

**Universidade de São Paulo
Escola Superior de Agricultura “Luiz de Queiroz”**

**Influência de um corte na borda tracionada de uma viga maciça simulando
uma emenda de topo na lâmina inferior de vigas laminadas coladas**

Mônica Duarte Aprilanti

Dissertação apresentada para obtenção do título de Mestre em Ciências. Área de concentração: Recursos Florestais com opção em Tecnologia de Produtos Florestais

**Piracicaba
2010**

Mônica Duarte Aprilanti
Arquiteta e Urbanista

Influência de um corte na borda tracionada de uma viga maciça simulando uma emenda de topo na lâmina inferior de vigas laminadas coladas

Orientador:

Prof. Dr. **JOSÉ NIVALDO GARCIA**

Dissertação apresentada para obtenção do título de Mestre em Ciências. Área de concentração: Recursos Florestais com opção em Tecnologia de Produtos Florestais

**Piracicaba
2010**

**Dados Internacionais de Catalogação na Publicação
DIVISÃO DE BIBLIOTECA E DOCUMENTAÇÃO - ESALQ/USP**

Aprilanti, Mônica Duarte

Infuência de um corte na borda tracionada de uma viga maciça simulando uma emenda de topo na lâmina inferior de vigas laminadas coladas / Mônica Duarte Aprilanti. - Piracicaba, 2010.

108 p. : il.

Dissertação (Mestrado) - - Escola Superior de Agricultura "Luiz de Queiroz", 2010.
Bibliografia.

1. Densidade da madeira 2. Dimensionamento de estruturas 3. Estruturas de madeira colada 4. Eucalipto 5. Laminados 6. Madeira - Propriedades mecânicas I. Título

CDD 674.132
A654i

"Permitida a cópia total ou parcial deste documento, desde que citada a fonte – O autor"

À memória de minha irmã Milena
e de meu tio João Carlos.

À minha querida filha Eva,
por tantos momentos de lazer de ti roubados.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus pela oportunidade de concretizar o presente trabalho.

À minha mãe Maria Angela e ao meu pai Antonio pelo apoio incondicional sem o qual não seria possível a realização deste.

Ao meu orientador Prof. Dr. José Nivaldo Garcia pelo grande incentivo sempre e por despertar em mim o interesse no contínuo aprofundamento da Ciência.

Ao técnico do Laboratório de Máquinas e Engenharia da Madeira Luis Eduardo Facco pela colaboração, disponibilidade e amizade.

Às colegas de laboratório e de empreitada, Cláudia, Julieth e Maristela, pelo agradável convívio, alegrias e desabafos compartilhados, enfim, pela amizade.

Ao CNPQ – Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico, pelo apoio financeiro.

A todos aqueles que, direta ou indiretamente, contribuíram para a realização deste trabalho.

“A nossa mais elevada tarefa deve ser a de formar seres humanos livres,
que sejam capazes de, por si mesmos,
encontrar propósito e direção para suas vidas”.

Rudolf Steiner

SUMÁRIO

RESUMO	11
ABSTRACT	13
LISTA DE SÍMBOLOS	15
1 INTRODUÇÃO	17
1.1 Considerações iniciais	17
1.2 Objetivos.....	21
1.2.1 Objetivo geral.....	21
1.2.2 Objetivos específicos.....	21
1.3 Justificativa	22
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	23
2.1 Breve histórico	23
2.2 Definições	26
2.3 Fatores que influenciam na resistência da MLC	29
2.3.1 Massa específica	29
2.3.2 Teor de umidade.....	30
2.3.3 Espessura e número de lâminas	31
2.3.4 Classificação da madeira	31
2.3.5 Nós e inclinação da grã.....	32
2.3.6 Posição das emendas	35
2.3.7 Adesivos	37
2.3.8 Pressão de colagem e cura do adesivo.....	39
2.4 Projeto de estruturas de madeira	40
2.4.1 Caracterização das propriedades da madeira	41
2.4.2 Cálculo e dimensionamento de vigas de MLC	45
3 MATERIAL E MÉTODOS.....	53
3.1 Espécie da madeira.....	53
3.2 Planejamento experimental.....	53
3.3 Etapas de experimentação.....	55
3.3.1 Ensaio de corpos-de-prova não classificados.....	55
3.3.2 Ensaio de classificação mecânica não destrutivos.....	63

