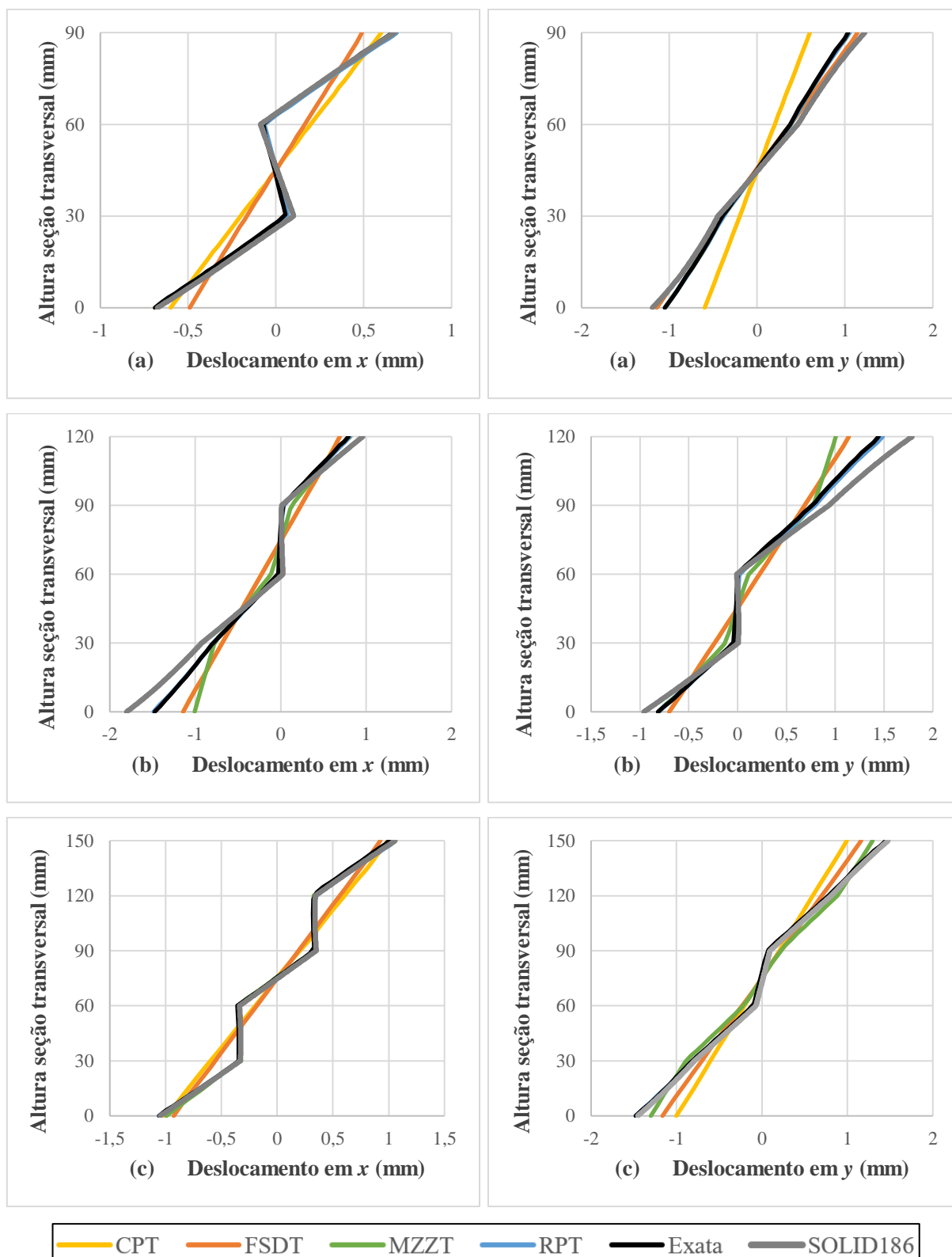


Figura 89 – Deslocamentos em  $x$  e  $y$  de placas CLT com: (a) 3 camadas; (b) 4 camadas; (c) 5 camadas. Elaboração do autor junto com resultados adaptados de Stürzenbecher *et al.* (2010)



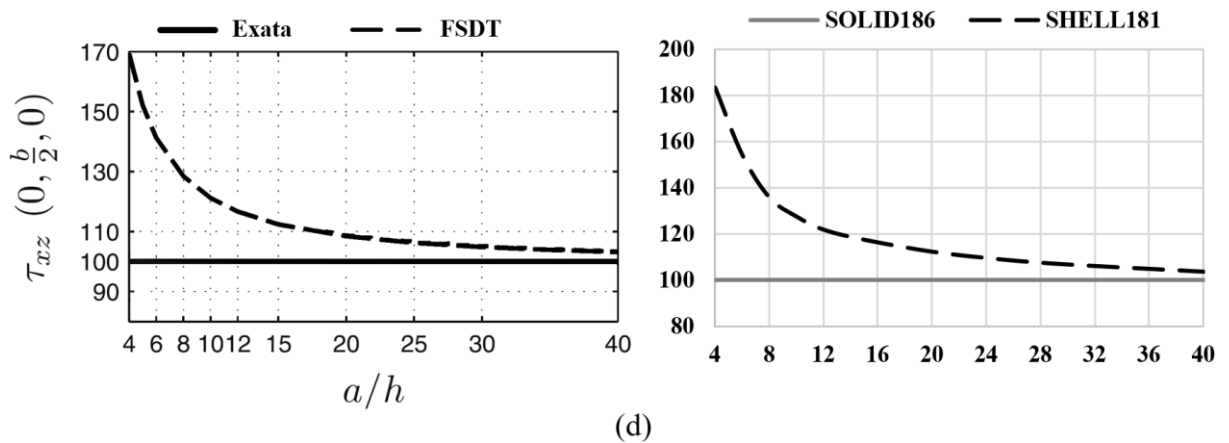
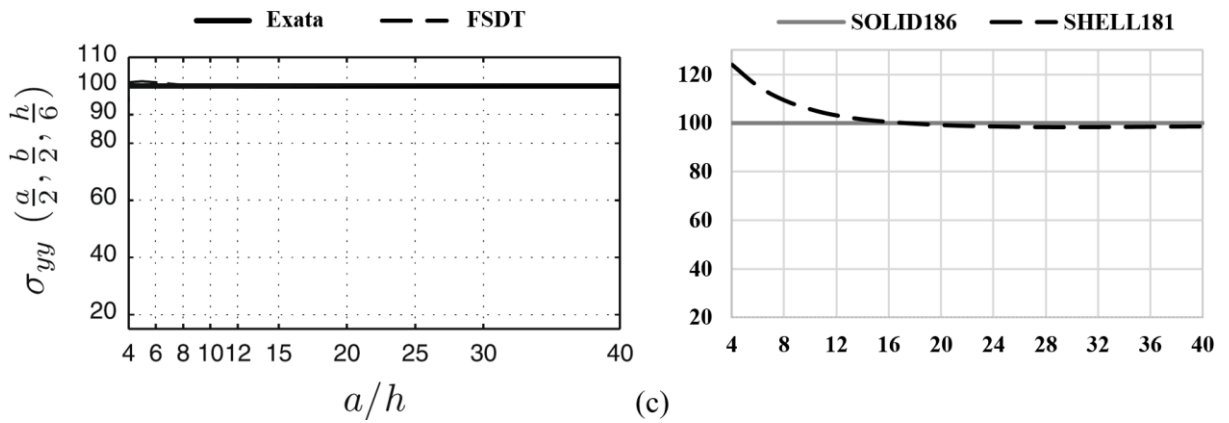
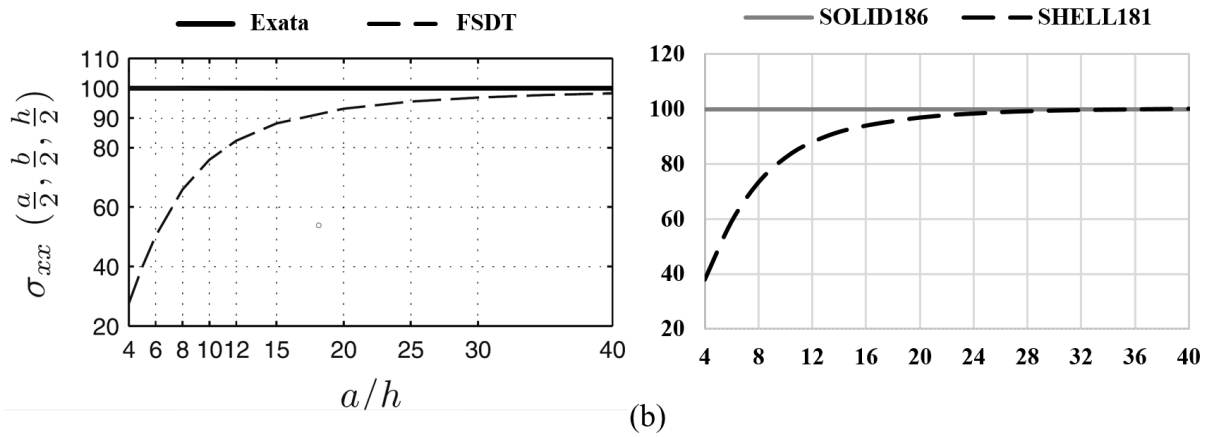
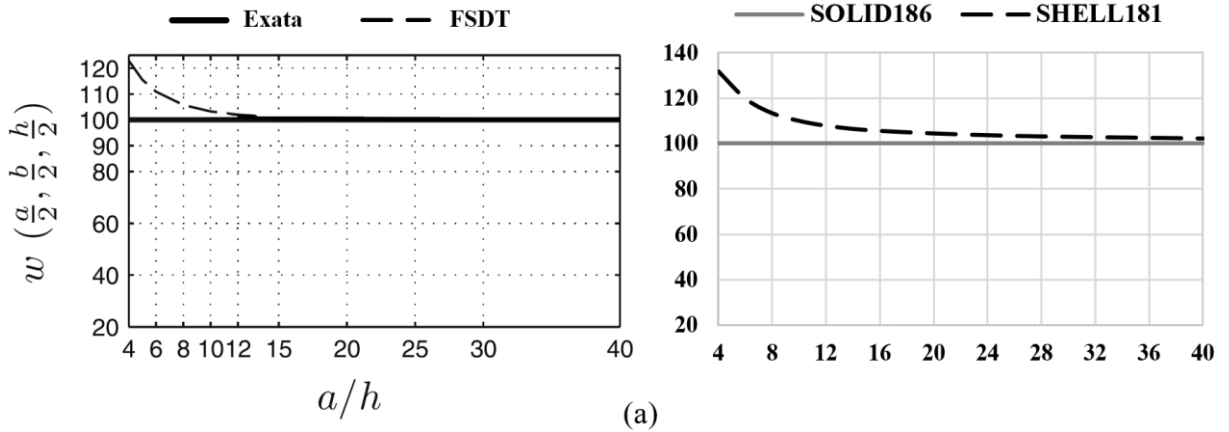
Percebe-se também que o efeito “zig-zag” é mais pronunciado nos deslocamentos em  $x$  da placa de três camadas. Isso resulta das elevadas deformações de cisalhamento na camada intermédia, produto do grande contraste de rigidez dessa com as camadas externas na direção  $x$ , em combinação com o baixo valor do módulo  $G_{TR}$ . (STÜRZENBECHER *et al.*, 2010)

#### 8.1.2.4 Efeito de esbeltez

Avaliou-se o efeito da esbeltez da placa CLT na precisão do modelo em casca com relação ao em sólido, considerando como parâmetros comparativos os valores máximos de deslocamento vertical e tensões internas. Foi analisada a placa de 3 camadas com uma carga uniformemente distribuída de  $0,5 \text{ N/mm}^2$ , segundo a Figura 84b, e com relações de esbeltez  $a/h$  variando entre 4 e 40. Foram normalizados os resultados do modelo em casca com respeito à solução em elementos sólidos, assim como feito por Stürzenbecher *et al.* (2010) para com a solução de Pagano. Para todas as relações de esbeltez, as malhas empregadas nos modelos em casca e sólido apresentam 50 e 30 elementos por cada aresta de camada, respectivamente. Os gráficos resultantes são apresentados na Figura 90 lado a lado com os determinados pelos autores do artigo base em questão.

Verifica-se, na maioria dos casos, uma taxa de convergência muito semelhante entre ambos os modelos numéricos e a observada entre a FSDT e a solução *Exata* de Pagano. Na medida em que aumenta a esbeltez da placa, os efeitos do cisalhamento diminuem, e a FSDT, assim como o elemento finito SHELL181, conseguem calcular com maior exatidão tensões e deslocamentos. Particularmente a tensão tangencial  $\tau_{yz}$  apresentou uma convergência pobre, mantendo um erro relativo aproximadamente constante de 12,5% entre  $a/h= 8$  e  $a/h= 28$ , conforme ilustrado na Figura 90e.

A taxa de convergência depende fortemente da razão  $E/G$  no plano da seção transversal das placas, uma vez que essa razão controla a formação do padrão em “zig-zag”. Em placas isotrópicas, essa razão limita-se a 3, contudo, uma placa CLT como a aqui tratada, considerando o módulo de elasticidade longitudinal das duas camadas externas e o de cisalhamento perpendicular às fibras da camada intermédia, significa uma relação  $E/G$  igual a  $11.000/50 = 220$ , causando uma convergência muito mais lenta das soluções aproximadas à exata. (STÜRZENBECHER *et al.*, 2010)



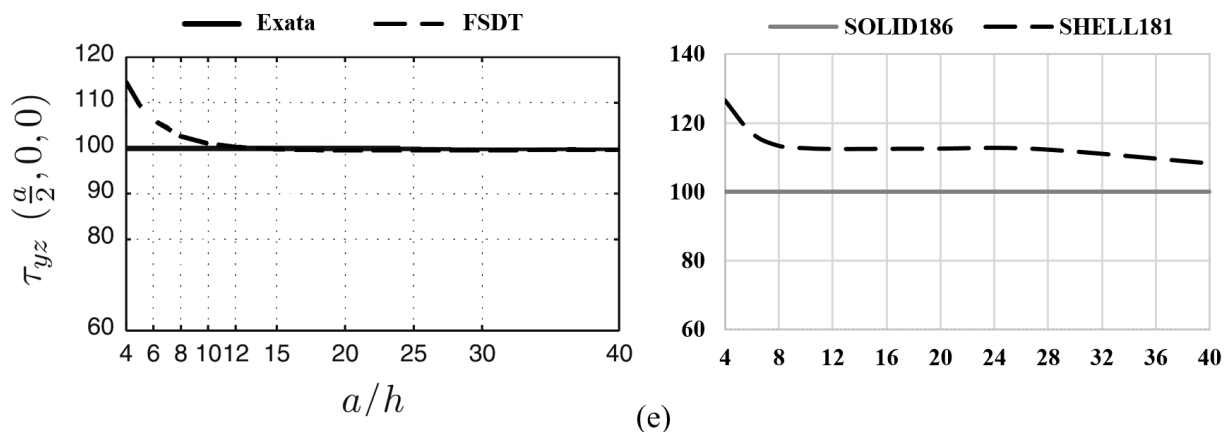


Figura 90 – Efeito da esbelteza na precisão dos modelos numéricos: (a) Deslocamento vertical no centro da placa; (b) Tensão normal em  $x$ ; (c) Tensão normal em  $y$ ; (d) Tensão tangencial em  $xz$ ; (e) Tensão tangencial em  $yz$ . Adaptado de Stürzenbecher *et al.* (2010); Elaboração do autor.

#### 8.1.2.5 Influência do fator de correção de cisalhamento ( $\kappa$ )

Os fatores de correção de cisalhamento tornam-se especialmente importantes em placas laminadas sujeitas à flexão, uma vez que a distribuição de tensões de cisalhamento transversais é praticamente parabólica (WHITNEY, 1973). Nesse contexto, Stürzenbecher *et al.* (2010) comprovaram a importância desses fatores na precisão das FSDT aplicadas em problemas de flexão de placas CLT moderadamente espessas ( $a/h = 10$ ) de 3, 4 e 5 camadas. Concluíram que a aplicação dessas teorias constitui uma ferramenta útil somente quando são empregados fatores de correção de cisalhamento apropriados. Nesse sentido, os fatores segundo Whitney (1973) levaram aos melhores resultados, o qual calcula dois fatores de correção, um para cada direção principal do plano do painel.

Como o modelo em SHELL181 é baseado na FSDT, ele emprega um método de energia equivalente para computar os fatores de correção de cisalhamento, os quais são pré-determinados com base no *layup* do elemento no início da solução. É possível acessar esses fatores com o comando *SLIST,,,FULL* após obtida a solução. Na Tabela 29, apresentam-se os valores máximos de deslocamento vertical e tensões normais em  $x$  e  $y$  obtidos pelo modelo em casca, junto com os da solução *Exata* de referência e os da FSDT empregando o fator convencional de  $5/6$  proposto por Reissner e os pares de fatores de Whitney (1973).

Tabela 29 – Efeito dos fatores de correção de cisalhamento na precisão do modelo em SHELL181.

<b>Análise</b>	<b>Exata</b>	<b>FSDT (Reissner)</b>	<b>FSDT (Whitney)</b>	<b>SHELL181</b>
CLT-3C	-	$\kappa = 5/6$	$\kappa_1 = 0,154 ; \kappa_2 = 0,753$	$\kappa_1 = 0,154 ; \kappa_2 = 0,753$
$w$ (mm)	11,65	7,14 (-38,66)	12,03 (3,30)	12,86 (10,43)
$\sigma_x$ (MPa)	39,82	34,33 (-13,79)	30,23 (-24,07)	32,7 (-17,88)
$\sigma_y$ (MPa)	18,57	9,89 (-46,77)	18,53 (-0,26)	21,98 (18,34)
CLT-4C	-	$\kappa = 5/6$	$\kappa_1 = 0,157 ; \kappa_2 = 0,157$	$\kappa_1 = 0,157 ; \kappa_2 = 0,157$
$w$ (mm)	15,71	10,77 (-31,45)	16,93 (7,77)	17,94 (14,19)
$\sigma_x$ (MPa)	32,68	29,72 (-9,07)	29,61 (-9,38)	33,13 (1,38)
$\sigma_y$ (MPa)	34,43	30,99 (-10,01)	30,81 (-10,52)	33,13 (-3,78)
CLT-5C	-	$\kappa = 5/6$	$\kappa_1 = 0,157 ; \kappa_2 = 0,157$	$\kappa_1 = 0,157 ; \kappa_2 = 0,157$
$w$ (mm)	18,08	11,97 (-33,78)	18,85 (4,26)	19,92 (10,18)
$\sigma_x$ (MPa)	36,53	34,75 (-4,88)	32,98 (-9,71)	35,41 (-3,07)
$\sigma_y$ (MPa)	25,72	21,06 (-18,12)	23,44 (-8,87)	25,18 (-2,10)

CLT-3C, CLT-4C e CLT-5C: placa CLT de 3, 4 e 5 camadas, respectivamente;  
 $\kappa_1$  e  $\kappa_2$ : fatores de correção de cisalhamento na direção  $x$  e  $y$ , respectivamente;  
 Valores entre parêntesis representam o erro relativo à solução *Exata*.

Observa-se que as estimativas segundo Reissner subestimam severamente as deflexões, indicando a necessidade de uma maior consideração das deformações por cisalhamento dos painéis CLT. Verifica-se que os fatores de correção calculados no modelo em casca coincidem com os de Whitney (1973) para os três casos analisados. Os erros relativos absolutos estão entre 1,38% e 18,34%, cujos maiores valores correspondem às placas de 3 e 4 camadas. A diminuição do número de camadas de uma placa CLT acompanha um aumento da sua anisotropia e sensibilidade ao cisalhamento (**vide** Figura 89a). Ainda, uma configuração desbalanceada de camadas causa assimetria dos deslocamentos  $x$  e  $y$  ao longo da espessura, e um valor não nulo no seu plano médio (**vide** Figura 89b). Ambos casos desafiam as suposições das FSDT, o que deriva em um limite de aplicabilidade para as mesmas, e por conseguinte, para o modelo em SHELL181, mesmo que este empregue os fatores de correção de cisalhamento mais adequados. Considerando que a grande maioria dos *softwares* comerciais de dimensionamento de lajes em CLT emprega elementos finitos de casca, como é o caso de Lucena (2017), deve-se prestar especial atenção nos fatores de correção de cisalhamento calculados por estes programas.

### 8.1.2.6 Correlação com dados experimentais

O desempenho dos modelos numéricos foi avaliado em relação aos dados experimentais em regime elástico de Czaderski *et al.* (2007), os quais testaram painéis CLT de 70 mm de espessura em duas configurações de três camadas: uma de espessuras 10 mm – 50 mm – 10 mm e a outra em 25 mm – 20 mm – 25 mm, ambas com uma relação de esbeltez de  $a/h = 35$ . Essas placas foram submetidas a três situações de carregamento, todas envolvendo cargas concentradas em uma ou mais subáreas de 150 mm x 150 mm: (i) subárea única central na placa ( $Cl_{mp}$ ) (vide Figura 84c); (ii) 4 subáreas localizadas nos quartos de lado da placa ( $Cl_{4qp}$ ) (vide Figura 84d); (iii) subárea única localizada em um quarto de lado da placa ( $Cl_{qp}$ ) (vide Figura 84e). Os parâmetros de entrada elásticos foram os mesmos indicados em Czaderski *et al.* (2007). As condições de contorno adotadas foram as correspondentes com a Figura 85b, com a adição de restrição do deslocamento vertical ( $u_z = 0$ ) nos nós de aresta superiores, seguindo a descrição dos autores do experimento.

A Tabela 30 apresenta os resultados da análise de malhas para o pior caso de carregamento ( $Cl_{qp}$ ) empregando um valor de  $E_L = 12.000$  MPa. Esse caso é o que produz maior erro de energia estrutural por ser um carregamento assimétrico. Por fim, logo dessa análise, adotaram-se malhas de elementos finitos com 7.056 elementos – 7.225 nós e 16.224 elementos – 75.101 nós para os modelos em casca e sólido, respectivamente.

Tabela 30 – Estudo de malhas para o caso de carga  $Cl_{qp}$ .

	SHELL181				SOLID186		
Tamanho máx. elemento	150	75	50	30*	150	75	50*
$w$ (mm)	15,61	15,75	15,77	15,81	15,74	15,78	15,79
$\sigma_x$ (MPa)	19,04	22,93	23,77	24,55	24,89	34,05	32,47
Erro relativo** (%)	19,75	11,80	9,30	6,63	8,91	4,26	3,31

\* Adotado;  
 \*\* Erro de energia estrutural relativo de toda a malha de elementos finitos.

A Tabela 31 apresenta os resultados máximos de deslocamentos verticais  $w$  e tensões normais  $\sigma_x$  obtidos experimentalmente por Czaderski *et al.* (2007), analiticamente por Stürzenbecher *et al.* (2010) (FSDT e *Exata*) e numericamente deste trabalho, junto com os correspondentes erros relativos ao experimento. Constata-se que os deslocamentos obtidos por ambos os modelos numéricos resultaram praticamente iguais entre si (diferença menor a 1%) e em relação às teorias de placa, a maioria com um erro relativo em torno a 7%, devido à elevada

esbeltez dos painéis ensaiados. No caso das tensões, somente o modelo sólido apresentou uma concordância razoável com os valores experimentais, além de excelente concordância com a solução de Pagano. O modelo em casca, seguindo a mesma tendência da FSDT, subestimou as tensões em torno de 20%, indicando que a convergência apresentada na Figura 90 para uma carga uniformemente distribuída não ocorre tão rapidamente para cargas concentradas. Deve-se salientar que as propriedades de entrada empregadas provêm da média de medições de  $E_L$  realizadas através de ultrassom das lamelas constituintes de cada painel, e ademais, as tensões experimentais foram derivadas analiticamente a partir das deformações de tração e considerando apenas os módulos de elasticidade das lamelas da camada inferior dos painéis.

Tabela 31 – Valores experimentais de Czaderski *et al.* (2007) comparados com os analíticos de Stürzenbecher *et al.* (2010) e os numéricos do presente trabalho.

$E_L$ (MPa)	Carrgto.	$w$ (mm)					Erro relativo (%)		
		Exp.	SHELL 181	SOLID 186	FSDT	RPT	Exata	SHELL 181	SOLID 186
11.500	$Cl_{4qp}$	33,8	35,05	34,97	34,14	34,17	34,16	3,70	3,46
12.500	$Cl_{4qp}$	30,2	32,19	32,13	31,37	31,40	31,39	6,59	6,39
10.500	$Cl_{4qp}^*$	33,1	35,41	35,34	34,17	34,21	34,19	6,98	6,77
12.500	$Cl_{4qp}^*$	28,6	29,72	29,67	28,57	28,60	28,58	3,92	3,74
11.500	$Cl_{mp}$	20,9	21,27	21,26	20,89	20,88	20,84	1,77	1,72
12.500	$Cl_{mp}$	18,2	19,5	19,49	19,16	19,15	19,11	7,14	7,09
10.000	$Cl_{qp}^{**}$	17,2	19,06	19,03	18,47	18,50	18,48	10,81	10,64
12.000	$Cl_{qp}$	15,0	15,81	15,79	15,34	15,36	15,35	5,40	5,27
		$\sigma_x$ (MPa)							
11.500	$Cl_{4qp}$	27,7	20,94	26,10	20,41	26,88	26,35	-24,40	-5,78
12.500	$Cl_{4qp}$	27,2	21,06	26,02	20,55	26,79	26,26	-22,57	-4,34
10.500	$Cl_{4qp}^*$	26,8	22,27	29,47	21,89	30,48	29,17	-16,90	9,96
12.500	$Cl_{4qp}^*$	28,2	22,34	29,38	21,98	30,40	29,09	-20,78	4,18
11.500	$Cl_{mp}$	28,1	20,43	26,1	20,41	26,88	26,35	-27,30	-7,12
12.500	$Cl_{mp}$	23,4	20,56	26,02	20,55	26,79	26,26	-12,14	11,20
10.000	$Cl_{qp}^{**}$	25,0	24,41	32,59	24,49	34,09	33,35	-2,36	30,36
12.000	$Cl_{qp}$	32,3	24,55	32,47	24,65	33,96	33,32	-23,99	0,53

\* Placas CLT com configuração 25 mm – 20 mm – 25 mm;

\*\* Caso com maior erro relativo aos dados experimentais, também citado por Stürzenbecher *et al.* (2010).

### 8.1.2.7 Análise modal

A placa CLT de 3 camadas foi investigada com relação ao seu comportamento dinâmico, para as mesmas relações de esbelteza de  $a/h$  entre 4 e 40, e com as condições de contorno da Figura 85b. As frequências naturais foram determinadas empregando o *solver* de autovalores e autovetores *Block Lanczos*. As malhas de elementos finitos seguiram o mesmo padrão que no item 8.1.2.4.

Com o intuito de se obter uma solução analítica inferior e superior, também foi aplicada a equação (71) dos estudos de Hussain e Naeem (2018) na determinação da frequência fundamental de vibração livre de uma placa isotrópica homogênea simplesmente apoiada em todas as bordas. Essa equação tem origem na teoria de propagação de ondas, a qual é um método aproximado baseado em autovalores de funções características de vigas. Para tal, foram idealizados dois casos simplificadores, admitindo a placa como isotrópica: (i) placa maciça com  $E=E_0=E_L$ ; e (ii) placa maciça com  $E=E_{90}=E_R=E_T$ . Desse modo, consideraram-se placas homogêneas com a rigidez mínima e máxima da madeira que compõe o painel CLT. Considerou-se uma densidade de  $420 \text{ kg/m}^3$ , correspondente com a classe resistente C24 segundo (AENOR, 2016), e os coeficientes de Poisson da Tabela 27. Por fim, aplicando-se a equação (72), apresentada por Wallner-Novak *et al.* (2018), calculou-se a frequência fundamental de vibração da placa CLT como ortótropa, considerando-se as rigidezes efetivas em ambas as direções principais.

$$f_1 = \frac{\pi}{2} \left( \frac{1}{a^2} + \frac{1}{b^2} \right) \sqrt{\frac{EI}{m}} ; \quad EI = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} \quad (71)$$

Sendo:

$f_1$ : frequência fundamental de vibração livre, em Hz;

$a$ ,  $b$  e  $h$ : comprimento, largura e espessura da placa, respectivamente;

$E$  e  $\nu$ : módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson do material.

$$f_1 = \frac{\pi}{2a^2} \sqrt{\frac{EI_{eff,0}}{\rho A_{eff}} \left[ 1 + \left( \frac{a}{b} \right)^4 \left( \frac{EI_{eff,90}}{EI_{eff,0}} \right) \right]} \quad (72)$$

Sendo:

$A_{eff}$ : área efetiva transversal;  $EI_{eff,0}$  e  $EI_{eff,90}$ : rigidezes efetivas nas direções longitudinal e transversal, respectivamente, calculadas pelo método *Shear Analogy*.

A Tabela 32 contém as três primeiras frequências naturais de placas CLT espessas e esbeltas, obtidas com a solução numérica em casca e sólido. Comparando com as soluções inferiores e superiores antes mencionadas, evidencia-se que a diferença entre as mesmas diminui na medida em que a placa se torna mais esbelta, aumentando sua efetividade como estimador da frequência fundamental da placa CLT real. Verificou-se, também, a proximidade dos resultados numéricos em relação aos obtidos com a equação (72), especialmente para as relações de esbelteza entre 25 e 40.

Tabela 32 – Frequências naturais (Hz) de placas CLT.

$a/h$	SHELL181			SOLID186			Simplificação isotrópica: Hussain e Naeem (2018)		Wallner-Novak <i>et al.</i> (2018)
	$f_1$	$f_2$	$f_3$	$f_1$	$f_2$	$f_3$	$E_{90}$	$E_0$	
							$f_1$	$f_1$	
10	198,68	335,36	444,35	193,69	317,44	332,53	112,37	612,70	262,15
25	42,74	66,88	114,42	42,59	66,49	113,24	17,98	98,03	41,94
40	17,65	27,45	46,67	17,65	27,43	46,59	7,02	38,29	16,38

Por último, realizou-se um teste de convergência entre ambos os modelos numéricos em função da esbelteza da placa, com os resultados normalizados em relação ao modelo sólido, conforme ilustrado na Figura 91. Constatou-se uma boa concordância entre ambos a partir de uma relação de esbelteza aproximada de  $a/h=8$ , sendo que a partir de  $a/h=15$  comprova-se uma semelhança assintótica.

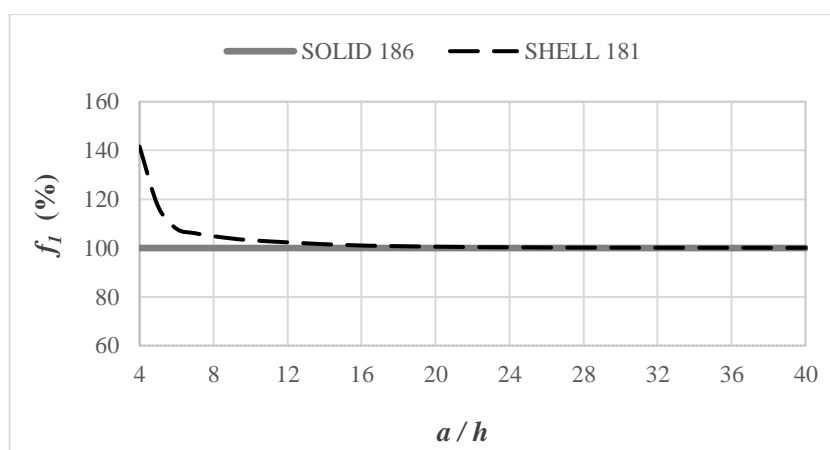


Figura 91 – Efeito da esbelteza na determinação da frequência fundamental do modelo em casca em relação com o em sólido.



## 8.2 ANÁLISE DO CLT EM COMPRESSÃO PERPENDICULAR AO PLANO

Neste item apresenta-se a simulação numérica dos experimentos realizados no Capítulo 6, começando pela descrição detalhada do modelo numérico desenvolvido para logo prosseguir com a validação do mesmo junto com a análise e discussão dos resultados.

### 8.2.1 Modelo numérico

A madeira foi modelada com um modelo constitutivo elastoplástico transversalmente isotrópico, com critério de escoamento de Hill e endurecimento isotrópico bilinear. A simplificação de endurecimento isotrópico considera-se suficiente neste caso devido a carga ser monotônica crescente. Foram empregados unicamente elementos SOLID186, devido a que o elemento SHELL181 não permite modelar casos de compressão, já que neste, as cargas e as condições de contorno se encontram aplicadas no mesmo e único plano de nós.

Foram desenvolvidos dois modelos diferentes em relação à consideração das lamelas de uma mesma camada. No Modelo I cada camada foi considerada como um elemento maciço de madeira, o qual corresponderia a um caso de placa CLT com colagem perfeita entre laterais de lamelas adjacentes. No Modelo II foi considerada a discretização das lamelas de cada camada, e introduzindo um vazio de 1 mm entre elas (**vide** Figura 92), o qual corresponderia a um caso de colagem nula entre laterais de lamelas e, portanto, impedindo a distribuição lateral de tensões entre lamelas adjacentes. A posição dos vazios nos cubos foi adotada de maneira aproximada quanto aos CPs ensaiados, e nas placas de acordo a posição exata conhecida de cada lamela, segundo a Figura 48. Ambos os modelos admitiram colagem perfeita entre faces de lamelas, assim como também apresentam as mesmas dimensões totais dos CPs prismáticos e em placa.

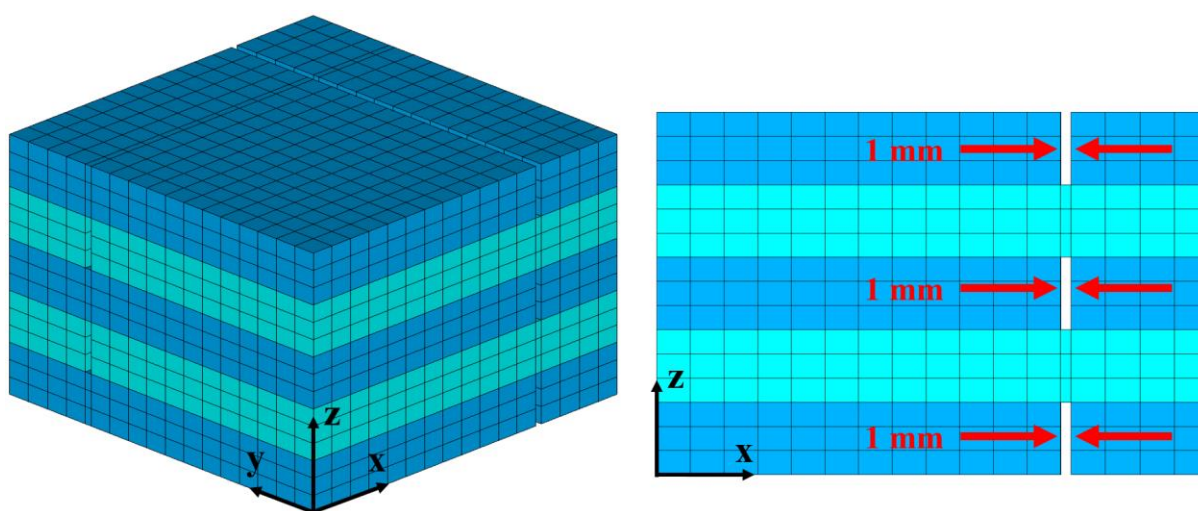


Figura 92 – Modelo numérico II aplicado a um cubo da Série A.

A introdução da carga foi aplicada diretamente sobre CLT e estabelecida em deslocamentos, salvo no caso de análises para um determinado nível de carregamento. Foi considerada a geometria completa do problema tanto para os prismas quanto para as placas, porém estas últimas também foram modeladas com dupla simetria, de forma a reduzir o custo computacional e simultaneamente observar o estado de tensões interno. As condições de contorno aplicadas tanto no caso dos cubos quanto no das placas consistiu em restringir em  $u_z$  todos os nós na área de apoio, e adicionalmente, restringir no plano dois nós de vértice opostos dessa mesma área, como ilustrado na Figura 93 para o caso de uma placa da Série B. Ainda, quando introduzida a carga em forças, como a placa de aço descendeu uniformemente como um todo no ensaio, ou seja, não foi permitida sua rotação, foi necessário empregar restrições de compatibilidade em  $u_z$  nos nós da área carregada, considerando o nó central como *máster* e os restantes como *slave*.

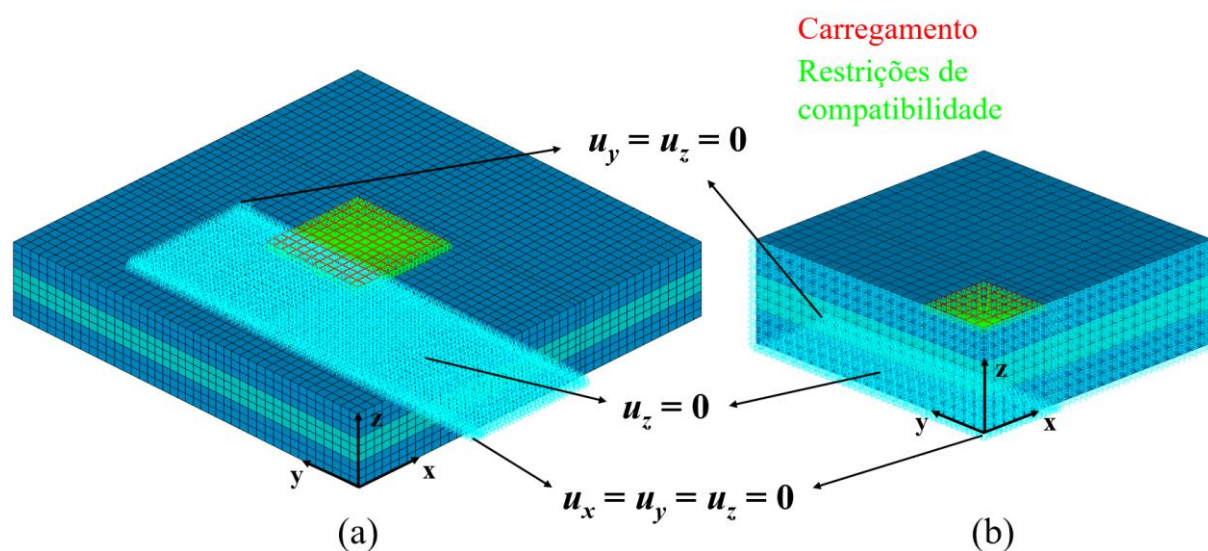


Figura 93 – Condições de contorno empregadas na simulação de placa da Série B com introdução do carregamento em forças: (a) sem simetria; (b) com dupla simetria.

As propriedades elásticas de entrada de ambos os lotes de madeira apresentam-se na Tabela 33. Para cada lote, foi adotado o módulo de elasticidade longitudinal e transversal experimentais médios menos o valor do desvio padrão correspondente, e logo diminuídos em 5% (e.g.  $E_L = (E_{c,0,m} - SD) \cdot 0,95$ ). Essa adoção atende à assimetria esquerda dos parâmetros determinada estatisticamente. Os módulos de cisalhamento foram derivados a partir de  $E_L$  com as proporcionalidades sugeridas pelos manuais de CLT e normas europeias, já aplicadas no item 7.4 (POPOVSKI, *et al.*, 2019); AENOR, 2016). Os coeficientes de Poisson foram retirados da

tabela 5-2 de Kretschmann (2010) para a espécie *Pinus elliottii* (*Slash pine*), estabelecendo um valor médio para  $\nu_{LT}$  e  $\nu_{LR}$  segundo os respectivos valores da tabela

Tabela 33 – Parâmetros de entrada elásticos empregados nos modelos.

Lote 1								
$E_L$	$E_T$	$E_R$	$G_{LT}$	$G_{TR}$	$G_{LR}$	$\nu_{LT}$	$\nu_{TR}$	$\nu_{LR}$
(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(-)	(-)	(-)
3.700	340	340	230	23	230	0,418	0,387	0,418
Lote 2								
$E_L$	$E_T$	$E_R$	$G_{LR}$	$G_{TR}$	$G_{LR}$	$\nu_{LT}$	$\nu_{TR}$	$\nu_{LR}$
(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(-)	(-)	(-)
10.300	280	280	640	64	640	0,418	0,387	0,418

Com relação aos parâmetros plásticos de Hill, a tensão de escoamento de referência ( $\sigma_o$ ) foi adotada como a determinada experimentalmente no ensaio de compressão perpendicular às fibras de cada lote de madeira ( $f_{c,90,y}$ ). Por tanto, já que  $\sigma_{yy}^y = \sigma_{zz}^z = f_{c,90,y}$ , tem-se sempre em ambas as direções perpendiculares às fibras que  $R_{yy} = R_{zz} = 1$ . A Tabela 34 apresenta os parâmetros plásticos empregados nos modelos numéricos. Os valores de tensão de escoamento de referência e módulo tangente foram adotados dentro do intervalo médio delimitados pelo desvio padrão de cada um deles, ou seja,  $f_{c,90,y} \pm SD$  e  $T \pm SD$ .

Tabela 34 – Parâmetros plásticos empregados nos modelos numéricos.

Série	Tipo de CP	$\sigma_o$	$T$	$R_{xx}$	$R_{xy} = R_{yz}$	$R_{xz}$
		(MPa)	(MPa)	(-)	(-)	(-)
A	Cubo	3,9	11	5	0,9	0,2
	Placa	4,2	21	5	0,8	0,4
B	Cubo	3,5	6	10	1,4	0,7
	Placa	3,5	9	10	1,4	0,7
C	Cubo	3,2	6	10	1,5	0,6
	Placa	3,5	14	10	1,4	0,7

## 8.2.2 Validação do modelo numérico

A validação do modelo foi estabelecida contrastando as curvas força – deslocamento experimentais com as obtidas via análise numérica. Também foram comparados os parâmetros de rigidez e de resistência de ambas abordagens, considerando a mediana como valor representativo experimental para o cálculo de erros relativos, devido ao reduzido número de CPs de CLT ensaiados. O nó considerado para a medição dos deslocamentos  $u_z$ , tanto nas placas quanto nos cubos, foi o nó central superior dos modelos. Foi realizado um estudo de malha

utilizando o Modelo II em deslocamentos, variando o tamanho máximo de elemento (*ESIZE*) e sua quantidade por espessura de camada, segundo o exemplo indicado na Tabela 35 para a Série A. Dessa forma, adotaram-se malhas com 3 elementos por espessura de camada, e um tamanho máximo de elemento de 10 mm e 15 mm para os cubos e placas, respectivamente.

A Figura 94 apresenta a deformada de um cubo da Série C e uma placa da Série B. Nota-se o perfil típico “em ondas” nos vértices do cubo, consequência do efeito Poisson e da configuração cruzada das camadas, também citado por autores como Salzman (2010), e a qual fornece o intertravamento que favorece à rigidez do elemento. No caso das placas, nota-se que a deformação ocorre de forma bem localizada, provocando elevadas tensões de compressão, tração e cisalhamento perpendicular às fibras no perímetro da área carregada.

Tabela 35 – Estudo de malha do cubo e placa da Série A.

<b>Cubo</b>					
<i>ESIZE</i>	Elementos por camada	Elementos totais	Nós totais	$\sigma_{zz}$ mín. (MPa)	$F_z$ (N)
20	2	720	4.010	-6,961	128.011
20	3	1.080	5860	-6,942	126.934
15	3	1.980	10.075	-7,178	126.828
10	3	4.080	19.620	-7,410	126.737
<b>Placa (dupla simetria)</b>					
20	2	2.550	13.284	-16,577	249.455
20	3	3.315	17.009	-18,134	247.410
15	3	5.720	28.059	-26,450	266.731

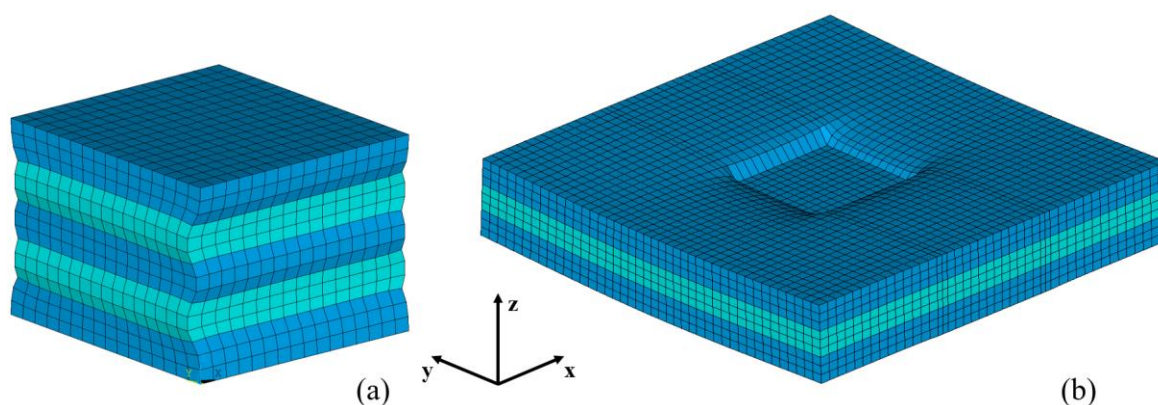


Figura 94 – Malha de elementos finitos deformada da simulação numérica (Modelo I): (a) cubo da Série C; (b) placa da Série B.

As curvas força – deslocamento numéricas e suas correspondentes experimentais são apresentadas da Figura 95 à 100, lembrando que o Modelo II considera os vazios intermitentes.

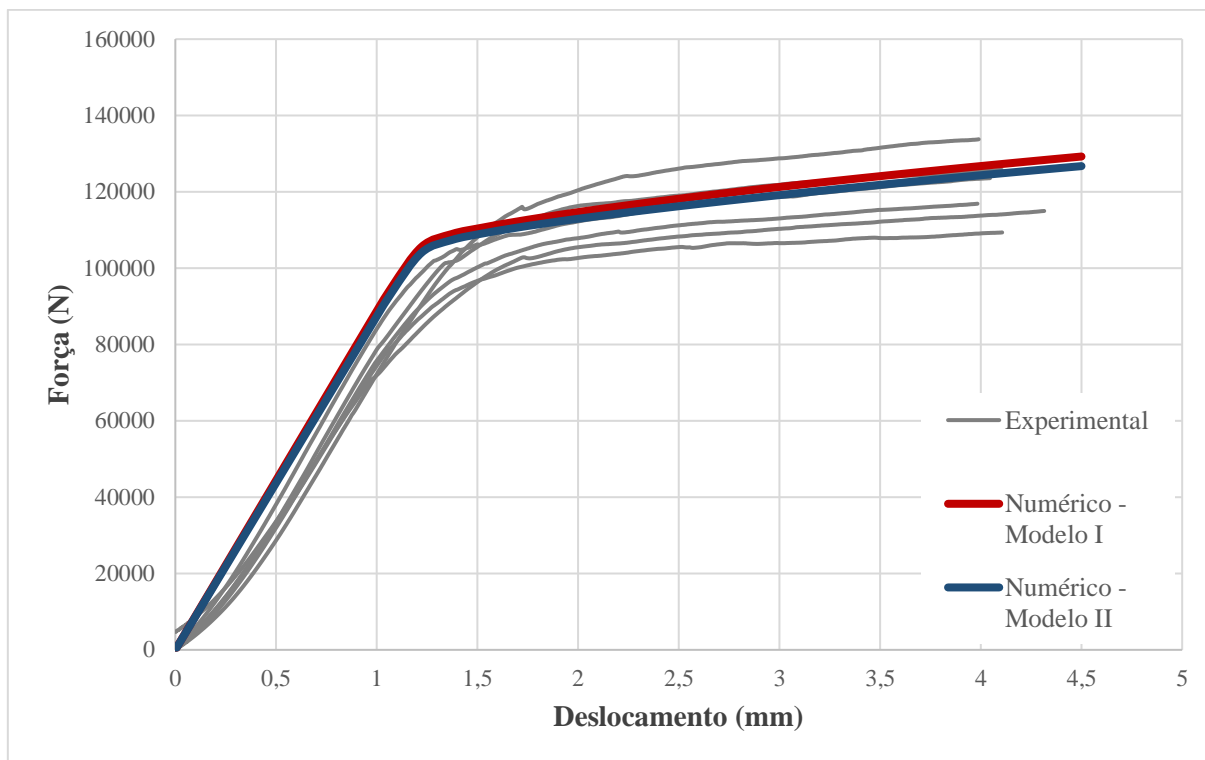


Figura 95 – Curvas força – deslocamento experimentais e numéricas dos corpos de prova cúbicos da Série A.