3.3.3	Ensaio de corpos-de-prova classificados	63
3.3.4	Simulações	66
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	67
4.1	Ensaio de corpos-de-prova não classificados	67
4.1.1	Módulo de elasticidade à flexão estática	69
4.1.2	Massa específica.....	74
4.1.3	Rigidez à flexão estática	77
4.1.4	Coefficiente de influência da emenda.....	78
4.1.5	Resistência à flexão estática	79
4.1.6	Resistência ao cisalhamento	82
4.2	Classificação mecânica através do módulo de elasticidade não destrutivo	83
4.3	Ensaio de corpos-de-prova classificados	86
4.3.1	Módulo de elasticidade na flexão estática com ciclos de carregamento	87
4.3.2	Módulo de elasticidade à flexão estática sem ciclos de carregamento.....	87
4.3.3	Massa específica.....	95
4.3.4	Rigidez à flexão estática	97
4.3.5	Coefficiente de influência da emenda.....	98
4.3.6	Resistência à flexão estática	98
4.4	Simulações	99
5	CONCLUSÕES	103
	REFERÊNCIAS	105
	BIBLIOGRAFIA CONSULTADA	107

RESUMO

Influência de um corte na borda tracionada de uma viga maciça simulando uma emenda de topo na lâmina inferior de vigas laminadas coladas

A madeira laminada colada (MLC) é um produto estrutural que permite racionalizar o uso da madeira sólida, pois a partir de pequenas peças selecionadas e preparadas é possível produzir grandes vigas das mais variadas formas. A utilização da madeira de reflorestamento na produção de MLC lhe confere vantagens ambientais sobre outros materiais e o *Eucalyptus grandis* é uma espécie que oferece grande potencial para o uso estrutural. As emendas longitudinais entre lâminas representam descontinuidades na peça de MLC e, assim como os defeitos em peças maciças, são regiões potencialmente fracas causando grande influência na resistência de vigas laminadas. O objetivo do presente trabalho foi o de estudar a influência de uma emenda de topo e de sua posição na lâmina inferior de vigas laminadas coladas (VLCs) no momento de inércia, na elástica da viga e conseqüentemente no módulo de elasticidade na flexão estática (E_{M0}). Foi conduzido um estudo teórico-experimental com corpos-de-prova maciços que receberam um corte na borda tracionada simulando uma emenda de topo na lâmina inferior de VLCs. Em uma 1ª etapa da experimentação, foram realizados ensaios de flexão estática destrutivos com corpos-de-prova de seção transversal 2,5 x 2,5 cm não classificados com o intuito de explorar a grandeza da variabilidade das propriedades estudadas para diferentes posições da emenda ao longo da borda inferior da viga biapoiada. A 2ª etapa de ensaios consistiu na classificação de um lote de corpos-de-prova de seção transversal de 3,0 x 4,0 cm através de ensaios de flexão estática não destrutivos para minimizar o erro experimental imposto pela variabilidade natural do material. Em uma 3ª etapa, foram realizados ensaios de flexão estática destrutivos de corpos-de-prova de seção transversal 3,0 x 4,0 cm classificados para estudar o efeito de diferentes posições da emenda na borda inferior da viga num lote de menor variabilidade. Em uma 4ª etapa da experimentação foram realizadas simulações através de planilhas de cálculo com base na teoria de Garcia (2008) para a comprovação dos resultados experimentais e elaboração de novas formulações de dimensionamento de VLCs. Verificou-se que o corte não influenciou no E_{M0} nos ensaios da 1ª etapa quando se tratou de um lote de madeira desuniforme, mas exerceu um efeito significativo nos ensaios da 3ª etapa dentro do lote de peças classificadas. Concluiu-se que o corte influencia na rigidez da viga à flexão (EI), pois provoca uma modificação do fluxo de tensões com conseqüente alteração da distribuição de tensões ao longo da altura da viga e do momento de inércia. A concentração de tensões na área circundante ao corte provoca uma redução no momento de inércia que deve ser levada em consideração no dimensionamento de VLCs em que se utilizam emendas de topo nas lâminas tracionadas. O corte influencia significativamente na resistência à flexão da viga porque dá origem ao aparecimento de uma fissura paralela à grã que transporta a altura reduzida pelo corte à seção crítica. Essa fissura é provocada por cisalhamento oriundo do momento fletor e não do esforço cortante.