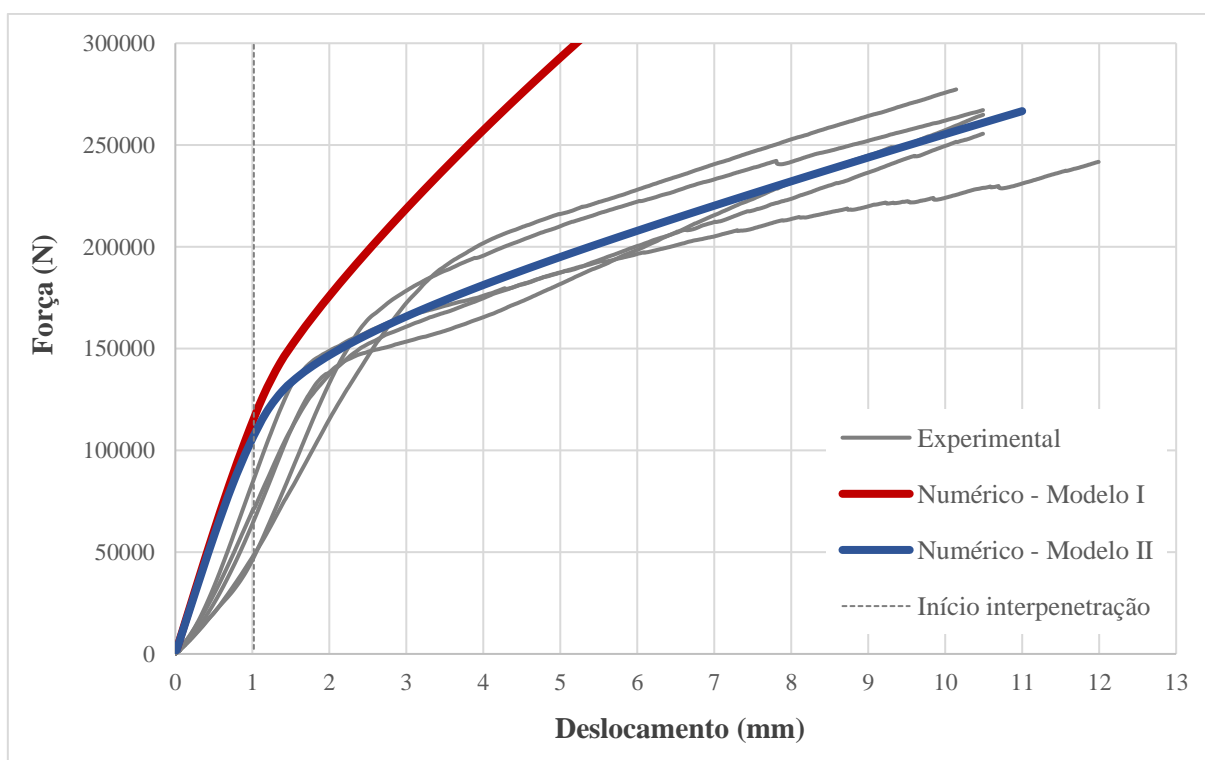


Figura 96 – Curvas força – deslocamento experimentais e numéricas dos corpos de prova em placa da Série A.

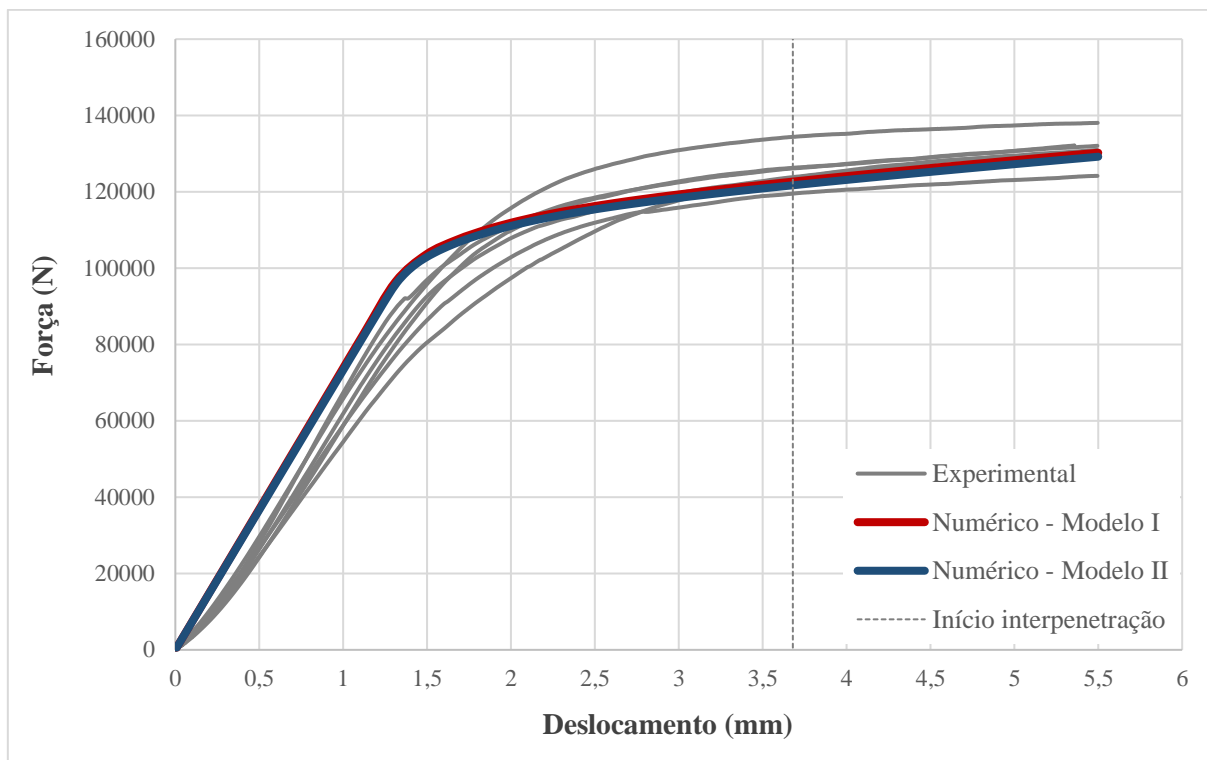


Figura 97 – Curvas força – deslocamento experimentais e numéricas dos corpos de prova cúbicos da Série B.

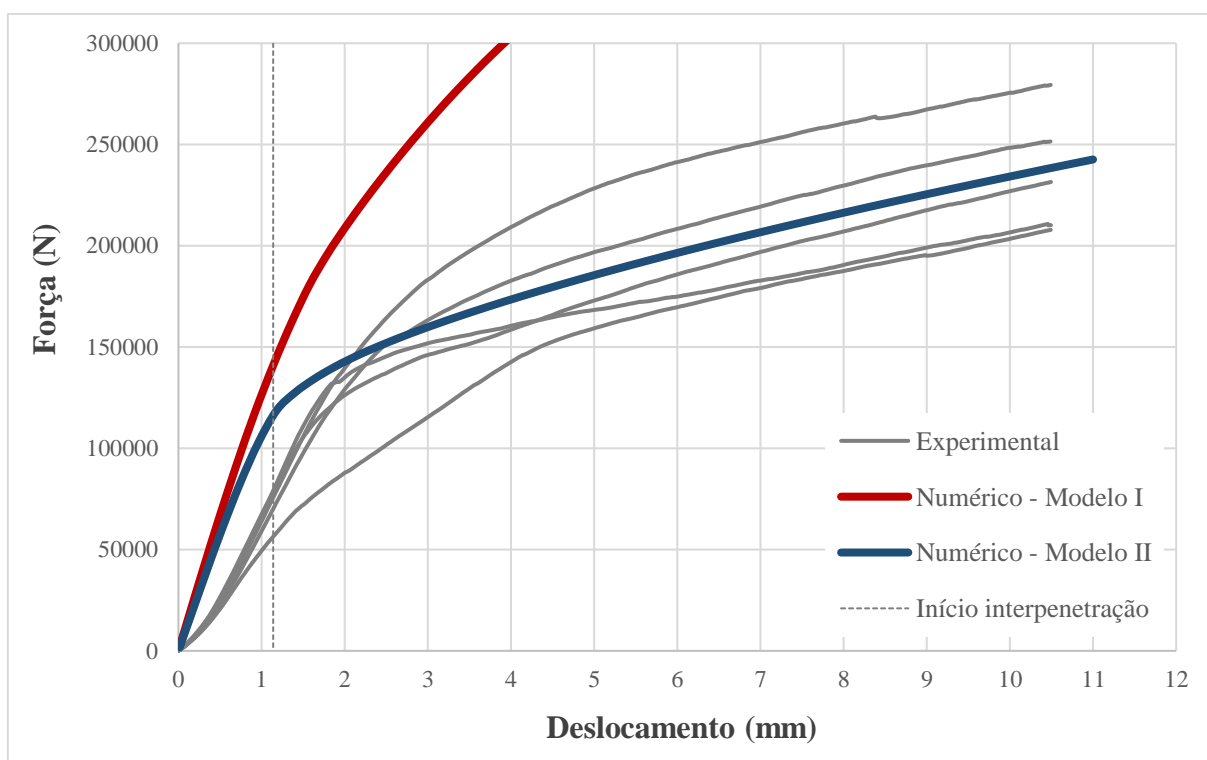


Figura 98 – Curvas força – deslocamento experimentais e numéricas dos corpos de prova em placa da Série B.

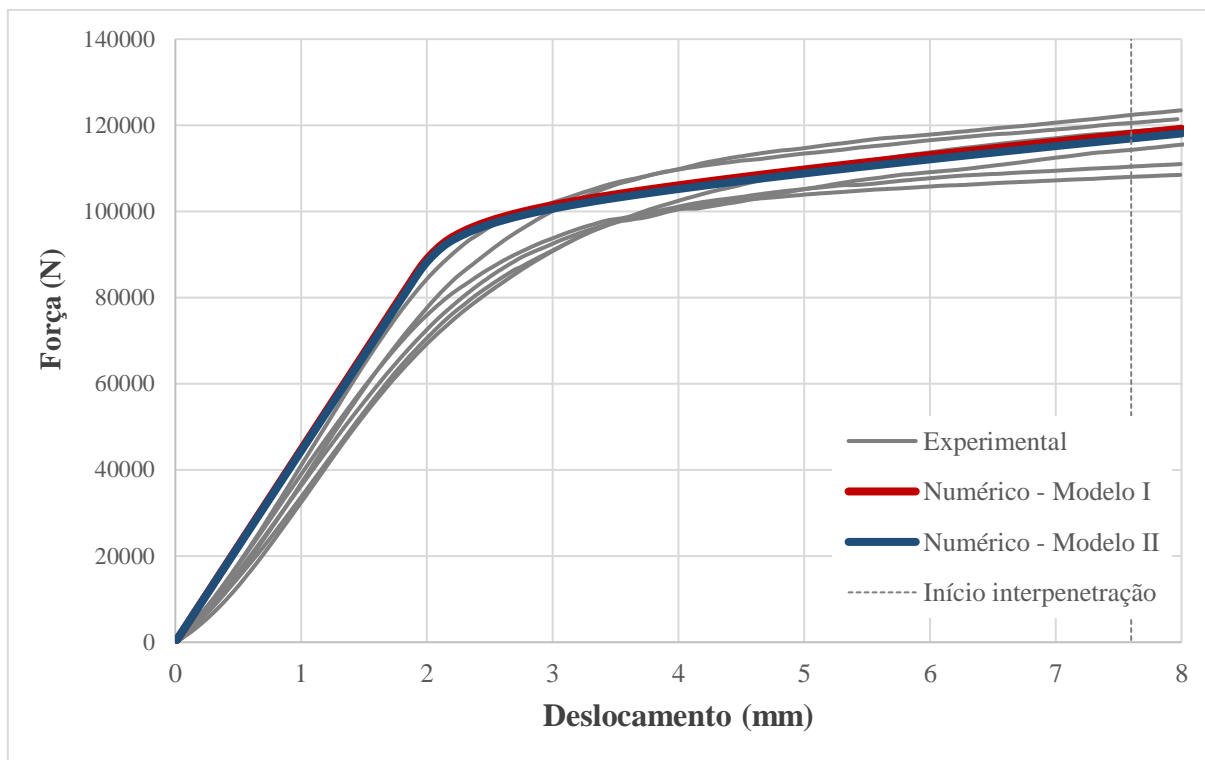


Figura 99 – Curvas força – deslocamento experimentais e numéricas dos corpos de prova cúbicos da Série C.

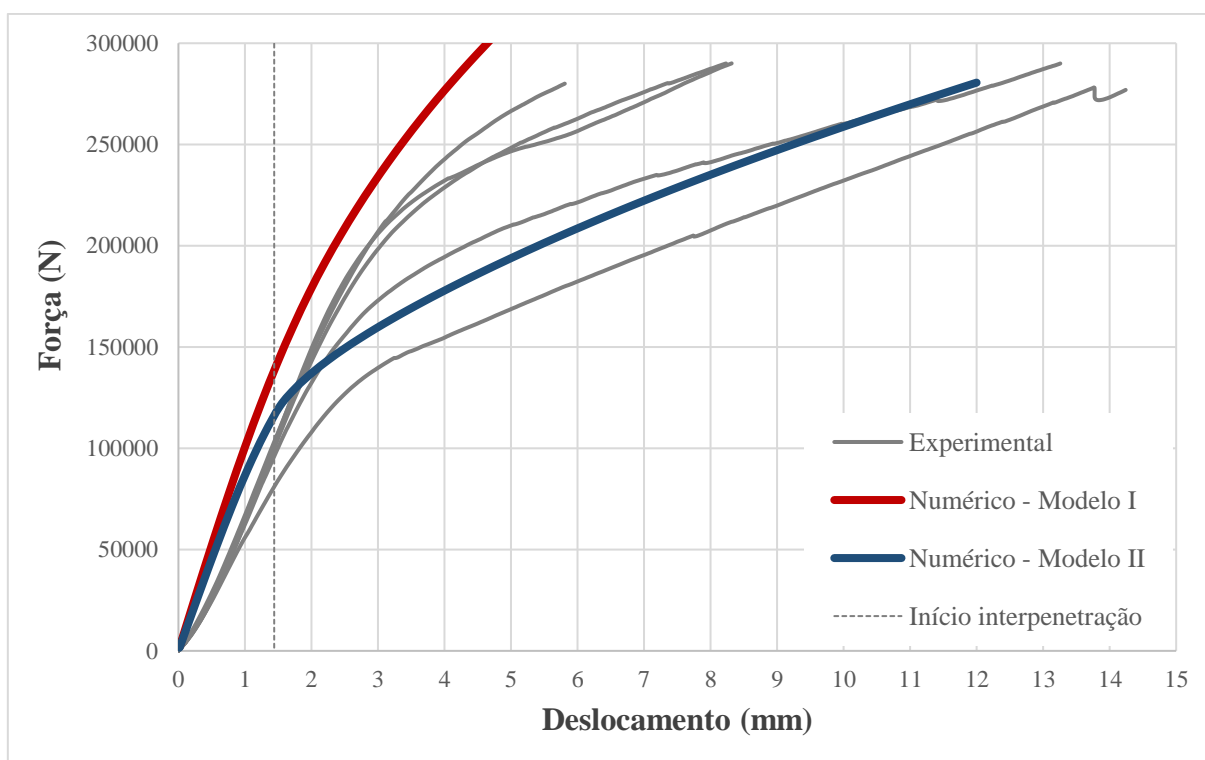


Figura 100 – Curvas força – deslocamento experimentais e numéricas dos corpos de prova em placa da Série C.



Observa-se que a consideração dos vazios entre lamelas de uma mesma camada (Modelo II) influencia fortemente os resultados, os quais apresentam uma melhor concordância com os dados experimentais comparado aos do Modelo I (sem vazios). O fato de não ter colado lateralmente as lamelas apoia esta consequência. No Modelo II, o início da plastificação ocorre de maneira mais prematura, devido à concentração de tensões nas regiões próximas aos vazios pela redução da capacidade de distribuição lateral dos esforços (**vide** Figura 101). Dessa forma, as tensões máximas de compressão se elevam e concentram primeiramente nessas intermitências antes que na região imediatamente adjacente à área carregada.

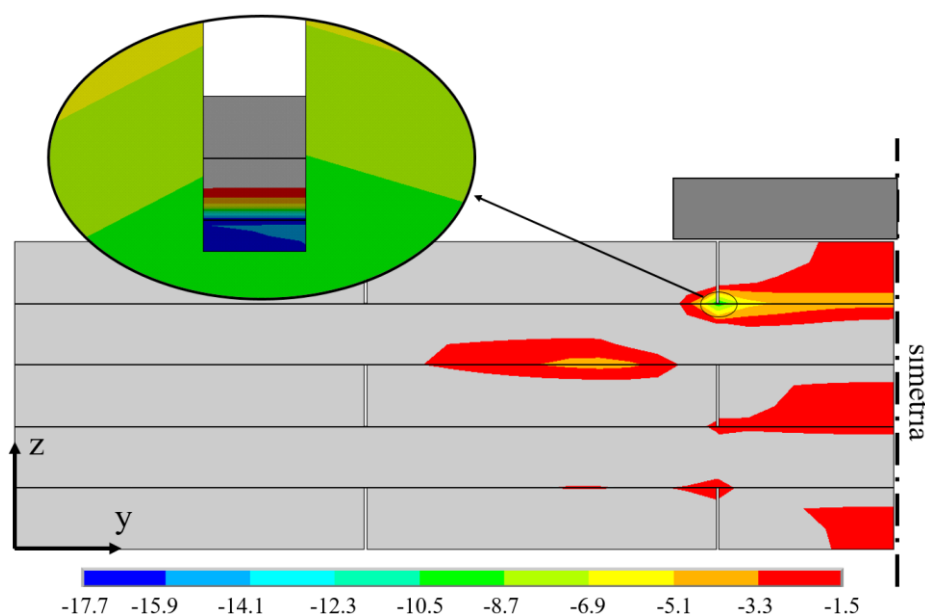


Figura 101 – Concentração de tensões normais  $\sigma_y$  (MPa) nos vazios entre lamelas, em seção transversal YZ da placa da Série A.

Deve-se salientar que, ao introduzir um vazio desse tamanho na malha de elementos finitos, é de se esperar que ocorra a interpenetração desta, induzindo efeitos de contato que aqui não foram considerados. No entanto, o Modelo II trata-se de uma primeira abordagem numérica na consideração deste efeito de colagem lateral nula em painéis CLT sujeitos à compressão. Este efeito se inicia de maneira mais tardia nas simulações dos CPs cúbicos que nos de placa. Isto deve-se ao carregamento ser aplicado uniformemente nos cubos, podendo se deformar livremente nas laterais. Inclusive, no caso da Série A, não se verifica interpenetração, uma vez que os vazios se encontram mais próximos ao centro do CP em comparação com demais séries, provocando o afastamento ao invés do fechamento das intermitências. No entanto, nos CPs em placa, os primeiros vazios fecham-se ainda antes de finalizar a região de escoamento nas curvas, e cuja localização na placa coincide com o ponto de medição de  $u_z$  (centro da placa) somente



para as séries B e C. Para a Série A, os elementos dos vazios imediatamente adjacentes à área carregada são começando a se superpor. No instante de  $F_{c,90,máx}$ , a interpenetração é de 2,18 mm para as séries A e B, e de 3,64 mm para a Série C.

As Figura 102 e 103 comparam o campo de tensões principais  $\sigma_3$  e  $\sigma_z$ , respectivamente, de ambos os modelos e para o mesmo nível de carregamento, correspondente com a resistência obtida para o Modelo II (154.750 N). Consta-se que as tensões  $\sigma_3$  de compressão no Modelo II são cerca do dobro que as do Modelo I, ocorrendo no vazio entre lamelas mais próximo à área carregada para aquele, e no perímetro carregado nesse último. Ademais, percebe-se, no Modelo II, como essas intermitências no material provocam um cone de tensões  $\sigma_z$  de menor volume e mais concentrado na área carregada, devido ao volume resistente reduzido.

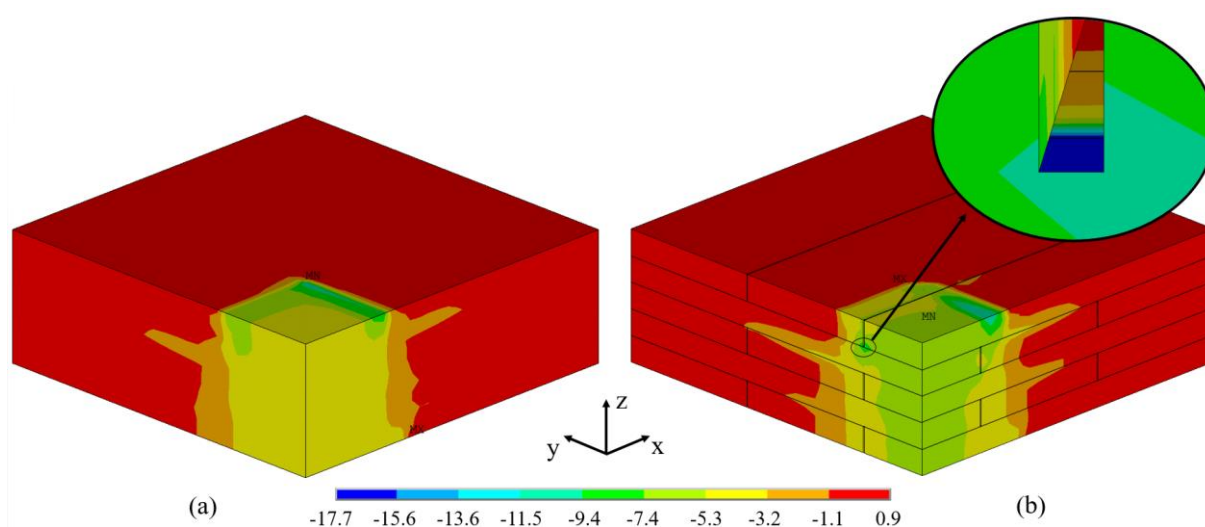


Figura 102 – Campo de tensões principais  $\sigma_3$  (MPa) da placa da Série A para a carga de resistência: (a) Modelo I; (b) Modelo II.