Palavras-chave: Viga laminada; Emenda de topo; Módulo de elasticidade; Dimensionamento estrutural; *Eucalyptus grandis*

ABSTRACT

The influence of a cut in the tensioned edge of a solid beam simulating a butt joint at the bottom lamination of glued laminated beams

Glued laminated timber (GLULAM) is a structural product that allows rationalizing the use of solid wood, as from small selected and prepared pieces it is possible to produce large beams in a variety of shapes. The use wood from planted forests in GLULAM production brings environmental advantages compared to other materials and *Eucalyptus grandis* is a species that offers great potential for structural use. The end joints that connect pieces to perform the entire laminas represent discontinuities in the GLULAM and as many defects in solid wood are potentially weak areas. The aim of the present paper is to study the influence of a butt joint and its position in the bottom lamination of glued laminated beams, on the moment of inertia, on the elastic of the beam and therefore on the modulus of elasticity in static bending (E_{M0}). A theoretical and experimental study was conducted with solid specimens that were cut on the tensioned edge simulating a butt joint at the bottom lamination of glued laminated beams. At a first phase of testing, destructive static bending tests were performed with specimens sized 2.5 x 2.5 cm as cross-section non classified in order to explore the magnitude of the natural variability of the studied properties for different positions of the joint along the bottom edge of the bi-constrained beam. The second phase of testing consisted in classifying a batch of specimens 3.0 x 4.0 cm cross section by non-destructive static bending tests to minimize experimental error imposed by the natural variability of the material. At a third phase, destructive static bending tests were performed with 3.0 x 4.0 cm cross section classified specimens to study the effect of different positions of the joint on the bottom edge of the beam in a group of low variability. At the fourth phase simulations were performed using spreadsheets on the Garcia's theory (2008) to verify the experimental results and the development of new formulations of glued laminated beams design. It was verified that the cut did not affect the E_{M0} on the first step of testing when regarding a non uniform batch of wood, but there was a significant effect on the tests of the third step over the batch of classified wood. It was concluded that the cut influences the stiffness of the bending beam (EI) by changing the flux tensions pattern and consequent change in stress distribution along the beam height and the moment of inertia. The concentration of stresses in the area surrounding the cut causes a reduction in the moment of inertia that must be taken into account for designing glued laminated beams that use butt joints in the tensioned edge. The cut significantly influence the beam bending strength because give way to appear a check in parallel to the grain and transport the reduced height to the critical cross section. Such a check is due shear stresses consequent of the bending moment and not from the shear force.

Keywords: Laminated beam; Butt joint; Modulus of elasticity; Structural design; *Eucalyptus grandis*

LISTA DE SÍMBOLOS

A – área

A_{red} – área reduzida

A_{ef} – área efetiva

B – coeficiente angular

C_{ie} – coeficiente de influência da emenda

E – módulo de elasticidade

E_{c0} – módulo de elasticidade na compressão paralela

E_{M0} – módulo de elasticidade na flexão

EI – rigidez à flexão

I – momento de inércia

I_g – momento de inércia bruto da seção

I_k – soma dos momentos de inércia das áreas transversais dos nós

I_{red} – momento de inércia reduzido

I_{real} – momento de inércia real

L –vão livre entre apoios

M – momento fletor

P – carga

SMF_b – coeficiente de modificação da resistência à flexão

T_i – coeficiente de modificação do momento de inércia

b – largura da seção transversal

f – flecha, deslocamento

f_M – resistência à flexão

f_{v0} – resistência ao cisalhamento paralelo às fibras

h – altura da seção transversal

k_{mod} – coeficiente de modificação

ρ_{12} – massa específica a 12% de umidade

τ – tensão de cisalhamento

1 INTRODUÇÃO

1.1 Considerações iniciais

O homem, desde os primórdios de sua existência, sempre esteve rodeado de vegetação em maior ou menor medida e a tem utilizado em suas construções, na produção de utensílios, para alimentar-se de seus frutos, para proteger-se em sua sombra e também como meio de transporte por rios e mares. A má utilização e exploração descontrolada dos recursos naturais disponíveis têm causado, entretanto, grandes desequilíbrios ambientais e sociais. Como medida corretiva a tais desequilíbrios, toda a comunidade deve inserir-se dentro de um novo modelo de desenvolvimento econômico, comprometido com a permanência, a preservação e a sustentabilidade do meio ambiente.