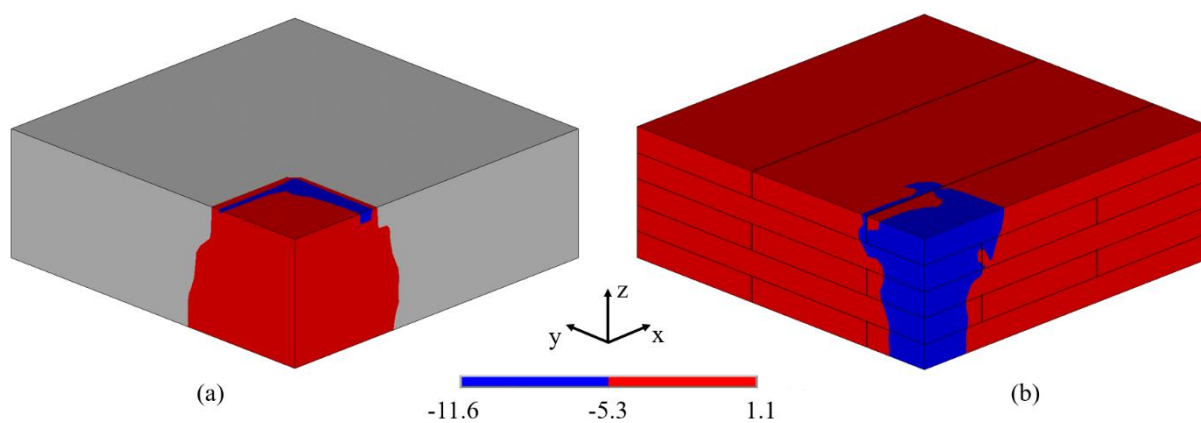


Figura 103 – Campo de tensões  $\sigma_z$  (MPa) da placa da Série A para a carga de resistência: (a) Modelo I; (b) Modelo II.

Com relação à rigidez elástica dos modelos, a Tabela 36 apresenta os valores de  $E_{c,90,CLT}$  numéricos e experimentais. Ambos os modelos resultaram mais rígidos que as determinações experimentais, conforme mostram as elevadas diferenças relativas à mediana experimental. Verifica-se que no caso dos cubos, a consideração dos vazios causou uma redução praticamente desprezível, como era esperado já que não há dispersão lateral de tensões nesse caso. Contudo, nas placas, houve uma redução média de 6,5% de um modelo para o outro.

Apesar de que os erros relativos à mediana experimental resultaram altos, os valores determinados com o Modelo II encontram-se próximos ao limite superior experimental, com exceção da placa da Série B. Possíveis razões para essa contundente diferença em rigidez, além das idealizações próprias de um modelo em elementos finitos, podem-se dever ao método de medição dos deslocamentos nos ensaios e à aleatoriedade dos anéis de crescimento das lamelas nos corpos de prova. Segundo estudos numéricos de Salzmann (2010), conforme seja a orientação dos anéis de crescimento das lamelas e sua posição relativa à medula do tronco, o autor obteve diferenças em rigidez de até 66%. Isso está diretamente relacionado com a metodologia de corte da madeira serrada da qual devém as lamelas posteriormente, como já foi representado na Figura 16. Por outro lado, He, Sun e Li (2018) reportaram que a interface de fricção entre a placa de aço de carregamento e o espécime CLT comprimido possivelmente provocaram um aumento nas medições de deformação. No caso dos ensaios deste trabalho, há duas interfaces de fricção, sendo uma entre o atuador e a placa de aço, e outra entre a placa e o espécime. Também vale mencionar que a aplicação do transdutor de deslocamentos da máquina nesse caso pode causar um retardo na medição dos deslocamentos ao começar o ensaio, representado pela não linearidade inicial das curvas experimentais.

Tabela 36 – Comparação dos módulos de elasticidade numéricos e experimentais para de todas as séries de cubos e placas CLT.

Série	Tipo de CP	$E_{c,90,CLT}$ (MPa)					Erro relativo (%)		
		Modelo I	Modelo II	Exp. Mín.	Exp. Mediana	Exp. Máx.	Modelo I	Modelo II	Modelo I vs. II
A	Cubo	364	358	308	329	357	10,71	8,91	1,63
	Placa	481	471	265	352	411	36,60	33,69	2,13
B	Cubo	303	300	240	274	303	10,52	9,67	0,77
	Placa	515	468	192	331	340	55,64	41,33	9,19
C	Cubo	306	303	259	278	309	10,19	9,32	0,79
	Placa	655	598	375	542	569	20,81	10,34	8,67

Erros de “Modelo I” e “Modelo II” relativos à mediana experimental.

Com relação às resistências, determinadas segundo a EN 408 (AENOR, 2011), a Tabela 37 apresenta os valores de  $f_{c,90,CLT}$  numéricos e experimentais. Novamente observa-se uma diferença ínfima entre os modelos no caso dos cubos. Entretanto, para as placas, a diferença média foi de 40%, devido a que a resistência em compressão perpendicular às fibras depende fundamentalmente do momento de início do escoamento, o qual ocorre para um nível de carregamento muito mais elevado para o Modelo I comparado o Modelo II. Todas as determinações com o Modelo II encontram-se dentro do intervalo experimental, estando mais próximos do limite inferior.

Tabela 37 – Comparação das resistências numéricas e experimentais para de todas as séries de cubos e placas CLT.

Série	Tipo de CP	$f_{c,90,CLT}$ (MPa)					Erro relativo (%)		
		Modelo I	Modelo II	Exp. Mín.	Exp. Mediana	Exp. Máx.	Modelo I	Modelo II	Modelo I vs. II
A	Cubo	4,56	4,49	4,08	4,39	4,94	3,94	2,20	1,67
	Placa	8,45	6,05	6,02	6,40	7,91	32,08	-5,50	28,45
B	Cubo	4,54	4,51	4,51	4,68	5,10	-2,95	-3,66	0,73
	Placa	10,59	5,79	5,72	5,96	7,94	77,75	-2,88	45,36
C	Cubo	4,11	4,10	3,95	4,10	4,49	0,16	0,03	0,14
	Placa	12,02	6,74	6,32	9,28	10,63	29,55	-27,39	43,95

Erros de “Modelo I” e “Modelo II” relativos à mediana experimental.

Realizou-se um estudo de sensibilidade com o Modelo II, variando em +20% e de maneira independente os parâmetros plásticos empregados, cujo efeito é apresentado na Figura 104 e Tabela 38. A sensibilidade foi analisada com relação à  $f_{c,90,CLT}$ , o qual é o único parâmetro plástico pertinente a nível de projeto. Como era esperado,  $R_{yy}$  e  $R_{zz}$  causam a maior alteração nos resultados, em razão de se referirem às tensões normais mais elevadas (perpendicular às fibras). Semelhantemente, o trio de  $R_{ij}$  de cisalhamento também demonstra uma variação importante, denotando a necessidade de caracterização da madeira quanto a essas propriedades. Eles definem a parte desviadora da matriz plástica  $[M]$  e resulta particularmente relevante na forma da superfície de escoamento de Hill. Isso torna-se difícil de visualizar geometricamente em tensões principais, em função de que as superfícies de escoamento anisotrópicas são de fato hipersuperfícies no espaço 6D de componentes de tensão. Contudo, é possível gerar projeções 2D ou 3D para melhor compreender as propriedades desses modelos anisotrópicos, como ilustrado na Figura 105. (NETO, PERIC e OWEN, 2008)

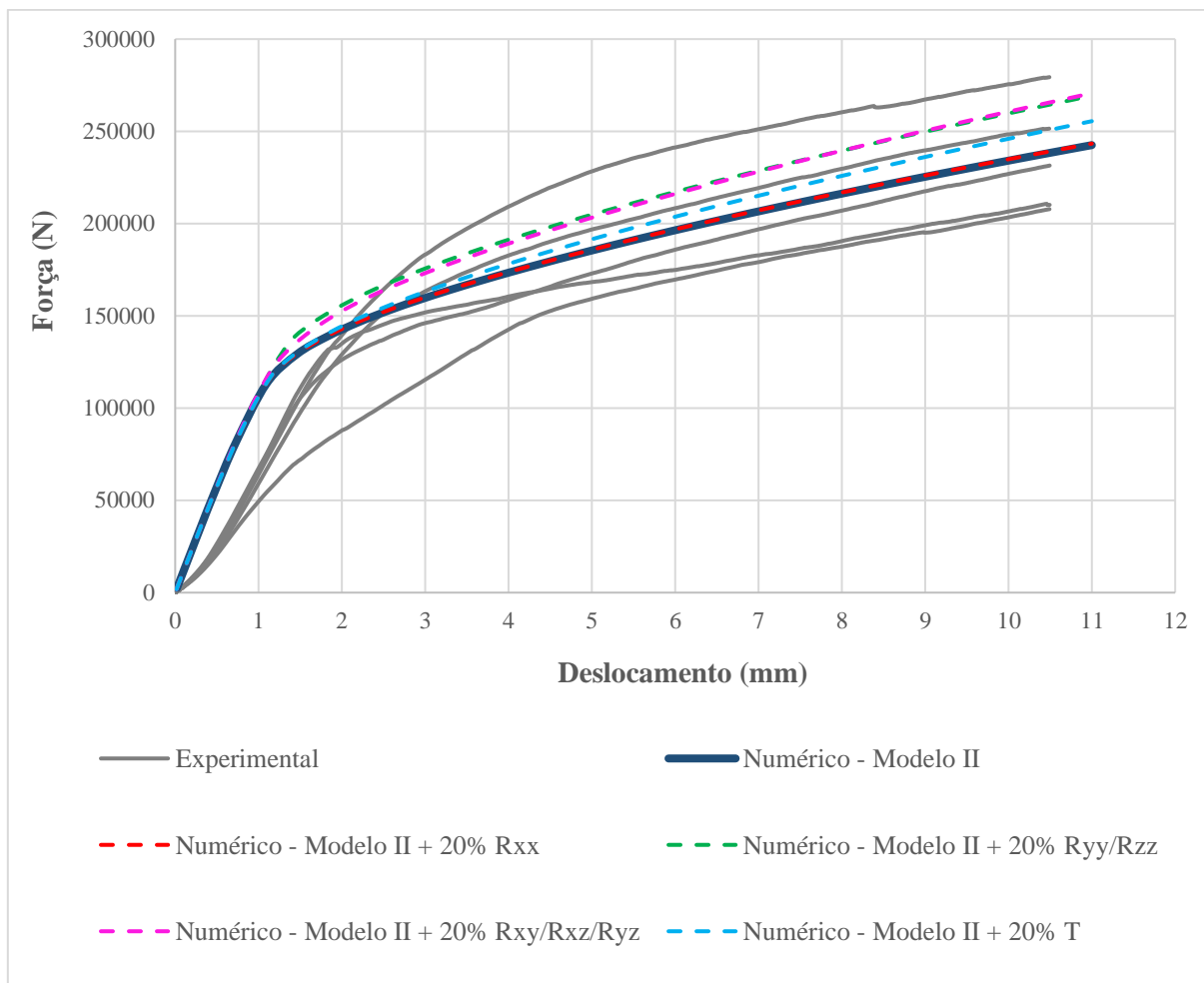


Figura 104 – Análise de sensibilidade numérica dos parâmetros plásticos empregando o caso da placa da Série B.

Tabela 38 – Análise de sensibilidade dos parâmetros plásticos, empregando o caso da placa da Série B com o Modelo II.

Parâmetro variado	$f_{c,90,CLT}$ (MPa)	Varição (%)
$T$	5,87	1,43
$R_{xx}$	5,79	0,10
$R_{yy}; R_{zz}$	6,51	12,40
$R_{xy}; R_{xz}; R_{yz}$	6,40	10,58
Variação relativa à resistência do Modelo II original (5,79 MPa)		

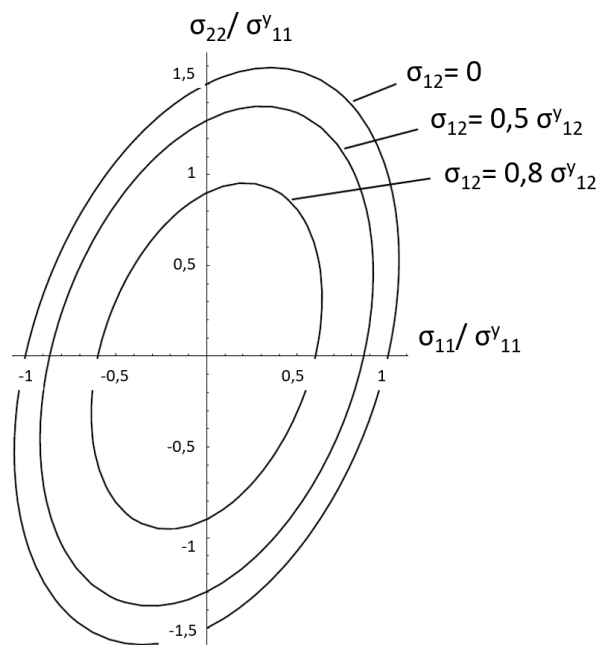


Figura 105 – Efeito das tensões de cisalhamento na superfície de escoamento de Hill, visto em uma projeção 2D para um caso particular. (NETO, PERIC e OWEN, 2008)

Os parâmetros que tiveram menor incidência foram  $R_{xx}$  e  $T$ , causando uma variação de 0,10% e 1,43%, respectivamente. Naturalmente, o aumento de  $T$  não teve influência no início do escoamento, mas somente na tangente plástica posterior. Similarmente, o aumento de  $R_{xx}$  causa um efeito desprezível pela sua própria definição referente à direção paralela às fibras, bem como sua relação com a tensão de escoamento de referência. Pelo conceito da resistência  $f_{c,90}$  segundo a EN 408 (AENOR, 2011), a mesma encontra-se sempre muito próxima ao início do escoamento, motivo pelo qual os parâmetros que modificam o momento da plastificação solicitam maior atenção na simulação deste tipo de esforço.

Deve-se ressaltar, como já foi mencionado, que a aleatoriedade dos anéis de crescimento das lamelas que compõem os painéis CLT é um dos fatores que certamente dificulta a adoção dos parâmetros plásticos de Hill, principalmente os mais sensíveis nesse sentido, como são  $T$ ,  $f_{c,90,y}$  e  $f_{v,90,y}$ . Isso geralmente é controlado de maneira mais criteriosa em painéis CLT de fabricação industrial, além de trabalhar com madeira serrada previamente classificada, o que tende a reduzir significativamente a variabilidade das propriedades, dado que os lotes se tornam mais homogêneos. Nesse sentido, o critério de escoamento de Hill tem potencial na simulação da compressão perpendicular ao plano de painéis CLT, no entanto, melhores constatações devem ser realizadas com painéis de caráter industrial, com e sem colagem lateral entre lamelas adjacentes, e com madeira livre de defeitos, que aqui não foi possível descartar.

### 8.2.3 Análise da falha pelo critério de Tsai-Wu

Para a análise da falha segundo o critério de Tsai-Wu, foi analisada a placa CLT da Série C com o Modelo II. Adotaram-se as resistências da madeira do lote 2 da seguinte maneira:  $f_{c,0}$  como a média determinada experimentalmente;  $f_{c,90}$  como o limite superior determinado experimentalmente. As resistências  $f_{t,0}$  e  $f_{v,0}$  foram determinadas com base nas relações de proporcionalidade da NBR 7190, de  $0,77 \cdot f_{c,0}$  e  $0,15 \cdot f_{c,0}$ , respectivamente, e  $f_{t,90}$  foi retirada da Tabela E.3 para *Pinus elliottii* (ABNT, 1997). Para  $f_{v,90}$  foi atribuído um valor de 50% de  $f_{v,0}$  seguindo a mesma abordagem de Jasienko e Kardysz (2007). A Tabela 39 resume os valores de resistência e de coeficientes de interação empregados. Aplicou-se o carregamento em forças e em múltiplos subpassos, de modo a avaliar o início e progressão da falha com o aumento do estado de tensões.

Tabela 39 – Parâmetros de Tsai-Wu empregados no modelo.

$f_{t,0}$	$f_{c,0}$	$f_{t,90}$	$f_{c,90}$	$f_{v,0}$	$f_{v,90}$	$c_{xy} = c_{xz} = c_{yz}$
$\sigma_{xt}^f$	$\sigma_{xc}^f$	$\sigma_{yt}^f = \sigma_{zt}^f$	$\sigma_{yc}^f = \sigma_{zc}^f$	$\tau_{xy}^f = \tau_{xz}^f$	$\tau_{yz}^f$	
(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(-)
+ 52,0	- 40,4	+ 2,5	- 3,9	6,0	3,0	- 1,0

A Figura 106 apresenta o campo de falha da área carregada para  $u_z = 11$ , em termos do índice de falha adimensional de Tsai-Wu, no qual as regiões com índice superior a 1 indicam falha estrutural. Observa-se que o critério prevê de forma correta a área de falha local experimentada nos ensaios. Foi verificado que a primeira região a atingir  $I_F = 1$  ocorreu para um carregamento de 87.000 N, correspondente com a superfície adjacente aos vértices da placa de aço. Esses pontos de grande concentração de tensões plastificam muito antes que o volume de madeira imediatamente debaixo do carregamento, e por isto o escomento da curva força – deslocamento, plotada para o centro superior da placa, só inicia depois com uma carga aproximada de 124.000 N (aproximadamente 40% maior).

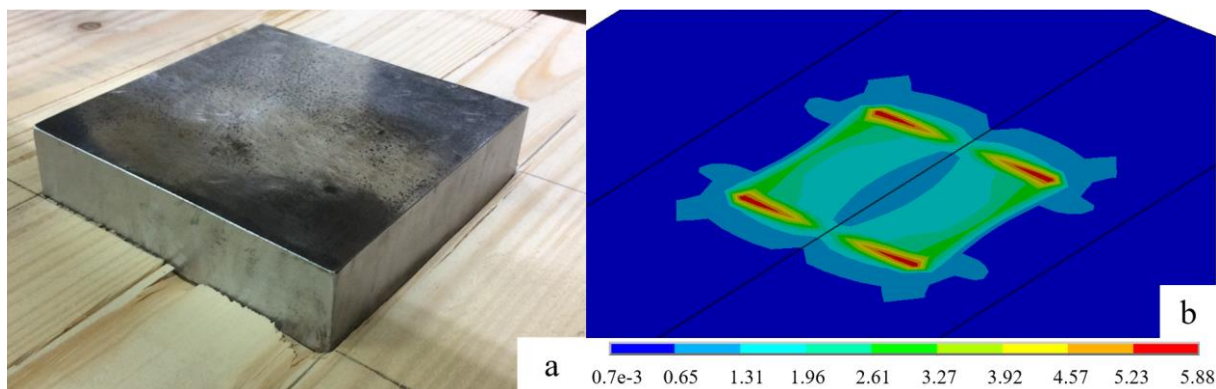


Figura 106 – Falha da área carregada: (a) ensaio experimental; (b) campo de falha de Tsai-Wu do modelo numérico.

A Figura 107 apresenta o campo de falha na seção transversal de simetria YZ, ou seja, ao longo da área de apoio da placa, para dois níveis de carregamento diferentes: (a) 172.500 N, correspondente com  $f_{c,90,CLT}$  e (b) 280.500 N, correspondente com  $u_z = 11$  mm. Observa-se que, para o nível de resistência definido pela EN 408 (AENOR, 2011), o modelo numérico prevê a falha estrutural em todo o perímetro da área carregada e possivelmente para o volume de madeira cônico debaixo. Contudo, considerando que  $u_z \sim 3,5$  mm nessa situação, provavelmente ainda há uma margem de segurança antes de implicar consequências consideráveis a nível de serviço. No caso de (b), o modelo prevê o completo colapso estrutural da primeira camada da placa ao redor da área carregada. A falha por tração perpendicular às fibras ilustrada na Figura 60b não foi captada pelo modelo, provavelmente devido ao valor máximo atingido de 1,59 MPa ser menor à resistência última a tração. Entretanto, no ensaio experimental, não foi possível verificar se a madeira falhou antes que a linha de cola.

Cabe indicar que nas estimativas de falha apresentadas, não foram consideradas teorias de dano nem de início e propagação de fissuras, apontadas como relevantes em carregamentos próximos às bordas da placa (SERRANO e ENQUIST, 2010). Contudo, constata-se nas curvas força – deslocamento experimentais que o comportamento do CLT em compressão do tipo parede-laje-coluna é do tipo monotônico crescente após o escoamento, mesmo sob um nível de carga muito além de  $f_{c,90,CLT}$ . Nesse sentido, considera-se que para fins práticos de engenharia estrutural, um modelo elastoplástico bilinear resulta suficiente para determinar os parâmetros pertinentes. Como complemento, a aplicação de um critério de falha anisotrópico resulta útil para avaliar a ordem de vulnerabilidade das regiões carregadas na placa CLT. Por fim, vale mencionar que a inversa do índice de falha nos casos em que  $I_F < 1$ , pode ser considerada como um coeficiente de segurança a nível de projeto (CABRERO, BLANCO e GREMEDHIN, 2012).

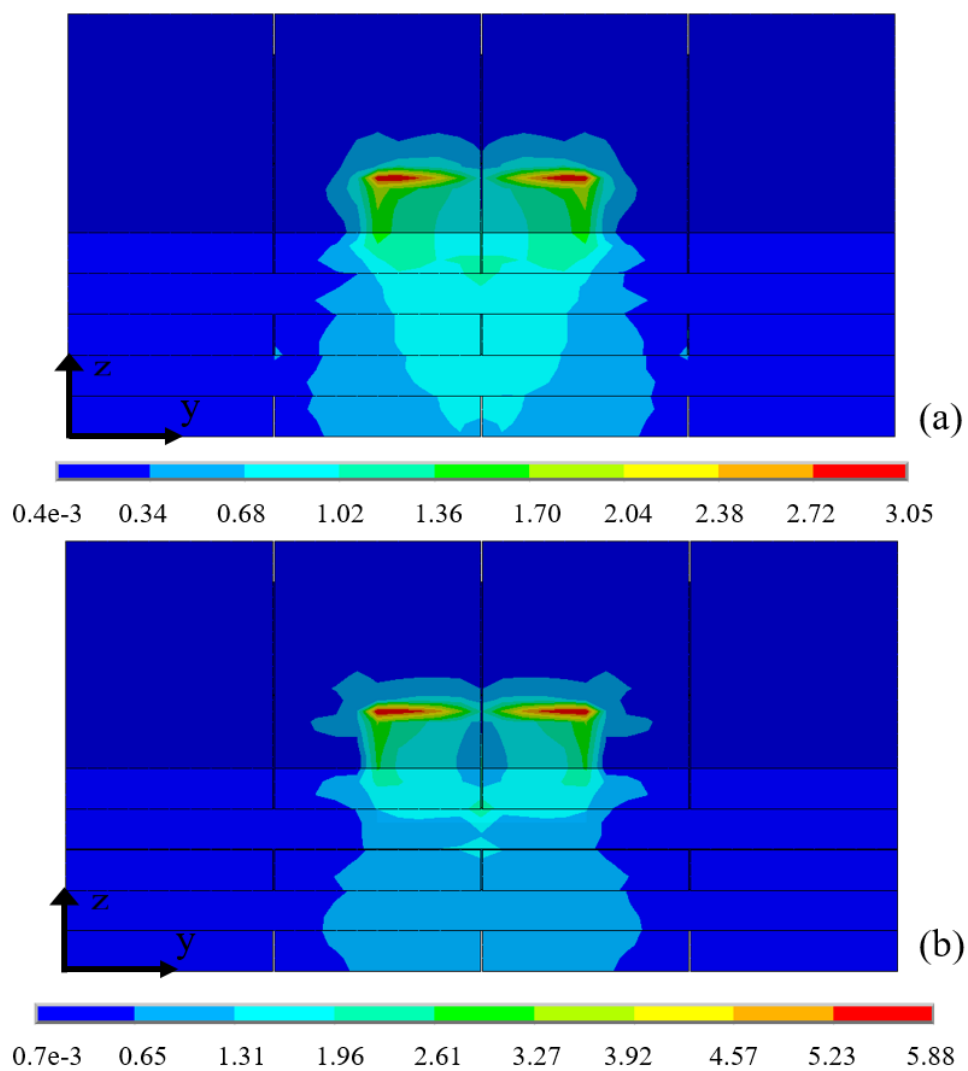


Figura 107 – Campo de falha de Tsai-Wu em seção transversal de simetria YZ correspondente à carga de: (a)  $f_{c,90,CLT}$ ; (b)  $u_z = 11\text{mm}$



## 9 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo apresentam-se as conclusões do trabalho e as sugestões de pesquisa diretamente relacionadas com sua continuação e outras netamente experimentais e relacionadas com a matéria prima.

### 9.1 CONCLUSÕES

Este trabalho investigou o comportamento estrutural de painéis CLT submetidos a cargas perpendiculares ao seu plano, analisando de maneira independente a (i) flexão fora de seu plano em regime elástico, e (ii) compressão perpendicular ao plano em regime elastoplástico. Para (i), foram desenvolvidos modelos numéricos em elementos finitos em dois níveis de complexidade, sendo um em elementos de casca quadriláteros de 4 nós e outro em sólidos hexaédricos de 20 nós. Para (ii) foi executado um programa experimental, que compreendeu a fabricação de corpos de prova e posterior ensaio na configuração de carregamento coluna-laje-parede. Posteriormente, foi desenvolvido um modelo numérico que seja capaz de descrever o comportamento elastoplástico do CLT sujeito a esse esforço.

Com relação ao estudo (i) de flexão fora do plano do CLT, observou-se que:

- O modelo numérico em casca mostrou ser tão preciso, no cálculo de tensões normais e tangenciais, quanto o método analítico padronizado *Shear Analgy*;
- O modelo em casca apresentou divergências em deflexão e tensões com o modelo em elementos sólidos e com teorias de placa de ordem superior para relações de esbeltez muito baixas. Nesse sentido, ao empregar elementos de casca em simulações numéricas de lajes em CLT, recomenda-se trabalhar com uma relação de esbeltez mínima de 15 e desejável de 20.
- Foi verificada a grande importância dos fatores de correção de cisalhamento nos cálculos de deflexão e tensões normais de placas em CLT fletidas com teorias de placa de deformação por corte de primeira ordem (FSDT) e, portanto, com elementos finitos de casca. A relevância aumenta ao tratar com configurações de camadas assimétricas e em placas com 3 camadas. Dado que a maioria dos *softwares* comerciais de dimensionamento de lajes em CLT emprega esse tipo de elementos para os cálculos, é um ponto que requer verificação;
- O modelo em casca estimou corretamente a frequência fundamental de vibração de uma placa CLT simplesmente apoiada em todas as suas bordas a partir de uma relação de esbeltez igual

a 10, comparado ao modelo em elementos sólidos. Por outro lado, a equação analítica de Wallner-Novak *et al.* (2018) mostrou a mesma precisão no cálculo da frequência fundamental de vibração a partir da relação de esbeltez igual a 25 estudada.

Com relação ao estudo (i) de compressão perpendicular ao plano do CLT, foram fabricadas placas CLT de 3 e 5 camadas, em duas alturas diferentes e sem colagem lateral entre lamelas. Ensaíram-se, segundo a EN 408 (AENOR, 2011) um total de 18 corpos de prova cúbicos uniformemente carregados e 15 placas na configuração parede-laje-coluna, mencionada por Brandner (2018) como faltante na literatura. Nesse contexto, as principais observações foram:

- Para os CPs cúbicos, obtiveram-se intervalos de valores de 240 MPa a 357 MPa para o módulo de elasticidade, e de 3,95 MPa a 5,10 MPa para a resistência;
- Os coeficientes de distribuição de tensões calculados pelo método gráfico simplificado resultaram ser equivalentes ao método gráfico mais preciso (diferença menor a 1%) e muito similares aos calculados empiricamente com as resistências dos cubos e das placas. Nesse sentido, os resultados experimentais ratificam os métodos propostos por Brandner (2018) para tratar a distribuição de tensões em compressão perpendicular ao plano de placas CLT.
- Com relação aos modelos numéricos desenvolvidos para simular os ensaios, foi verificado que a não consideração de colagem perfeita entre laterais de lamelas influencia fortemente os resultados. O modelo que considerou colagem nula, introduzindo um vazio, forneceu curvas força – deslocamento que concordaram melhor com os dados experimentais;
- O modelo constitutivo com critério de escoamento de Hill e endurecimento isotrópico bilinear mostrou potencial para sua aplicação na simulação deste tipo de esforços em placas CLT, e determinação dos parâmetros de projeto pertinentes. Contudo, maiores comprovações são necessárias testes com placas CLT de fabricação industrial ou cuja madeira serrada tenha sido previamente classificada e livre de defeitos, que neste trabalho não foram possíveis descartar;
- O critério de falha de Tsai-Wu, aplicado no pós-processamento do modelo numérico, resulta útil para avaliar a integridade estrutural das camadas da placa CLT sob diferentes níveis de carregamento e deformação ao longo do regime elastoplástico.

## 9.2 SUGESTÕES DE PESQUISA

Realizar um programa experimental similar com painéis CLT de fabricação industrial, cuja madeira haja sido previamente classificada e livre de defeitos naturais não admitidos pelas normas de fabricação. Assim mesmo, trabalhar com painéis tanto com e sem colagem lateral de lamelas e comparar os resultados entre si e com os modelos numéricos desenvolvidos.

Avaliar o uso parcial/total de madeira termoretificada na produção e desempenho de CLT. Contabilizar a proporção de lenho tardio e o número de anéis de crescimento das lamelas quantificando a interferência no tratamento e nas placas CLT.

Avaliar a possibilidade de aplicar o modelo numérico desenvolvido em estudos paramétricos, a fim de aprofundar o conhecimento na configuração de carga abordada. Possíveis parâmetros a serem variados compreendem o número e espessura das camadas, relação de aspecto das lamelas, variar as áreas de contato (parede e coluna), entre outros aspectos geométricos.

Investigar a relevância prática de aumentos de complexidade do modelo numérico proposto. Um dos possíveis graus de detalhe a adicionar é a consideração da orientação dos anéis de crescimento das lamelas e sua posição aproximada em relação à medula do tronco. Outro seria avaliar a incorporação de elementos de contato entre laterais de lamelas.

Estudar a aplicabilidade ao CLT do Critério de escoamento de Hill Generalizado, disponível no Ansys através dos *legacy elements*, como por exemplo o elemento SOLID45. Sendo que esse elemento somente possui 8 nós (em comparação com o SOLID186 de 20 nós), as diferenças em precisão e custo numérico resulta um ponto interessante a ser avaliado.

Avaliar o uso do módulo Ansys Composite PrepPost (ACP) em placas CLT, cujo alvo de análise são os compósitos de engenharia. Esse *software* possui ferramentas, por exemplo, critérios de falha adicionais, tais como Tsai-Hill, Hoffman, entre outros.

Destaca-se a utilidade de uma maior pesquisa experimental em relação aos parâmetros mecânicos do *Pinus elliottii* plantado no Brasil, tais como os coeficientes de Poisson, módulo de elasticidade e tangente em compressão perpendicular às fibras; módulo de elasticidade em cisalhamento nos diferentes planos anatômicos.

Realizar uma análise comparativa dos ensaios realizados com e sem o uso de LVDTs para a medição de deslocamentos, a fim de concluir o quanto isso afeta na obtenção da curva carga-deslocamento e determinação da rigidez dos espécimes. Por recomendação, sempre que possível, evitar o uso do transdutor de deslocamentos interno da máquina nesse tipo de ensaio.

## REFERÊNCIAS

- ABNT. **NBR 7190: Projeto de Estruturas de Madeira**. Rio de Janeiro. 1997.
- AENOR. **UNE-EN 408: Estructuras de madera - Madera aserrada y madera laminada encolada para uso estructural. Determinación de algunas propiedades físicas y mecánicas**. Asociación Española de Normalización. Madrid. 2011.
- AENOR. **UNE-EN 338: Madera Estructural - Clases resistentes**. Asociación Española de Normalización. Madrid. 2016.
- AENOR. **UNE-EN 384: Madera Estructural - Determinación de los valores característicos de las propiedades mecánicas y la densidad**. Asociación Española de Normalización. Madrid. 2016.
- AENOR. **UNE-EN 16351: Estructuras de madera - Madera contralaminada. Requisitos**. Asociación Española de Normalización. Madrid. 2017.
- AMORIM, S.; MANTILLA, J.; CARRASCO E. **Análise dos métodos analíticos de dimensionamento de lajes de madeira laminada cruzada**. Actas del II Congreso Latinoamericano de Estructura de Madera. Buenos Aires: UNNOBA. 2017. p. 429-435.
- AMORIM, S.; RIBEIRO, G.; BAÑO, V. **Estudo do dimensionamento das lajes do material composto: madeira laminada cruzada e concreto**. Anais do XVI Encontro Brasileiro em Madeira e Estruturas de Madeira. São Carlos: USP. 2018.
- ANSYS, INC. **Ansys Help System: Version 19.3**. Canonsburg: Ansys, Inc., 2019.
- APA. **ANSI/APA PRG 320-2018: Standard for Performance-Rated Cross-Laminated Timber**. Tacoma. 2018.
- ASTM. **D198 – 15 - Standard Test Methods of Static Tests of Lumber in Structural Sizes**. American Society for Testing and Materials. West Conshohocken, p. 28. 2015.
- ASTM. **D143-14 - Standard Test Methods for Small Clear Specimens of Timber**. American Society for Testing and Materials. West Conshohocken, p. 31. 2016.
- AWC. **National Design Specification (NDS) for Wood Construction**. American Wood Council. Leesburg, p. 206. 2018.
- BAÑO, V.; GODOY, D.; VEGA, A. **Experimental and numerical evaluation of cross-laminated timber (CLT) panels produced with pine timber from thinnings in uruguay**. Proceedings of the WCTE 2016 - World Conference on Timber Engineering. Vienna: TU Verlag. 2016.
- BARBERO, E. J. **Finite Element Analysis of Composite Materials using Ansys**. 2. ed. Boca Raton: CRC Press, 2014. 363 p.

- BATHE, K. J. **Finite Element Procedures**. 2. ed. Watertown: KJ Bathe, 2014. 1043 p.
- BLASS, H. J.; FELLMOSE, P. **Design of solid wood panels with cross layers**. Proceedings of the VIII World Conference on Timber Engineering. Lahti: Finnish Association of Civil Engineers. 2004.
- BODIG, J.; JAYNE, B. **Mechanics of wood and wood composites**. Nova Iorque: Van Nostrand Reinhold, 1982. 736 p.
- BOGENSPERGER, T.; AUGUSTIN, M.; SCHICKHOFER, G. **Properties of CLT-Panels Exposed to Compression Perpendicular to their Plane**. Working Commission W18 – Timber Structures - Meeting 44. Alghero: International Council for Research and Innovation in Building and Construction. 2010.
- BRANCO, J.; VARUM, H.; CRUZ, P. Structural Grades of Timber by Bending and Compression Tests. **Materials Science Forum**, [s.l.], v. 514-516, p. 1663-1667, Maio 2006.
- BRANDNER, R. Cross laminated timber (CLT) in compression perpendicular to plane: Testing, properties, design and recommendations for harmonizing design provisions for structural timber products. **Engineering Structures**, [s.l.], v. 171, p. 944-960, 23 Fevereiro 2018.
- BRANDNER, R.; FLATSCHER, G.; RINGHOFER, A.; SCHICKHOFER, G.; THIEL, A. Cross laminated timber (CLT): overview and development. **European Journal of Wood and Wood Products**, [s.l.], v. 74, p. 331-351, Janeiro 2016.
- BUCUR, V. **Acoustics of Wood**. 2. ed. Berlin: Springer, 2006. 403 p.
- CABRERO, J. M.; BLANCO, C.; GREMEDHIN, K. G. Assessment of phenomenological failure criteria for wood. **European Journal of Wood and Wood Products**, [s.l.], v. 70, n. 6, p. 871 - 882, Setembro 2012.
- CECCOTTI, A. Composite structures. In: THELANDERSSON, S.; LARSEN, H. J. **Timber Engineering**. West Sussex: John Wiley and Sons, 2003. Cap. 21, p. 409-429.
- CEN. **EN 1995-1-1 Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-1: General - Common rules and rules for buildings**. European Committee for Standardization. Bruxelas. 2004.
- CEN. **EN 1995-2 - Eurocode 5: Design of timber structures - Part: 2: Bridges**. European Committee for Standardization. Bruxelas. 2004.
- CHRISTOVASILIS, I. P.; BRUNETTI, M.; FOLLESA, M.; NOCETTI, M.; VASALLO, D. Evaluation of the Mechanical Properties of Cross Laminated Timber with Elementary Beam Theories. **Construction and Building Materials**, [s.l.], v. 122, p. 202-213, Setembro 2016.

- CIAMPITTI, A. **Untersuchung ausgewählter Einflussparameter auf die Querdruckkenngrößen von Brettsperrholz**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Universidade de Tecnologia de Graz. Graz, p. 133. 2013.
- CLAUSEN, C. A. Biodeterioration of Wood. In: \_\_\_\_\_ **Wood Handbook - Wood as an engineering material**. Centennial. ed. Madison: Forest Products Laboratory, 2010. Cap. 14, p. 312-327.
- CZADERSKI, C.; STEIGER, R.; HOWALD, M.; OLIA, S.; GÜLZOW, A. Tests and calculations on 3-layer cross-laminated timber panels mounted on all sides. **European Journal of Wood and Wood Products**, [s.l.], v. 65, n. 5, p. 383–402, Junho 2007.
- DAGENAIS, C.; RANGER, L.; BÉNICHOU, N. Fire performance of cross-laminated timber assemblies. In: KARACABEYLI, E.; GAGNON, S. **Canadian CLT Handbook**. 2019. ed. Pointe-Claire: FPInnovations, v. I, 2019. Cap. 8, p. 361-462.
- DE SOUZA LIMA, O. **Pinus - O produto ólea resina no Brasil**. Associação dos Resinadores do Brasil. Rio de Janeiro, p. 49. 2013.
- EMIC LTDA. **Programa Tesc: Guia do Usuário Versão 3.04**. Curitiba: EMIC, 2015.
- FELLMOSER, P.; BLASS, H. **Influence of rolling shear modulus on strength and stiffness of structural bonded timber elements**. Proceeding of CIB-W18 Meeting. Edinburgh: International Council for Research and Innovation in Building and Construction. 2004.
- FINCH, G.; WANG, J. Building enclosure design of cross-laminated timber construction. In: KARACABEYLI, E.; GAGNON, S. **Canadian CLT Handbook**. 2019. ed. Pointe-Claire: FPInnovations, v. 2, 2019. Cap. 10, p. 517-581.
- FLORENTA, I.; ȚĂRANU, N.; SECU, A.; ENȚUC, I.-S.; SCUTARU, M.-C.; UNGUREANU, D. EVALUATION OF THE WOOD STRENGTH CLASS USING THE EXPERIMENTAL APPROACH. **Bulletin of the Polytechnic Institute of Iasi**, Iasi, v. 67, n. 2, p. 121-132, Junho 2017.
- FRANKE, S.; QUENNEVILLE, P. The material behaviour of radiata pine under compression. **Journal of Materials in Civil Engineering**, Reston, 25, n. 10, october 2010. 13-18.
- FRANZONI, L.; LEBÉE, A.; LYON, F.; FORET, G. **Bending behavior of regularly spaced CLT panels**. Proceedings of the WCTE 2016 - World Conference on Timber Engineering. Vienna: TU Verlag. 2016.
- GAGNON, S.; PIRVU, C. **CLT Handbook: Cross-Laminated Timber**. Quebec: FPInnovations, 2011. 626 p.

- GONZALEZ DE CADEMARTORI, P. H. G.; GATTO, D. A.; STANGERLIN, D. M.; SCHNEID, E.; HAMM, L. G. Qualidade da madeira serrada de *Pinus elliottii* engelm. procedente de florestas resinadas. **Cerne**, Lavras, v. 18, n. 4, p. 577-583, out./dez. 2012.
- GUSTAFSSON, J. Fracture Perpendicular to the Grain - Structural Applications. In: THELANDERSSON, S.; LARSEN, H. L. **Timber Engineering**. West Sussex: John Wiley & Sons, 2003. Cap. 7, p. 103-128.
- HALILI, Y. **Versuchstechnische Ermittlung von Querdruckkenngrößen für Brettsperrholz**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Universidade de Tecnologia de Graz. Graz, p. 179. 2008.
- HASSAN, O. A.; ÖBERG, F.; GEZELIUS, E. Cross-Laminated Timber flooring and concrete slab flooring: A comparative study of structural design, economic and environmental consequences. **Journal of Building Engineering**, [s.l.], v. 26, Novembro 2019.
- HE, M.; SUN, X.; LI, Z. Bending and compressive properties of cross-laminated timber (CLT) panels made from Canadian hemlock. **Construction and Building Materials**, [s.l.], v. 185, p. 175-183, Outubro 2018.
- HILL, R. A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. **Proceedings of the Royal Society London A**, Londres, v. 193, n. 1033, p. 281-297, Março 1948.
- HU, L.; GAGNON, S. **Controlling Cross-Laminated Timber (CLT) floor vibrations: fundamentals and method**. Proceedings of WCTE 2012 - World Conference on Timber Engineering. Auckland: WCTE 2012 Committee. 2012. p. 269-276.
- HUSSAIN, M.; NAEEM, M. N. Effect of Various Edge Conditions on Free-Vibration Characteristics of Isotropic Square and Rectangular Plates. In: AIDY, A. **Advanced Engineering Testing**. 1. ed. Londres: IntechOpen, 2018. Cap. 3, p. 47-64.
- IBÁ. **Relatório 2019**. Indústria Brasileira de Árvores. São Paulo, p. 80. 2019.
- IMARC GROUP. **Cross-laminated timber market: Global industry trends, share, size, growth, opportunity and forecast 2019-2024**. Sheridan. 2019.
- ISAKSSON, T. Structural Timber - Variability and Structural Modelling. In: THELANDERSSON, S.; LARSEN, H. L. **Timber Engineering**. West Sussex: John Wiley & Sons, 2003. p. 45-66.
- ISO. **ISO 13910 - Timber structures - Strength Graded Timber - Test Methods for Structural Properties**. Internacional Organization for Standarization. Geneva. 2014.
- JASIENKO, J.; KARDYSZ, M. **Deformation and Strength Criteria in Assessing Mechanical Behaviour of Joints in Historic Timber Structures**. Proceedings of the 16th

IIBC international conference and symposium: from material to structure. Mechanical behaviour and failures of the timber structures. Florença-Veneza-Vicenza: ICOMOS international wood committee. 2007.

JELEČ, M.; VAREVAC, D.; RAJČIĆ, V. Cross-laminated timber (CLT) - a state of the art report. **GRAĐEVINAR**, Zagreb, v. 70, n. 2, p. 75-95, Março 2018.

JÖBSTL, R. A.; SCHICKHOFER, G. **Comparative examination of creep of GLT- and CLT-slabs in bending**. CIB-W18 Meeting 40. Bled: International Council for Building Research and Innovation. 2007.

KARACABEILY, E.; DOUGLAS, B. **CLT Handbook: cross laminated timber - U.S. edition**. Pointe-Claire: FPInnovations, 2013. 572 p.

KARACABEYLI, E.; GAGNON, S. **Canadian CLT Handbook**. 2019. ed. Pointe-Claire: FPInnovations, v. I & II, 2019. 812 p.

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**, London, v. 6, n. 3, p. 138-147, Jul 2015.

KRETSCHMANN, D. E. Mechanical Properties of Wood. In: \_\_\_\_\_ **Wood Handbook - Wood as an engineering material**. Centennial. ed. Madison: Forest Products Laboratory, 2010. Cap. 5, p. 131-132.

KREUZINGER, H. Platten, Scheiben und Schalen - Ein berechnungsmodell für gängige statikprogramme. **Bauen mit Holz**, [s.l.], v. 101, n. 1, p. 34-39, 1999.

LARSEN, K. E.; MARSTEIN, N. **Conservation of Historic Timber Structures**. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2000. 140 p.

LUCENA, R. **Análise teórica de rigidez e resistência à flexão de painéis de madeira lamelada colada cruzada**. Trabalho conclusão curso (Graduação em Engenharia Civil) - UFSC. Florianópolis, p. 77. 2017.

MAC NEAL, R. H.; HARDER, R. L. A refined four-noded membrane element with rotational degrees of freedom. **Computers & Structures**, [s.l.], v. 28, n. 1, p. 75-84, 1988.

MALLO, M. F.; ESPINOZA, O. **Cross-Laminated Timber vs. Concrete/Steel: cost comparison using a case study**. Proceedings of the WCTE 2016 - World Conference on Timber Engineering. Vienna: TU Verlag. 2016.

MARTÍNEZ, J. E.; ALONSO, M.; RABANAL, F. P.; COZ DIAZ, J. J. Finite Element Analysis of Composite Laminated Timber (CLT). **Proceedings**, Basel, v. 2, n. 23, Novembro 2018.



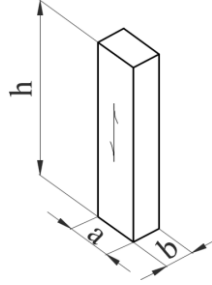
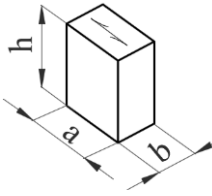
- MCINTYRE, M. E.; WOODHOUSE, J. On measuring wood properties Part 3. **Journal of Catgut Acoustical Society**, Dallas, n. 45, p. 14-24, Maio 1986.
- MESTEK, P.; KREUZINGER, H.; WINTER, S. **Design of cross-laminated timber (CLT)**. Proceedings of the X World Conference on Timber Engineering. Miyazaki: Engineered Wood Products Association. 2008.
- MOHAMMAD, M.; NI, C.; MUNOZ, W. Connections in cross-laminated timber buildings. In: KARACABEYLI, E.; GAGNON, S. **Canadian CLT Handbook**. 2019. ed. Pointe-Claire: FPInnovations, v. 1, 2019. Cap. 5, p. 219-297.
- NETO, E. D. S.; PERIC, D.; OWEN, D. **Computational Methods for Plasticity**. West Sussex: John Wiley & Sons, 2008. 816 p.
- NOCETTI, M.; BRANCHERIAU, L.; BACHER, M.; BRUNETTI, M.; CRIVELLARO, A. Relationship between local and global modulus of elasticity in bending and its consequence on structural timber grading. **European Journal of Wood and Wood Products**, [s.l.], v. 71, n. 3, p. 297-308, Março 2013.
- NOWAK, T. P.; JASIENKO, J.; CZEPIZAK, D. Experimental tests and numerical analysis of historic bent timber elements reinforced with CFRP strips. **Construction and Building Materials**, [s.l.], v. 40, p. 197-206, Março 2013.
- OLIVEIRA, G. **Cross Laminated Timber (CLT) no Brasil: processo construtivo e desempenho**. Dissertação (Mestrado em Arquitetura e Urbanismo) - USP. São Paulo, p. 194. 2018.
- PARK, H.; FUSHITANI, M.; SATO, K.; KUBO, T.; BYEON, H. Static bending strength performances of cross-laminated woods made with five species. **Journal of Wood Science**, Tokyo, v. 49, p. 411-417, Outubro 2003.
- PARK, H.-M.; FUSHITANI, M.; SATO, K.; KUBO, T.; BYEON, H.-S. Bending creep performances of three-ply cross-laminated woods made with five species. **Journal of Wood Science**, Tokyo, v. 52, p. 220–229, Junho 2006.
- PEARSON, E. S.; HARTLEY, H. O. **Biometrika Tables for Statisticians**. 3. ed. Londres: Cambridge University Press, 1970.
- PEREIRA, M. **Metodologia para estudo da caracterização estrutural de painéis de Madeira Laminada Colada Cruzada**. Dissertação (Ciência e Engenharia de Materiais) - USP. São Carlos, p. 107. 2014.

- POPOVSKI, M.; GAGNON, S.; MOHAMMAD, M.; CHEN, Z. Structural design of cross-laminated timber elements. In: KARACABEYLI, E.; GAGNON, S. **Canadian CLT Handbook**. 2019. ed. Pointe-Claire: FPInnovations, v. 1, 2019. p. 105-172.
- RAMMER, D. R. Structural Analysis Equations. In: \_\_\_\_\_ **Wood Handbook - Wood as an engineering material**. Centennial. ed. Madison: Forest Products Laboratory, 2010. Cap. 9.
- REDDY, J. N. **Mechanics of Laminated Composite Plates and Shells: Theory and Analysis**. 2. ed. Boca Raton: CRC Press, 2004. 855 p.
- SALZMANN, C. **Ermittlung von Querdruckkenngrößen für Brettsper Holz (BSP)**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Universidade de Tecnologia de Graz. Graz, p. 198. 2010.
- SCHICKHOFER, G. **CLT - European Experience: Idea and development: Technology and Applications**. CLT Seminar. Kochi: TU Graz. 22 Outubro 2015.
- SCHICKHOFER, G.; BRANDNER, R.; BAUER, H. **Introduction to CLT, Product Properties, Strength Classes**. Proceedings of the Conference of FP1402 & FP1404 - Cross Laminated Timber: a competitive wood product for visionary and fire safe buildings. Estocolmo: European Cooperation in Science & Technology. 2016.
- SCHLOTZHAUER, P.; NELIS, P. A.; BOLLMUS, S.; GELLERICH, A.; MILITZ, H.; SEIM, W. Effect of size and geometry on strength values and MOE of selected hardwood species. **Wood Material Science & Engineering**, Londres, 12, n. 3, Ago. 2015. 149-157.
- SERRANO, E.; ENQUIST, B. **Compression strength perpendicular to grain of Cross-Laminated Timber (CLT)**. Proceedings of the XI WCTE - World Conference on Timber Engineering. Trentino: National Research Council. 2010.
- SHAPIRO, S. S.; WILK, M. B. An analysis of variance test for normality (complete samples). **Biometrika**, Londres, v. 52, n. 3/4, p. 591-611, Dez 1965.
- SHARMA, B.; BAUER, H.; SCHICKHOFER, G.; RAMAGE, M. H. Mechanical characterization of structural laminated bamboo. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings**, Londres, v. 170, n. 4, p. 250-264, Abril 2017.
- STRUCTURLAM. **Crosslam CLT - Technical Design Guide v4.0**. Stucturlam Mass Timber Corp. Vancouver, p. 32. 2018.
- STÜRZENBECHER, R.; HOFSTETTER, K.; EBERHARDSTEINER, J. Structural design of Cross Laminated Timber (CLT) by advanced plate theories. **Composites Science and Technology**, Oxford, v. 70, n. 9, p. 1368-1379, Setembro 2010.

- THISTLETON, W.; THISTLETON, A. **100 UK CLT Projects**. Canadá: Waugh Thistleton Architects, 2018. 324 p.
- TODESCHINI, R. **Ensaio uniaxiais e biaxiais para avaliação de critério de resistência de materiais anisotrópicos aplicado à madeira**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - UNICAMP. Campinas, p. 138. 2009.
- TSAI, S. W.; HAHN, T. H. **Introduction to Composite Materials**. Lancaster: Technomic Publishing Company, 1980. 453 p.
- TSAI, S. W.; WU, E. M. A General Theory of Strength for Anisotropic Materials. **Journal of Composite Materials**, [s.l.], v. 5, n. 1, p. 58-80, Janeiro 1971.
- TUKEY, J. W. **Exploratory Data Analysis**. Boston: Addison-Wesley, 1977. 711 p.
- VAN DER PUT, T. A. C. M. Restoration of exact design por partial compression perpendicular to the grain. **Wood Material Science & Engineering**, Londres, v. 7, n. 4, p. 225-236, 2012.
- VERBIST, M.; BRANCO, J. M.; NUNES, L. Characterization of the Mechanical Performance in Compression Perpendicular to the Grain of Insect-Deteriorated Timber. **Buildings**, [s.l.], v. 10, n. 1, p. 1-14, 2020.
- WALLNER-NOVAK, M.; AUGUSTIN, M.; KOPPELHUBER, J.; POCK, K. **Cross-Laminated Timber Structural Design: Applications**. Viena: proHolz, v. 2, 2018. 154 p.
- WANG, J. Y. et al. Durability of mass timber structures. **Wood and Fiber Science**, Monona, v. 50, n. Special, p. 110-127, Setembro 2018.
- WHITE, R. H.; WOESTE, F. E. Post-Fire Analysis of Solid-Sawn Heavy Timber Beams. **Structure Magazine**, Illinois, p. 38-40, Novembro 2013.
- WHITNEY, J. M. Shear Correction Factors for Orthotropic Laminates Under Static Load. **Journal of Applied Mechanics**, [s.l.], v. 40, n. 1, p. 302-304, Mar. 1973.
- WIEDENHOEFT, A. Structure and Funtion of Wood. In: \_\_\_\_\_ **Wood Handbook - Wood as an engineering material**. Madison: Forest Products Laboratory, 2010. p. 62-79.
- XU, B.-H.; BOUCHAÏR, A.; RACHER, P. Appropriate Wood Constitutive Law for Simulation of Nonlinear Behavior of Timber Joints. **Journal of Materials in Civil Engineering**, Reston, v. 26, n. 6, Junho 2014.
- ZHANG, T.; LEE, G.; LAM, F. **Connection and perfomance of two-way CLT plates**. Timber Engineering and Applied Mechanics Laboratory - Faculty of Forestry - University of British Columbia. Vancouver, p. 16. 2018.
- ZIENKIEWICZ, O. C.; TAYLOR, R. L.; ZHU, J. Z. **The Finite Element Method: Its basis & fundamentals**. 7. ed. Kidlington: Butterworth-Heinemann, 2013. 753 p.

## APÊNDICE A – Variação dimensional dos corpos de prova madeira maciça

No Quadro 4 são apresentados os intervalos de variação das dimensões medidas dos corpos de prova de ambos os lotes de madeira maciça, medidos com paquímetro digital prévio aos ensaios. O comprimento  $h$  dos CPs de compressão paralela às fibras foi verificado somente com o uso de uma trena, pois o paquímetro digital possuiu um limite de medição de 150 mm.

<b>Compressão paralela às fibras</b>						
<b>Lote</b>	<b>a</b> (mm)	<b>b</b> (mm)	<b>h</b> (mm)	<b>SD</b> (mm)	<b>CV</b> (%)	
1	[59,72 ; 60,80]	[40,08 ; 40,84]	240	0,25 (a) 0,23 (b)	0,42 (a) 0,57 (b)	
2	[59,71 ; 60,78]	[38,30 ; 43,34]	240	0,26 (a) 1,38 (b)	0,44 (a) 3,40 (b)	
<b>Compressão perpendicular às fibras</b>						
<b>Lote</b>	<b>a</b> (mm)	<b>b</b> (mm)	<b>h</b> (mm)	<b>SD</b> (mm)	<b>CV</b> (%)	
1	[69,65 ; 70,51]	[44,00 ; 45,48]	[89,64 ; 90,38]	0,20 (a) 0,34 (b) 0,22 (h)	0,29 (a) 0,76 (b) 0,25 (h)	
2	[69,81 ; 70,47]	[44,63 ; 46,26]	[89,37 ; 90,77]	0,13 (a) 0,42 (b) 0,34 (h)	0,19 (a) 0,92 (b) 0,37 (h)	

Quadro 4 – Variação dimensional dos CPs de madeira maciça.

## APÊNDICE B – *scripts* TESC SCRIPT

A seguir, apresentam-se os *scripts* elaborados em linguagem TESC SCRIPT para a execução dos ensaios de compressão paralela e perpendicular às fibras, de acordo com a norma europeia EN 408 (AENOR, 2011).

### A.1 ENSAIO DE COMPRESSÃO PARALELA ÀS FIBRAS DE MADEIRA ESTRUTURAL

```
>>>>> Programa Tesc - Esboço de Script
>>>>> Método EN 408_MADEIRA_Compressão_Paralela
1 Programa TESC - Método de Compressao Estrutural
2 Data: 03/2020*****Editado por HLENKA E BENITEZ
3
4 *** Variáveis de Entrada
5 LARGURA -> "LARGURA", 0.00 mm, Ent, Res, Rel, Edi
6 ESPESSURA -> "ESPESSURA", 0.00 mm, Ent, Res, Rel, Edi
7 Vao -> "Vao", 150.00 mm, Ent, Res, Edi
8 Vel -> "Velocidade->Ensaio", 0.60 mm/min, Ent, Res, Edi
9
10 *** Variáveis Atribuíveis
11 SECAO -> "SECAO", mm2
12 TensMax -> "Tensão->Máxima", MPa, Res, Rel
13 Modulo -> "Modulo ->Elasticidade", MPa, Res, Rel
14 Fmax -> "Força ->Máxima", N, Res, Rel
15 Tempo ensaio -> "tempo -> ensaio", s, Res
16 Tempo Fmax -> "tempo -> Fmax", s, Res, Rel
17
18 *** Eventos
19 @FMax -> "", Vis
20 @RUP -> "", Vis
21 @marca1 -> "", Vis
22 @marca2 -> "", Vis
23 @marca3 -> "", Vis
24
25 *** Retas
26 Reta -> "", Vis
27
28 M1 -> Início do Ensaio
29 M2 -> Fim do Ensaio
30 M3 -> Limite de Carga Atingido!!! Ensaio Abortado!
31 M4 -> Limite de Tempo Atingido! 8 min!
32
33 *** Calculos de área e compr. base
34 SECAO = ÁREA_RETANG( LARGURA; ESPESSURA )
35 SIS_ÁREA = CÓPIA( SECAO )
36 SIS_COMPR_BASE = CÓPIA_ADIMENSIONAL( Vao )
37
38 *** Atribuições aos Eventos
39 @FMax = @FORÇA_MAX( )
40 Fmax = FORÇA( @FMax )
41 @RUP = @RUPTURA( )
42 @marca1 = @MARCA( 1.000 )
43 @marca3 = @FORÇA_MAX( )
44
45 *** Atribuições às Variáveis
46 TensMax = TENSÃO( @FMax )
47 Tempo ensaio = TEMPO( @marca1 ), Usar(...)
48 Tempo Fmax = TEMPO( @marca3 ), Usar(...)
49 *** Atribuições às Retas
50 Reta = RETA_INICIAL( ***, ***)
51 Modulo = MÓDULO( Reta )
52
53 *** Comandos
52 >>> Preliminares
```

```
53
54 SALVAR_POSIÇÃO_INICIAL( )
55 ATIVAR_TEMPORIZADOR( 480.0 s )
56 INTERROMPER_AQUISIÇÃO( )
57 ATIVAR_LIMITE_FORÇA( 5.000 kgf )
58 DESCER_COM_VELOC_CONST( Vel )
59 AGUARDAR_CHEGADA( )
60
61 Tempo Fmax = TEMPO( @FMax )
62
63 EM_TEMPORIZADOR( )
64 BIP( -1.000 )
65 DISPARAR_MENSAGEM( M4; 10.00 s )
66 PARAR_SUAVEMENTE( )
67 RETORNAR_POSIÇÃO_INICIAL( 200.0 mm/min )
68 FINALIZAR_ENSAIO( )
69
70 EM_LIMITE_FORÇA( )
71 AJUSTAR_DEFORM( 0.0000 mm )
72 RETOMAR_AQUISIÇÃO( )
73 ATIVAR_LIMITE_FORÇA( 15000 kgf )
74 ATIVAR_DET_COLAPSO( 20.00 % )
75 BIP( 0.0000 )
76 DISPARAR_MENSAGEM( M1; 3.000 s )
77 DESCER_COM_VELOC_CONST( Vel )
78 AGUARDAR_CHEGADA( )
79
80 EM_TECLA_F( 3.000 )
81 MARCAR( 1.000 )
82 AGUARDAR( 0.5000 s )
83 PARAR_ABRUPTAMENTE( )
84
85 EM_RUPTURA/COLAPSO( )
86 MARCAR( 1.000 )
87 AGUARDAR( 0.5000 s )
88 PARAR_ABRUPTAMENTE( )
89 BIP( 0.0000 )
90 DISPARAR_MENSAGEM( M2; 5.000 s )
91 RETORNAR_POSIÇÃO_INICIAL( 200.0 mm/min )
92 FINALIZAR_ENSAIO( )
93 EM_LIMITE_FORÇA( )
94 PARAR_ABRUPTAMENTE( )
95 BIP( -2.000 )
96 DISPARAR_MENSAGEM( M3; 5.000 s )
97 RETORNAR_POSIÇÃO_INICIAL( 200.0 mm/min )
98 FINALIZAR_ENSAIO( )
99
100 FINALIZAR_ENSAIO( )
```

### A.2 ENSAIO DE COMPRESSÃO PERPENDICULAR ÀS FIBRAS DE MADEIRA ESTRUTURAL

```
>>>>> Programa Tesc - Esboço de Script
>>>>> Método EN 408_MADEIRA_COMPRESSAO
PERPENDICULAR
1 Programa TESC - Método de Compressao Estrutural
2 Data: 03/2020*****Editado por HLENKA e BENITEZ
3
4 *** Variáveis de Entrada
5 LARGURA -> "LARG.", 0.00 mm, Ent, Res, Edi
6 ESPESSURA -> "ESP.", 0.00 mm, Ent, Res, Edi
7 Vao -> "Vao", 50.00 mm, Ent, Res, Edi
8 Vel -> "Velocidade->Ensaio", 0.50 mm/min, Ent, Res, Edi
9 Percentual10 -> "Percent 10", 0.10 , Edi
10 Percentual40 -> "Percent 40", 0.40 , Edi
11
12 *** Variáveis Atribuíveis
13 SECAO -> "Área", mm2, Rel
```

14 DEF10 -> "Deform-> 10%", mm, Res  
 15 F10 -> "Forca 10%",  
 16 F10% -> "Forca -> 10%", N, Res  
 17 DEF40 -> "Deform-> 40%", mm, Res  
 18 F40 -> "Forca 40%",  
 19 F40% -> "Forca -> 40%", N, Res  
 20 TensMax -> "Tensão->Máx", MPa, Res, Rel  
 21 Fmax -> "Força ->Máxima", N, Res, Rel  
 22 Modulo -> "Modulo ->Elast.", MPa, Res, Rel  
 23 Fes -> "", N  
 24 FEscoa -> "Fy", N, Res, Rel  
 25 TEscoamento -> "Tensão ->Escoa.", MPa, Res, Rel  
 26 DefEscoa -> "Def. -> Escoa.", mm, Res  
 27 F90,MAX -> "F90,MÁX", N, Res, Rel  
 28 Tempo Fmax -> "tempo -> F90,MAX", s, Res, Rel  
 29 Fp -> "Fp", N, Res  
 30 Tempo ensaio -> "tempo -> ensaio", s, Res  
 31  
 32 \*\*\* Eventos  
 33 @FMax -> "", Vis  
 34 @ESCOA -> "", Vis  
 35 @RUP -> "", Vis  
 36 @PT10% -> "", Vis  
 37 @PT40% -> "", Vis  
 38 @DF10% -> "", Vis  
 39 @DF40% -> "", Vis  
 41 @marca1 -> "", Vis  
 42 @marca2 -> "", Vis  
 43 @marca0,01h -> ""  
 44 @marca3 -> "", Vis  
 45 @F10 -> "", Vis  
 46 @F40 -> "", Vis  
 47 @F90,MAX -> "", Vis  
 48 @DefEscoa -> "", Vis  
 49 @Fp -> "", Vis  
 50  
 51 \*\*\* Retas  
 52 RETA\_90MAX -> "", Vis  
 53 Reta Paralela -> "", Vis  
 54 F40F10 -> "", Vis  
 55 Reta -> ""  
 56  
 57 M1 -> Início do Ensaio  
 58 M2 -> Fim do Ensaio  
 59 M3 -> Limite de Carga Atingido!!! Ensaio Abo...  
 60 M4 -> Limite de Tempo Atingido! 8 min!  
 61  
 62 \*\*\* Calculos de área e compr. base  
 63 SECAO = ÁREA\_RETANG( LARGURA; ESPESSURA )  
 64 SIS\_ÁREA = CÓPIA( SECAO )  
 65 SIS\_COMPR\_BASE = CÓPIA\_ADIMENSIONAL( Vao )  
 66 F10 = CÓPIA( Percentual10 )  
 67 F40 = CÓPIA( Percentual40 )  
 68  
 69 \*\*\* Atribuições aos Eventos  
 70 @FMax = @FORÇA\_MAX( )  
 71 Fmax = FORÇA( @FMax )  
 72 F10% = MULTIPL( Fmax; F10; \*\*\*, \*\*\*, \*\*\*)  
 73 F40% = MULTIPL( Fmax; F40; \*\*\*, \*\*\*, \*\*\*)  
 74 @PT10% = @FORÇA( F10% )  
 75 @PT40% = @FORÇA( F40% )  
 76 FEscoa = FORÇA( @ESCOA )  
 77 TEscoamento = TENSÃO( @ESCOA )  
 78 @RUP = @RUPTURA( )  
 79 @marca1 = @MARCA( 1.000 )  
 80 @marca0,01h = @DEFORM( 0.5000 mm )  
 81 @marca3 = @FORÇA\_MAX( )  
 82 DefEscoa = DEFORM( @ESCOA )  
 83 @F10 = @FORÇA( F10% )  
 84 @F40 = @FORÇA( F40% )  
 85 @F90,MAX = @FORÇA\_MAX( )  
 86 @Fp = @FORÇA( Fp )  
 87  
 88 \*\*\* Atribuições às Variáveis  
 89 TensMax = TENSÃO( @F90,MAX )  
 90 DEF10 = DEFORM( @PT10% )  
 91 DEF40 = DEFORM( @PT40% )  
 92 Tempo ensaio = TEMPO( @marca1 ), Usar(...)  
 93 Tempo Fmax = TEMPO( @F90,MAX ), Usar(...)  
 94 @F90,MAX = @FORÇA( F90,MAX )  
 95 Fp = FORÇA( @Fp )  
 96  
 97 \*\*\* Atribuições às Retas  
 98 Reta = RETA\_INICIAL( \*\*\*, \*\*\*)  
 99 RETA\_90MAX = RETA\_EV\_MD( @F90,MAX; Modulo )  
 100 Reta Paralela = RETA\_EV\_MD( @ESCOA; Modulo )  
 101 F40F10 = RETA\_SECANTE( @F10; @F40 )  
 102 RETA\_90MAX = RETA\_INICIAL( \*\*\*, \*\*\*)  
 103 Modulo = MÓDULO( F40F10 )  
 104 @ESCOA = @ESCOAM\_CONV( 0.5000 %; F40F10 )  
 105 @F90,MAX = @ESCOAM\_CONV( 0.01000 mm/mm;  
 F40F10 )  
 106 F90,MAX = FORÇA( @F90,MAX )  
 107 FEscoa = FORÇA( @ESCOA )  
 108 TEscoamento = TENSÃO( @ESCOA )  
 109 DefEscoa = DEFORM( @ESCOA )  
 110 Reta Paralela = RETA\_EV\_MD( @ESCOA; Modulo )  
 111 RETA\_90MAX = RETA\_EV\_MD( @F90,MAX;Modulo )  
 112 @Fp = @ESCOAM\_CONV( 0.1000 %; Reta )  
 113 Fp = FORÇA( @Fp )  
 114  
 115 \*\*\* Comandos  
 116 >>> Preliminares  
 117  
 118 SALVAR\_POSIÇÃO\_INICIAL( )  
 119 ATIVAR\_TEMPORIZADOR( 480.0 s )  
 120 INTERROMPER\_AQUISIÇÃO( )  
 121 ATIVAR\_LIMITE\_FORÇA( 5.000 kgf )  
 122 DESCER\_COM\_VELOC\_CONST( Vel )  
 123 AGUARDAR\_CHEGADA( )  
 124  
 125 Tempo Fmax = TEMPO( @F90,MAX )  
 126  
 127 EM\_TEMPORIZADOR( )  
 128 BIP( -1.000 )  
 129 DISPARAR\_MENSAGEM( M4; 10.00 s )  
 130 PARAR\_SUAVEMENTE( )  
 131 RETORNAR\_POSIÇÃO\_INICIAL( 100.0 mm/min )  
 132 FINALIZAR\_ENSAIO( )  
 133  
 134 EM\_LIMITE\_FORÇA( )  
 135 AJUSTAR\_DEFORM( 0.0000 mm )  
 136 RETOMAR\_AQUISIÇÃO( )  
 137 ATIVAR\_LIMITE\_FORÇA( 15000 kgf )  
 138 ATIVAR\_DET\_COLAPSO( 20.00 % )  
 139 BIP( 0.0000 )  
 140 DISPARAR\_MENSAGEM( M1; 3.000 s )  
 141 DESCER\_COM\_VELOC\_CONST( Vel )  
 142 AGUARDAR\_CHEGADA( )  
 143  
 144 EM\_TECLA\_F( 3.000 )  
 145 MARCAR( 1.000 )  
 146 AGUARDAR( 0.5000 s )  
 147 PARAR\_ABRUPTAMENTE( )  
 148  
 149 EM\_RUPTURA/COLAPSO( )  
 150 MARCAR( 1.000 )  
 151 AGUARDAR( 0.5000 s )  
 152 PARAR\_ABRUPTAMENTE( )  
 153 BIP( 0.0000 )  
 154 DISPARAR\_MENSAGEM( M2; 5.000 s )  
 155 RETORNAR\_POSIÇÃO\_INICIAL( 200.0 mm/min )  
 156 FINALIZAR\_ENSAIO( )  
 157  
 158 EM\_LIMITE\_FORÇA( )  
 159 PARAR\_ABRUPTAMENTE( )  
 161 BIP( -2.000 )  
 162 DISPARAR\_MENSAGEM( M3; 5.000 s )  
 163 RETORNAR\_POSIÇÃO\_INICIAL( 200.0 mm/min )  
 164 FINALIZAR\_ENSAIO

## ANEXO A – Coeficientes de Poisson de materiais anisótrópicos

Os coeficientes de Poisson de materiais anisótrópicos possuem uma particularidade única em comparação com outros de natureza isotrópica, dada pelas condições de contorno desses parâmetros. Em sólidos elásticos isotrópicos, o coeficiente de Poisson deve-se encontrar num intervalo entre -1 e 0,5 de modo a que os módulos elásticos sejam positivos. Num sólido ortótropo, a existência de seis coeficientes permite limites mais abrangentes (BUCUR, 2006).

Expressando a Ley de Hooke em relação à matriz de flexibilidade do material,  $[S_{ijkl}] = [C_{ijkl}]^{-1}$ :

$$\{\varepsilon_{kl}\} = [S_{ijkl}]\{\sigma_{ij}\} \quad (73)$$

Pode-se chegar, então, às seguintes relações, segundo Bodig e Jayne (1982):

$$\begin{aligned} C_{LL} &= (1 - \nu_{RT}\nu_{TR}) / E_R E_T S & ; & & C_{RR} &= (1 - \nu_{TL}\nu_{LT}) / E_L E_T S \\ C_{TT} &= (1 - \nu_{RL}\nu_{LR}) / E_L E_R S & ; & & C_{LR} &= (\nu_{RL} - \nu_{RL}\nu_{TL}) / E_R E_T S \\ C_{TR} &= (1 - \nu_{RL}\nu_{LR}) / E_L E_R S & ; & & C_{LT} &= (\nu_{RL} - \nu_{RL}\nu_{TL}) / E_R E_T S \end{aligned}$$

Onde  $S$  é uma constante elástica do material:

$$S = (1 - \nu_{LT}\nu_{TL} - \nu_{TR}\nu_{RT} - \nu_{LR}\nu_{RL} - 2\nu_{RL}\nu_{TR}\nu_{LT}) / E_L E_R E_T \quad (74)$$

Agora, partindo da premissa de energia de deformação positiva:

$$W = \frac{1}{2} C_{ijkl} \varepsilon_{ij} \varepsilon_{kl} > 0 \quad (75)$$

$$W = \frac{1}{2} S_{ijkl} \sigma_{ij} \sigma_{kl} > 0 \quad (76)$$

Consequentemente,  $C_{ijkl} > 0$  e  $S_{ijkl} > 0$ , isto é, todos os termos das matrizes de rigidez e flexibilidade devem ser positivos. Para que um material seja real, os módulos de Young e de cisalhamento também devem ser positivos:

$$E_L, E_R, E_T, G_{LR}, G_{LT}, G_{RT} > 0 \quad (77)$$

Considerando agora as relações entre os termos das matrizes  $[C]$  e  $[S]$ , junto com as constantes de engenharia, podem-se deduzir as condições de borda para todos os coeficientes

de um material ortotrópico. Da equação (74) conseguem-se estabelecer as relações entre as seis constantes simultaneamente:

$$(1 - \nu_{LR}\nu_{RL} - \nu_{RT}\nu_{TR} - \nu_{LT}\nu_{TL} - 2\nu_{RL}\nu_{TR}\nu_{LT}) > 0 \quad (78)$$

As relações entre dois coeficientes correspondentes com dois planos de simetria podem ser deduzidas da equação (74) se os termos  $C_{11}$ ,  $C_{22}$  e  $C_{33}$  são considerados como:

$$1 - \nu_{LR}\nu_{RL} > 0 ; 1 - \nu_{RT}\nu_{TR} > 0 ; 1 - \nu_{LT}\nu_{TL} > 0 \quad (79)$$

Dessas equações, pode-se perceber que dois coeficientes  $\nu_{ij}$  e  $\nu_{ji}$  de um plano de simetria podem possuir o mesmo sinal (+ ou -). Ademais, lembrando as relações com os módulos de Young:

$$-\nu_{ij}/E_i = -\nu_{ji}/E_j \rightarrow \nu_{ij} = \nu_{ji} E_i/E_j \quad (80)$$

Contudo, em sólidos anisótropos, é possível que  $E_i > E_j$  e portanto  $\nu_{ji} > 1$ . Apesar de parecer contraditório tratar com coeficientes de Poisson maiores que 0,5, valores dessa natureza foram encontrados experimentalmente em materiais compósitos diversos, tais como espumas, materiais celulares, cristais, madeira e compósitos de madeira. Inclusive, estudos demonstram que uma estrutura transversal de madeira 2D idealizada (favo de mel perfeito), poderia produzir um coeficiente  $\nu_{RT}$  entre -1 e  $+\infty$ . (MCINTYRE e WOODHOUSE, 1986)

Em um sólido isotrópico, um coeficiente de Poisson maior de 0,5 implicaria a expansão de volume ao aplicar uma deformação de compressão. Entretanto, em um material com estrutura celular como a madeira, isso bem poderia acontecer, numa situação onde, por exemplo,  $\nu_{ij} > 0,5$  e  $\nu_{kj} < 0,5$ . Se ambos coeficientes se equilibram para preservar o volume, o resultado seria uma mudança de forma da seção transversal do sólido, de um quadrado a um retângulo, por exemplo.



## ANEXO B – Classes resistentes de elementos em CLT

Resulta usual que os standards de fabricação e projeto estrutural de produtos de madeira engenheirada apresentem classes de resistência de referência, com o propósito de oferecer uma guia para que o fabricante adote suas próprias configurações de acordo com a matéria prima e maquinaria disponíveis. Logo, o projetista não se deve basear nessa informação das normas, mas na do catálogo técnico fornecido pelo fabricante dos painéis.

No Europa, ainda não há um consenso enquanto a classes resistentes padronizadas para painéis CLT. Schickhofer *et al.* (2016) propuseram duas classes resistentes para painéis sob cargas dentro e fora de seu plano para a direção de maior resistência, com base em numerosos estudos anteriores e considerando critérios que foram adotados para definir essas classes em elementos de MLC. No Quadro 5 se apresentam duas classes resistentes propostas para painéis CLT com cargas fora de seu plano, representadas pelas letras “CL” (abreviação de CLT), seguidas pela resistência característica à flexão, em MPa, e a letra “h” para *layup* homogêneo (todas as lamelas de uma mesma classe resistente) ou “c” para um *layup* combinado.

Propriedade [MPa]	Símbolo	CLT24h	CLT28h
Resistência à flexão	$f_{b,CLT,k}$	24,0	28,0
Resistência à tração perpendicular às fibras	$f_{t,90,CLT,k}$	0,5	
Resistência à compressão perpendicular às fibras	$f_{c,90,CLT,k}$	3,0	
Resistência ao cisalhamento paralelo às fibras	$f_{v,0,CLT,k}$	3,5	
Resistência ao cisalhamento perpendicular às fibras	$f_{v,90,CLT,k}$	1,40 para $t_l / b_l \geq 4$ 0,80 para $t_l / b_l \leq 4$	
Módulo de elasticidade na flexão	$E_{0,CLT,m}$	11.600	
Módulo de elasticidade perpendicular às fibras	$E_{c,0,CLT,m}$	450	
Módulo de cisalhamento paralelo às fibras	$G_{0,CLT,m}$	650	
Módulo de cisalhamento perpendicular às fibras	$G_{90,CLT,m}$	100 para $t_l / b_l \geq 4$ 65 para $t_l / b_l \leq 4$	
Configuração do painel de referência para a avaliação da maioria das propriedades desta classificação estrutural: 5 camadas de 30 mm cada, 600 mm de comprimento e composto por lamelas com uma seção transversal de 150 mm de largura por 30 mm de espessura.			

Quadro 5 – Classes resistentes de painéis CLT sob cargas fora de seu plano propostas para o Eurocode 5. Adaptado de Schickhofer, Brandner e Bauer (2016)

Por outro lado, os Estados Unidos e o Canadá já contam com classes resistentes definidas para painéis CLT nas direções de menor e maior resistência, mas somente sob cargas fora de seu plano. Esta classificação estrutural vem dada por uma letra e um número: “E” ou “V” seguidas de um número do 1 ao 4. A letra “E” indica que as lamelas longitudinais são de madeira classificada mecanicamente, e no caso da letra “V” de madeira classificada visualmente. Cada um desses pares de letra e número se refere a certas espécies e classes resistentes de madeira serrada permitidas. No standard binacional ANSI/APA PRG 320-2018 (APA, 2018) constam os requisitos de resistência para as lamelas segundo as classes resistentes de CLT (**vide** Quadro 6). Ademais, no mesmo documento pode-se encontrar uma tabela com requisitos mecânicos para painéis CLT, de 3, 5 e 7 camadas de 35 mm de espessura cada uma, em termos de resistências e rigidezes por metro de largura.

Classe Resistente	Lamelas longitudinais						Lamelas transversais					
	$f_{b,k}$	$E_{0,k}$	$f_{t,0,k}$	$f_{c,0,k}$	$f_{v,0,k}$	$f_{v,90,k}$	$f_{b,k}$	$E_{0,k}$	$f_{t,0,k}$	$f_{c,0,k}$	$f_{v,0,k}$	$f_{v,90,k}$
E1	28,2	11.700	19,9	23,5	2,9	0,96	7,2	8.200	3,6	8,5	2,9	0,96
E2	23,9	10.300	14,7	22,2	3,9	1,27	7,5	9.500	4,6	10,1	3,9	1,27
E3	17,4	8.200	8,7	18,3	2,3	0,79	5,0	6.200	2,1	6,2	2,3	0,79
E4	28,2	11.700	19,9	23,5	3,8	1,24	6,5	9.000	3,6	9,4	3,8	1,24
V1	13,0	11.000	8,3	17,6	3,9	1,27	7,5	9.500	4,6	10,1	3,9	1,27
V2	12,6	9.500	6,5	15,0	2,9	0,96	7,2	8.200	3,6	8,5	2,9	0,96
V3	10,8	9.500	6,5	16,3	3,8	1,24	6,5	9.000	3,6	9,4	3,8	1,24

Valores convertidos de psi a MPa: 1 psi = 0,006895 MPa

Quadro 6 – Requisitos mecânicos de lamelas para as classes resistentes de painéis CLT. Adaptado de APA (2018)

## ANEXO C – Conexões de elementos em CLT

As construções em *mass timber* podem estar constituídas somente por painéis CLT, combinando CLT com outros produtos de madeira engenheirada, ou ser híbridas com concreto armado e/ou aço. Nesse contexto, as conexões entre os elementos têm um papel essencial em manter a integridade estrutural do edifício e no fornecimento da resistência, rigidez, estabilidade e ductilidade necessárias. Por exemplo, a eficiência estrutural de uma laje atuando como diafragma e de paredes resistindo cargas laterais, dependem da eficiência dos sistemas de conexão entre painéis individuais e com os diversos elementos de suporte. Os conectores mais usualmente empregados nesse sentido, são parafusos auto atarraxantes longos. Contudo, a tecnologia de conectores em construções de madeira está em constante evolução e atualmente possui várias patentes. Este item apresentará somente algumas das várias formas de conexão entre painéis CLT, com referência nos locais apresentados na Figura 108.

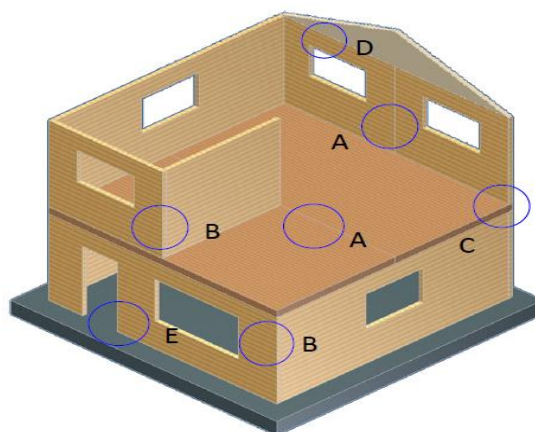


Figura 108 – Construção com painéis CLT em dois pavimentos e regiões de conexão entre painéis. (Mohammad *et al.*, 2019)

Conexões planas (Detalhes A na Figura 108) são as utilizadas nas bordas de painéis em paredes e pisos coplanares, devido às limitações de fabricação e transporte destes. A conexão do tipo ranhura simples (**vide** Figura 109a), utilizando uma faixa de madeira compensada ou de *Laminated Veneer Lumber* (LVL) é uma das mais usadas em conexões de pisos, devido a sua rapidez e resistência lateral razoável. A ligação solapada em “S” (**vide** Figura 109b) é comumente utilizada em paredes, utilizando parafusos longos ao longo da espessura. Essa junta é capaz de resistir cisalhamento ao longo do plano e esforços normais, porém não é considerada uma conexão resistente a momentos. Os sulcos nos painéis são sempre efetuados em usina.

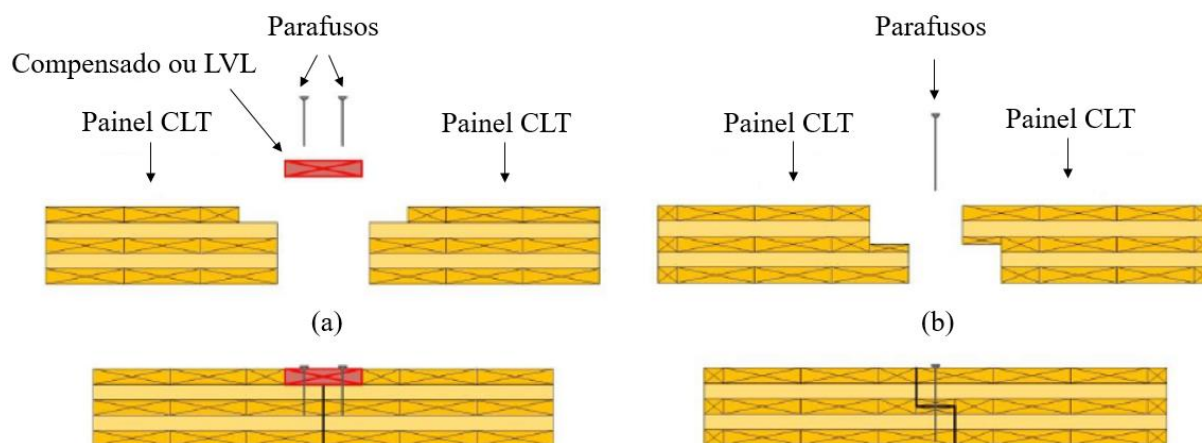


Figura 109 – Conexões planas entre painéis CLT, do tipo: (a) ranhura simples; (b) solape em S. Adaptado de Mohammad *et al.* (2019)

Conexões de esquina e canto de paredes CLT dispostas em ângulo (Detalhes B na Figura 108) são usualmente resolvidas de forma simples com uso de parafusos auto-roscantes, perfurados em forma oblíqua ou através de chapas metálicas com pregos ou parafusos comuns, como apresentado na Figura 110. Logo, as chapas podem-se deixar à vista ou escondidas por meio de materiais de acabamento.

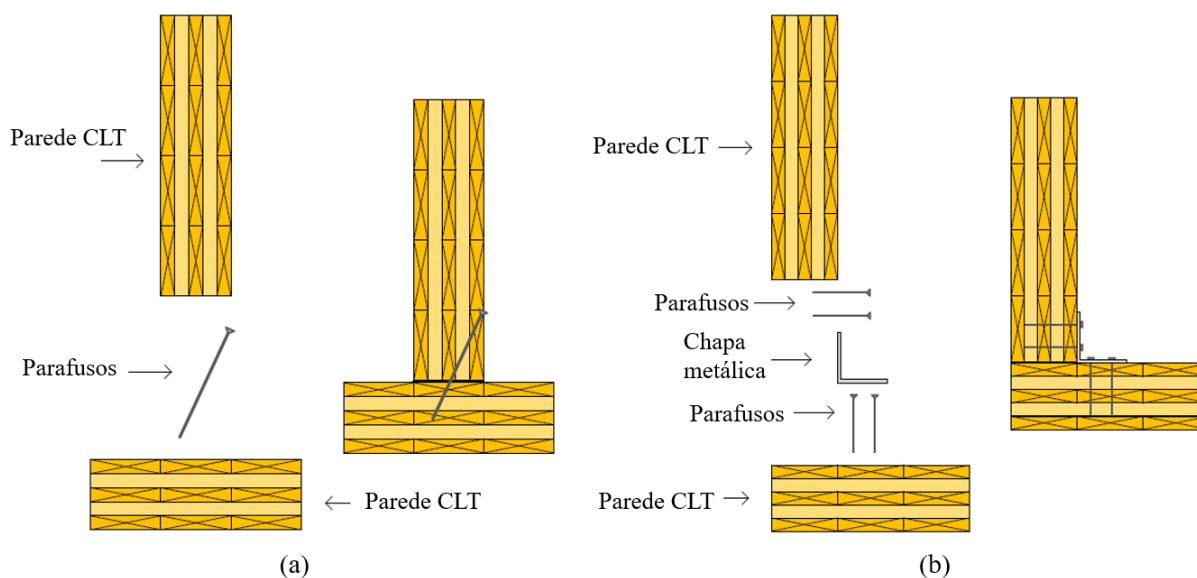


Figura 110 – Conexões de esquina entre painéis CLT, com: (a) parafusos auto-roscantes; (b) chapas metálicas. Adaptado de Mohammad *et al.* (2019)

Para as conexões de painéis de piso com parede (Detalhe C na Figura 108) a escolha da solução de conexão dependerá do tipo de sistema estrutural em questão (e.g. volumétrico ou

em pórtico). O método mais simples é utilizando parafusos auto-roscentes perfurados de cima para baixo em ângulo, ou novamente com o uso de chapas metálicas com pregos ou parafusos comuns, de acordo com a Figura 111.

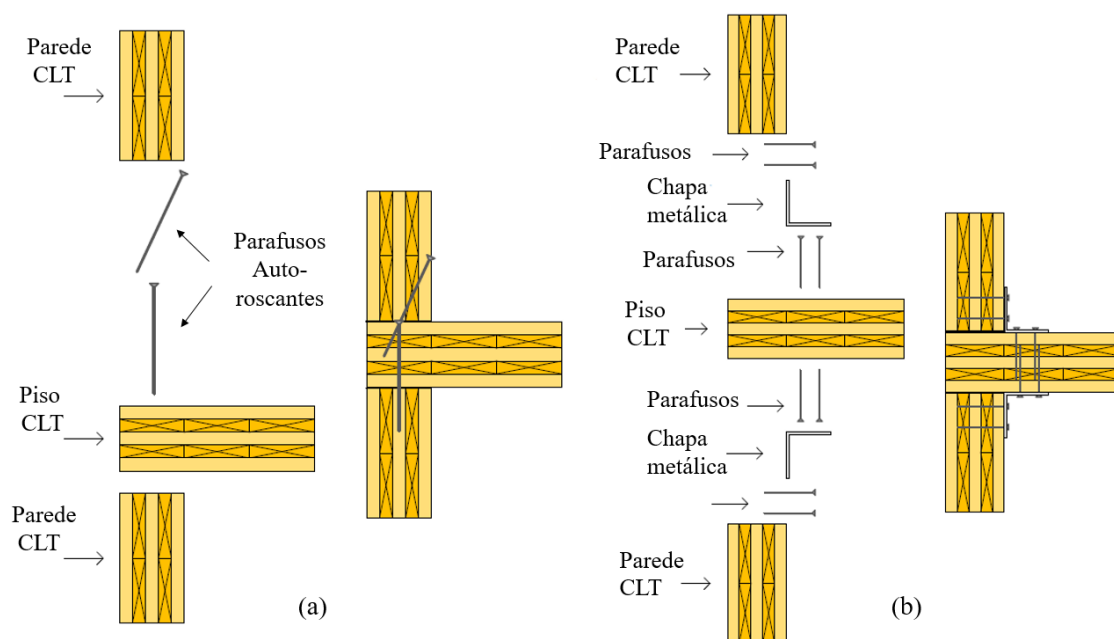


Figura 111 – Conexões entre parede e piso CLT, com: (a) parafusos auto-roscentes; (b) chapas metálicas. Adaptado de Mohammad *et al.* (2019)

Nas conexões entre parede e cobertura (Detalhe D na Figura 108), o mais habitual são as ligações com parafusos auto-roscentes e chapas metálicas anguladas, conforme a Figura 112.

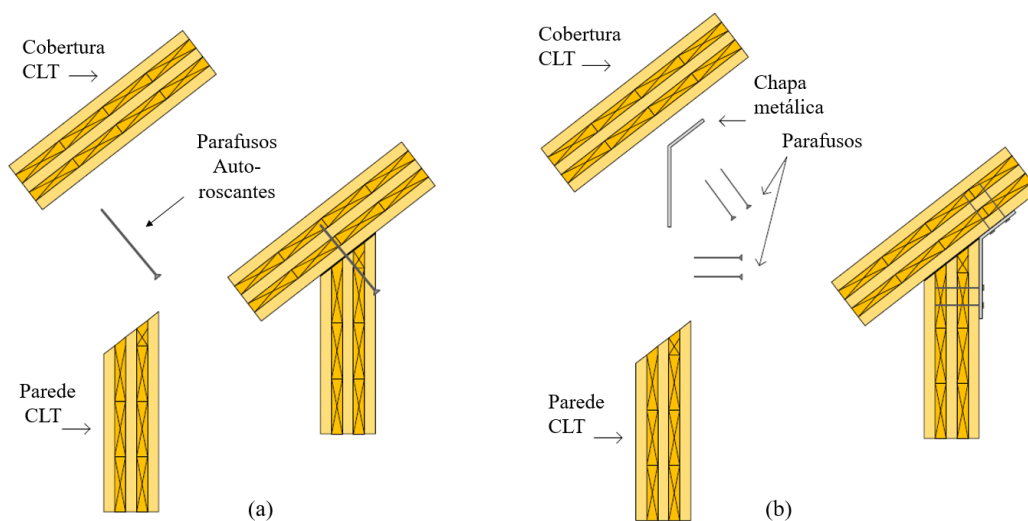


Figura 112 – Conexões entre parede e cobertura CLT com: (a) parafusos auto-roscentes; (b) chapas metálicas. Adaptado de Mohammad *et al.* (2019)

Diversos tipos de chapas e suportes metálicos utilizam-se nas conexões entre paredes CLT e fundações de concreto ou vigas metálicas (Detalhe E na Figura 108). A conexão apresentada na Figura 113a é a mais utilizada quando a demanda de cargas laterais é baixa. O tipo de ligação adotado depende do desejo ou não de projetar muros de cisalhamento, e da magnitude das cargas de levantamento e cisalhamento na base. Note-se que a presença uma barreira de umidade entre as paredes CLT e as fundações é de fundamental importância.

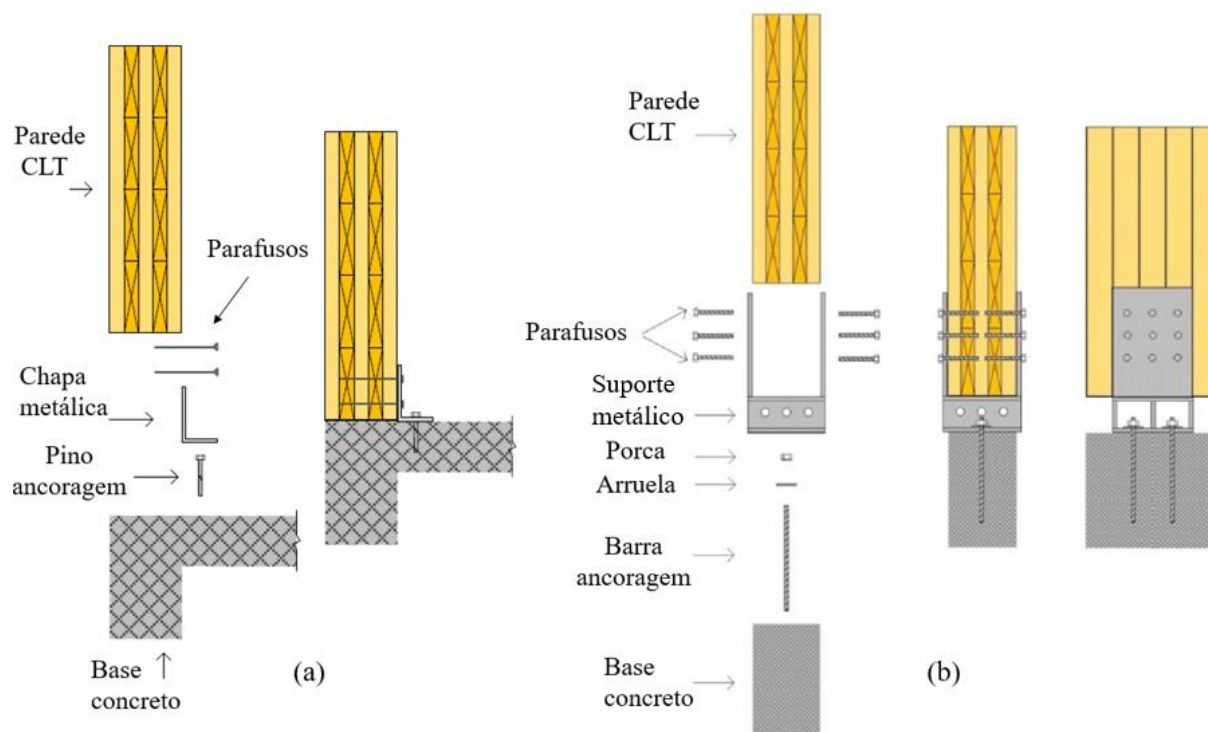


Figura 113 – Conexões entre parede CLT e fundações com: (a) chapas metálicas internas; (b) suportes metálicos. Adaptado de Mohammad *et al.* (2019)

## ANEXO D – Métodos de cálculo alternativos

### D.1 Método das Vigas Mecanicamente Unidas (Método Gama Modificado)

Presente no Anexo B da norma de projeto de estruturas de madeira europeia Eurocode 5, este método foi originalmente desenvolvido para vigas compostas unidas mecanicamente por parafusos uniformemente espaçados ao longo do seu comprimento. Nessa metodologia, a rigidez à flexão das vigas chama-se Rigidez Efetiva à Flexão ( $EI_{eff}$ ), a qual depende das características da seção transversal e do Fator de Eficiência de Conexão ( $\gamma$ ). Este último depende do escorregamento ou deslize dos conectores (relação  $s/\kappa$ ), sendo nulo para conexão inexistente e igual à unidade para vigas rigidamente conectadas (coladas) (**vide** Figura 114).

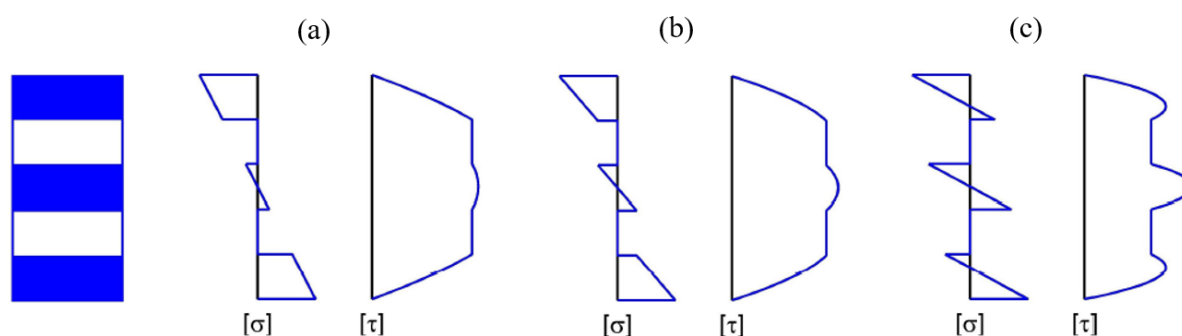


Figura 114 – Diagramas de tensões normais e tangenciais da seção transversal de um painel CLT de 5 camadas (camadas azuis representam as lâminas longitudinais) para um valor de  $\gamma$  igual a a) 1,0; b) 0,5 e c) 0,1. Adaptado de Christovasilis *et al.* (2016)

A adaptação ao caso de elementos CLT fletidos, resulta na substituição dessa relação de escorregamento mecânico, pelo escorregamento *rolling shear*, que é a deformação por cisalhamento das camadas cruzadas, conforme a equação (81).

$$\frac{s}{\kappa_i} = \frac{t_l}{G_{90} \cdot b} \quad (81)$$

Sendo:

$t_l$ : espessura das lamelas perpendiculares à direção do esforço;

$b$ : largura do painel considerada (geralmente 1 metro);

$s$ : espaçamento entre os conectores (não presente no CLT);

$\kappa_i$ : rigidez dos conectores mecânicos (não presente no CLT).

É importante destacar que esse método é derivado da teoria de vigas de Euler-Bernoulli, portanto, todas suas hipóteses são válidas nesta análise. As deformações por cisalhamento são negligenciadas nas camadas longitudinais, e somente consideradas indiretamente pela avaliação da deformação por cisalhamento de rolamento das camadas transversais. No cálculo da mencionada Rigidez Efetiva, apenas as camadas atuando na direção do esforço são consideradas (seção transversal neta). Também assume-se que o elemento esteja biapoiado, e no caso de elementos em balanço, recomenda-se duplicar o vão real nos cálculos.

#### D.1.1 Resistência e rigidez à flexão – Cargas perpendiculares ao plano

Segundo as regulações técnicas de desempenho, o processo de avaliação de painéis CLT empregado é uma abordagem híbrida entre modelos analíticos e ensaios mecânicos. Aqueles estipulam que a resistência à flexão da laje seja definida em relação ao módulo resistente efetivo ( $S_{eff}$ ) do elemento, em conjunto com os resultados de ensaio. A expressão para dito módulo mostra-se na equação (82) a seguir, sendo  $S_{eff}$ ,  $I_{eff}$  e  $h$  o módulo resistente efetivo, o momento de inércia efetivo e a espessura total do painel, respectivamente.

$$S_{eff} = \frac{2 \cdot I_{eff}}{h} = \frac{I_{eff}}{0,5 \cdot h} \quad (82)$$

$$EI_{eff} = \sum_{i=1}^n (E_i I_i + \gamma_i E_i A_i a_i^2) \quad (83)$$

Sendo  $0 < \gamma \leq 1$  ( $\gamma=1$  para conexão rígida e  $\gamma=0$  para conexão inexistente. Tipicamente  $\gamma$  varia entre 0,85 e 0,99).

Logo, seguindo com o estipulado pela teoria, a tensão máxima de flexão pode ser obtida como:

$$\sigma_{max} = \sigma_{global} + \sigma_{local} \quad (84)$$

Sendo  $\sigma_{local}$  a tensão nos extremos de cada camada longitudinal como consequência da sua própria flexão, e  $\sigma_{global}$  a tensão axial nas camadas exteriores devido à flexão (GAGNON e PIRVU, 2011). Essas são definidas como:

$$\sigma_{global} = \frac{\gamma_1 E_1 a_1 M f}{(EI)_{eff}} \quad (85)$$



$$\sigma_{local} = \frac{0,5E_1h_1Mf}{(EI)_{eff}} \quad (86)$$

Sendo  $E_1$  e  $h_1$  o módulo de elasticidade e espessura da camada longitudinal mais externa,  $a_1$  a distância entre o centroide da camada longitudinal mais externa e o centroide da seção transversal do painel, e  $Mf$  o momento fletor atuante.

$$\sigma_{max} = \frac{\gamma_1 E_1 a_1 Mf}{(EI)_{eff}} + \frac{0,5 E_1 h_1 Mf}{(EI)_{eff}} \quad (87)$$

De outra forma:

$$\sigma_{max} = \frac{Mf E_1}{(EI)_{eff}} \cdot (\gamma_1 a_1 + 0,5 h_1) \quad (88)$$

No caso em que o módulo de elasticidade de todas as lâminas longitudinais seja igual para todas elas ( $E_1=E_2=E_3=E$ ), a tensão máxima pode ser obtida por:

$$\sigma_{max} = \frac{Mf}{I_{eff}} \cdot (\gamma_1 a_1 + 0,5 h_1) \quad (89)$$

Logo, utilizando princípios básicos de cálculo estrutural:

$$\sigma_{max} = \sigma_{global} + \sigma_{local} \leq \phi \cdot f_{b,k} \quad (90)$$

Sendo:

$\phi$ : fator de redução de resistência (usualmente igual a 0,85);

$f_{b,k}$ : resistência característica à flexão da madeira.

Por último, pode-se determinar o momento resistente à flexão do elemento em questão:

$$M_r = \phi \cdot f_b \cdot \frac{I_{eff}}{(\gamma_1 a_1 + 0,5 h_1)} \quad (91)$$

#### D.1.2 Resistência ao cisalhamento – Cargas perpendiculares ao plano

Habitualmente, de acordo à normativa técnica, são utilizados métodos experimentais para avaliar a resistência ao cisalhamento de produtos estruturais colados. O teste previsto em EN 16351 (AENOR, 2017) consiste num ensaio de flexão de um painel simplesmente apoiado com cargas concentradas suficientemente próximas aos apoios para provocar falha por cisalhamento. Logo, utiliza-se a seguinte expressão:

$$\tau = \frac{1,5 \cdot F_v}{A_{gross}} \quad (92)$$

Sendo  $\tau$  e  $F_v$  a tensão e esforço máximo de cisalhamento, respectivamente, e  $A_{gross}$  a seção transversal bruta do painel ( $b \cdot h$ ).

De acordo com a teoria de vigas de Euler-Bernoulli, a tensão máxima de cisalhamento ocorre onde as tensões normais são nulas. Então, sendo  $Q$  o momento estático da seção transversal:

$$\tau = \frac{F_v \cdot (EQ)}{(EI)_{eff} \cdot b} \quad (93)$$

Para um painel de 5 camadas (**vide** Figura 115), o momento estático superior resulta:

$$(EQ) = \gamma_1 E_1 A_1 a_1 + E'_1 A'_1 a'_1 + \gamma_2 E_2 \frac{A_2 h_2}{2} \frac{h_2}{4} \quad (94)$$

Logo, utilizando princípios básicos de cálculo estrutural:

$$\tau \leq \phi \cdot f_{v,0,k} \quad (95)$$

Sendo:

$\phi$ : fator de redução de resistência (usualmente 0,75);

$f_{v,0,k}$ : resistência característica ao cisalhamento longitudinal da madeira.

Com as equações (13) a (15), pode-se obter o esforço de cisalhamento longitudinal resistente  $F_{v,r,0}$  do elemento em questão:

$$F_{v,r,0} = \frac{\phi \cdot f_v \cdot (EI)_{eff} \cdot b}{\gamma_1 E_1 A_1 a_1 + E'_1 A'_1 a'_1 + \gamma_2 E_2 \frac{A_2 h_2}{2} \frac{h_2}{4}} \quad (96)$$

No caso de painéis com 3 camadas, deve-se tomar o cuidado de substituir  $f_v$  pela resistência característica ao cisalhamento perpendicular às fibras da madeira ( $f_{v,90}$ ).

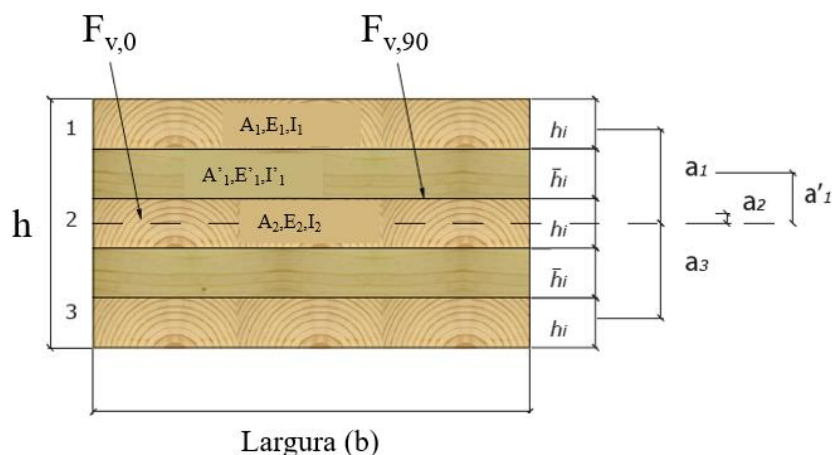


Figura 115 – Seção transversal de um painel CLT com 5 camadas.  
Adaptado de Karacabeily e Douglas (2013)

Em painéis CLT com 5 ou mais camadas, também deve-se verificar a resistência ao cisalhamento nas camadas transversais (resistência *rolling shear*). O momento estático para um eixo localizado justo acima da camada central pode ser calculado como:

$$(EQ) = \gamma_1 E_1 A_1 \left( a_1 - \frac{h_2}{2} \right) + E'_1 A'_1 \left( a'_1 - \frac{h_2}{2} \right) \quad (97)$$

Logo, pode-se determinar o esforço de cisalhamento perpendicular resistente do painel  $F_{v,r,90}$ :

$$F_{v,r,90} = \frac{\phi \cdot F_{vR} \cdot (EI)_{eff} \cdot b}{\gamma_1 E_1 A_1 \left( a_1 - \frac{h_2}{2} \right) + E'_1 A'_1 \left( a'_1 - \frac{h_2}{2} \right)} \quad (98)$$

Finalmente, a resistência ao cisalhamento do painel  $F_{v,r}$  será o menor valor entre  $F_{v,r,0}$  e  $F_{v,r,90}$ :

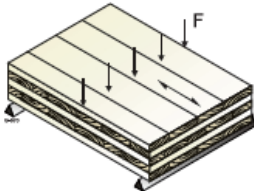
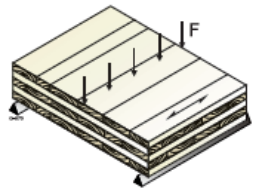
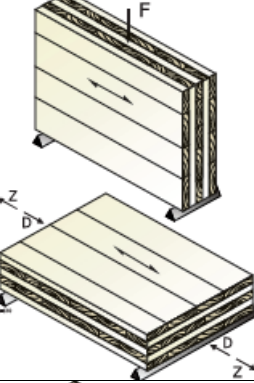
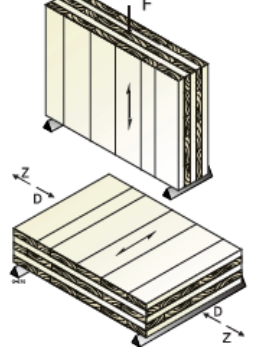
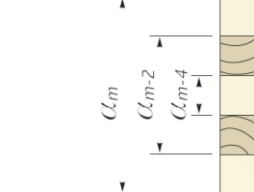
$$F_{v,r} = \min (F_{v,r,0} ; F_{v,r,90} ) \quad (99)$$

## D.2 Teoria dos Compósitos (Método k)

Este método foi originalmente desenvolvido para painéis de madeira compensada, no qual não se considerava a contribuição das camadas transversais, ou seja,  $E_{90} = 0$ . Para adaptá-lo a painéis CLT, a forma de calcular a rigidez efetiva à flexão baseia-se nas seguintes suposições:

– São assumidas uma relação linear tensão-deformação e a hipótese de Bernoulli de seções transversais planas se manterem planas;

- Considera-se a contribuição mecânica de todas as camadas do painel, tanto as longitudinais como as transversais;
- A rigidez das camadas transversais calcula-se com a relação  $E_{90} = E_0/30$ ;
- Não são consideradas deformações por cisalhamento, portanto, este método somente é aplicável a elementos com relação vão-espessura maiores a 30;
- Os fatores de composição determinam-se o de acordo ao Quadro 7.

Configuração do carregamento	Fatores de composição ( $k_i$ )
	$k_1 = 1 - \left(1 - \frac{E_{90}}{E_0}\right) \cdot \frac{a_{m-2}^3 - a_{m-4}^3 + \dots \pm a_1^3}{a_m^3}$
	$k_2 = \frac{E_{90}}{E_0} + \left(1 - \frac{E_{90}}{E_0}\right) \cdot \frac{a_{m-2}^3 - a_{m-4}^3 + \dots \pm a_1^3}{a_m^3}$
	$k_3 = 1 - \left(1 - \frac{E_{90}}{E_0}\right) \cdot \frac{a_{m-2} - a_{m-4} + \dots \pm a_1}{a_m}$
	$k_4 = \frac{E_{90}}{E_0} + \left(1 - \frac{E_{90}}{E_0}\right) \cdot \frac{a_{m-2} - a_{m-4} + \dots \pm a_1}{a_m}$
	

Quadro 7 – Fatores de composição “k” para painéis CLT. Adaptado de Blass e Fellmoser (2004)

O Quadro 7 fornece fórmulas para avaliar os fatores de composição para diferentes situações de carregamento em relação à orientação do painel. Por exemplo, o fator  $k_1$  representa o fator de composição para um painel carregado perpendicular ao plano, e é usado para calcular as propriedades de flexão na direção de maior resistência (paralelamente às lamelas exteriores). O Quadro 8 fornece valores efetivos de resistências e módulos de elasticidade para os painéis CLT, segundo Blass e Fellmoser (2004).

Solicitação	Em relação às fibras das camadas exteriores	Resistência efetiva	Rigidez efetiva
Carregamento perpendicular ao plano			
Flexão	Paralela	$f_{b,0,eff} = f_{b,0} \cdot k_1$	$E_{b,0,eff} = E_0 \cdot k_1$
	Perpendicular	$f_{b,90,eff} = f_{b,0} \cdot k_2 \cdot a_m/a_{m-2}$	$E_{b,90,eff} = E_0 \cdot k_2$
Carregamento no-plano			
Flexão	Paralela	$f_{b,0,eff} = f_{b,0} \cdot k_3$	$E_{b,0,eff} = E_0 \cdot k_3$
	Perpendicular	$f_{b,90,eff} = f_{b,0} \cdot k_4$	$E_{b,90,eff} = E_0 \cdot k_4$
Tração	Paralela	$f_{t,0,eff} = f_{t,0} \cdot k_3$	$E_{t,0,eff} = E_0 \cdot k_3$
	Perpendicular	$f_{t,90,eff} = f_{t,0} \cdot k_4$	$E_{t,90,eff} = E_0 \cdot k_4$
Compressão	Paralela	$f_{c,0,eff} = f_{c,0} \cdot k_3$	$E_{c,0,eff} = E_0 \cdot k_3$
	Perpendicular	$f_{c,90,eff} = f_{c,0} \cdot k_4$	$E_{c,90,eff} = E_0 \cdot k_4$

Quadro 8 – Valores efetivos de resistências e módulos de elasticidade para painéis CLT segundo o Método k. Adaptado de Blass e Fellmoser (2004)

Para o dimensionamento à flexão fora do plano, a tensão máxima de flexão pode ser expressada como  $\sigma_{max} = Mf / S_{gross}$ , sendo  $S_{gross}$  o módulo resistente bruto. Logo, empregando princípios básicos de *design* estrutural, chega-se à inequação  $\sigma_{max} \leq \phi \cdot f_{b,eff}$ , sendo  $f_{b,eff}$  a resistência efetiva à flexão obtida dos Quadros 7 e 8. Portanto, o momento fletor resistente do elemento pode ser expressado como:

$$Mf_r = \phi \cdot f_{b,eff} \cdot S_{gross} \quad (100)$$

## ANEXO E – Fatores de modificação e fluência de elementos CLT em flexão

### E.1 Fatores de modificação (NDS-2018)

Como ocorre em peças de madeira serrada estrutural e em outros produtos de madeira engenheirada, os valores de referência para projeto de painéis CLT são ajustados de acordo à condições específicas de serviço. Essas condições referem-se a certas condições de temperatura, teor de umidade e duração pré-estabelecidas na norma. Para situações que diferem dessas, são aplicados diversos fatores de modificação, cuja aplicação encontra-se detalhada na norma NDS-2018 a través de uma tabela específica, segundo o método de dimensionamento adotado seja o *Allowable Stress Design* (ASD) ou o *Load and Resistance Factor Design* (LRFD).

O Fator de Duração de Carga ( $C_D$ ) leva em conta a propriedade que a madeira tem de suportar cargas máximas significativamente mais altas para períodos de duração de carregamento curtos em comparação com períodos de duração mais longos. Os valores de referência para projeto se aplicam a um tempo de duração de carregamento denominado normal (aproximadamente 10 anos), durante o qual tensionam completamente o elemento estrutural nesses valores de *design*. Para exemplificar, esse fator é igual a 0,9, 1,6 e 2, para cargas permanentes, de vento/sismo e de impacto, respectivamente.

O Fator de Condição de Serviço Úmido ( $C_M$ ) ajusta as propriedades de resistência da madeira aos casos nos que o estado de serviço não seja considerado seco. Para os produtos de madeira engenheirada colada, o estado de serviço seco é definido pela norma como aquele em que o teor de umidade daqueles seja menor a 16%, situação da maioria das estruturas protegidas da intempérie.

O Fator de Temperatura ( $C_t$ ) considera a variação das propriedades de resistência da madeira que estará frequentemente exposta a temperaturas maiores que 37,78 °. Comumente aplicado em casos de edificações industriais.

O Fator de Conversão de Formato ( $K_F$ ) é utilizado para ajustar valores de referência calculados para o método ASD quando se deseja utilizar o LRFD.

O Fator de Efeito do Tempo ( $\lambda$ ) é similar ao fator  $C_D$  usado no método ASD, mas aquele refere-se aos casos de combinação de cargas, ao invés da duração de tempo do carregamento.

Ao realizar um tratamento ignífugo por autoclave nos elementos estruturais, é responsabilidade do fabricante fornecer valores de referência para projeto. Valores de  $C_D$  maiores que 1,6 não são aplicáveis a esse tipo de elemento tratado.

## E.2 Fluência de elementos em CLT sujeitos a flexão

O comportamento dependente do tempo de produtos estruturais em madeira é tratado nos standards de *design* por coeficientes específicos que ajustam as propriedades de projeto de acordo ao caso. Conforme experimentos realizados por Park *et al.* (2006) e Jöbstl e Schickhofer (2007), dado o arranjo ortogonal das camadas dos painéis CLT, estes são mais propensos às deformações diferidas de fluência que outros produtos de madeira engenheirada, cujo efeito chega a ser cerca do dobro em magnitude quando comparado à MLC.

O Fator de Duração de Carga ( $C_D$ ) ajusta as propriedades de *design* para o método ASD considerando seis categorias de carga diferentes: permanente, 10 anos, dois meses, sete dias, 10 minutos e de impacto (**vide** Tabela 40). Da mesma forma, mas para o método LRFD, o Fator de Efeito do Tempo ( $\lambda$ ) cumpre a mesma função, mas de acordo à expressão de combinação de carregamentos utilizada (**vide** Tabela 41).

Tabela 40 – Fatores de Duração de Carga ( $C_D$ ) frequentemente usados.

Duração da carga	$C_D$	Carga típicas de projeto
Permanente	0,9	Peso próprio
10 anos	1,0	Ocupação/serviço
2 meses	1,15	Neve
7 dias	1,25	Construção
10 minutos	1,6	Vento/sismo
Impacto	2,0	Colisão/choque

Fonte: Adaptado de AWC (2018)

Tabela 41 – Fatores de Efeito do Tempo ( $\lambda$ ) (somente para LRFD)

Combinação de cargas	$\lambda$
1,4D	0,6
1,2D + 1,6L + 0,5(L <sub>r</sub> ou S ou R)	0,7 quando L é de depósito 0,8 quando L é de serviço 1,25 quando L é de impacto
1,2D + 1,6L(L <sub>r</sub> ou S ou R) + (L ou 0,5W)	0,8
1,2D + 1,0W + L + 0,5(L <sub>r</sub> ou S ou R)	1,0
1,2D + 1,0E + L + 0,2S	1,0
0,9D + 1,0W	1,0
0,9D + 1,0E	1,0

D= carga gravitacional ou morta; L= carga viva ou de serviço; L<sub>r</sub>= carga viva de cobertura; S= carga de neve; R= carga de chuva; W= carga de vento; e E= carga de sismo.

Fonte: Adaptado de AWC (2018)

### E.2.1 Deflexão total sob cargas de longa duração

Em certas aplicações de flexão de elementos CLT, pode ser necessário limitar a deflexão a níveis apropriados. Na NDS-2018 aplica-se um fator de majoração à deflexão causada pelas cargas de longa duração. Dessa forma, a deflexão total é calculada como a deflexão instantânea, correspondente às cargas de longa duração do projeto, multiplicado pelo fator de incremento adequado, somado à deflexão devido à parcela normal ou de curta duração do carregamento de projeto. Analiticamente, a deflexão total de um elemento fletido sujeito a cargas de longa duração resulta igual a:

$$w_T = K_{cr} w_{LT} + w_{ST} \quad (101)$$

Sendo:

$K_{cr}$ : Fator de Fluência, igual a 2,0 para CLT usado na condição de serviço seca de referência;

$w_{LT}$ : deflexão instantânea devido à componente de longa duração da carga de projeto;

$w_{ST}$ : deflexão devido à componente normal ou de curta duração da carga de projeto.

O Fator de Fluência proposto pela normativa tem embasamento nos valores diferidos reportados por Jöbstl e Schickhofer (2007), os quais resultaram maiores em 30 - 40% em comparação com a MLC em carga constante durante um ano.