A madeira, nesse contexto, é um bem natural totalmente adequado aos princípios da construção sustentável. É um material que requer pouco consumo energético, tanto em sua fase de formação, como durante seu processamento. Apresenta boa resistência mecânica comparada ao seu peso próprio proporcionando a execução de estruturas leves, além de ser durável quando utilizada corretamente dentro de um sistema construtivo adequado e aliado a novas tecnologias de produção e conservação.

Várias análises têm mostrado que a renovabilidade da madeira, sua capacidade de armazenamento de carbono e a sua reciclabilidade oferecem vantagens ambientais sobre outros materiais. No entanto, fatores como a forte tradição construtiva em alvenaria de tijolos, a falta de conhecimento por parte daqueles que projetam, constroem, especificam e a utilizam, tem contribuído para o descrédito da madeira e o uso inadequado dos recursos florestais.

Os numerosos fatores que afetam a resistência da madeira e o projeto de estruturas de madeira envolvem certo grau de discernimento de engenharia e impede a determinação das tensões básicas por uma simples análise matemática. Para que seja empregada de maneira mais eficiente e competitiva, torna-se indispensável um conhecimento aprofundado de suas propriedades. Contínuas pesquisas e avaliações técnicas têm sido desenvolvidas neste sentido, mas ainda não surtiu o efeito desejado.

A gradual eliminação destes obstáculos poderá ser conquistada através da divulgação de conhecimentos tecnológicos que levem à utilização correta da madeira, garantindo assim, desempenho, durabilidade e qualidade estética adequados.

O Brasil apresenta uma grande disponibilidade de madeira proveniente de florestas tropicais e de reflorestamento, porém cabe ressaltar que com a diminuição de espécies nativas disponíveis, faz-se necessário desenvolver alternativas viáveis para a utilização racional da madeira proveniente de florestas plantadas.

Uma das formas de racionalizar o uso da madeira para fins estruturais é a tecnologia da madeira laminada colada (MLC) que é produzida unindo peças de madeira selecionada e preparada, nas quais as fibras estão essencialmente paralelas ao eixo longitudinal da peça a ser manufaturada.

Comparada a peças sólidas, a MLC oferece muitas vantagens dentre as quais se destacam as seguintes:

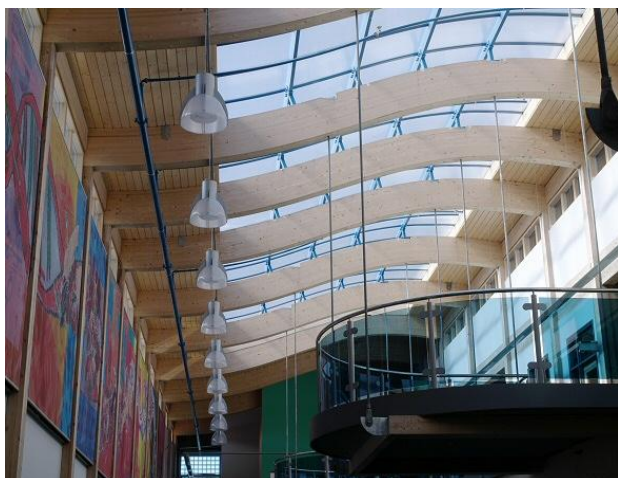
- Grande capacidade dimensional: as estruturas em MLC são apropriadas para vencer vãos livres da ordem de 100 metros;
- Permite um bom aproveitamento da madeira de reflorestamento, já que através dessa técnica se produzem vigas estruturais de dimensões muito maiores do que as suas peças componentes;
- Redução considerável da ocorrência de defeitos típicos de grandes peças sólidas, tais como nó e medula, através da classificação das peças componentes que também permite uma disposição mais eficiente em função de diferentes propriedades mecânicas;
- Possibilidade de obtenção de uma grande variedade de formas arquitetônicas, através da curvatura no processo de produção e da utilização de seções transversais variáveis, sendo limitadas somente pela capacidade da planta produtora e pelo sistema de transporte;
- Em relação a outros materiais, apresenta boa resistência mecânica comparada ao baixo peso próprio além de grande resistência ao fogo e a agressões químicas.

A madeira laminada colada pode ser usada em uma ampla variedade de estruturas tais como edifícios, pontes, aviões e barcos. Sua versatilidade se deve ao fato de poder ser construída sob medida sem as limitações de tamanhos padronizados ou de comprimentos disponíveis no material sólido.

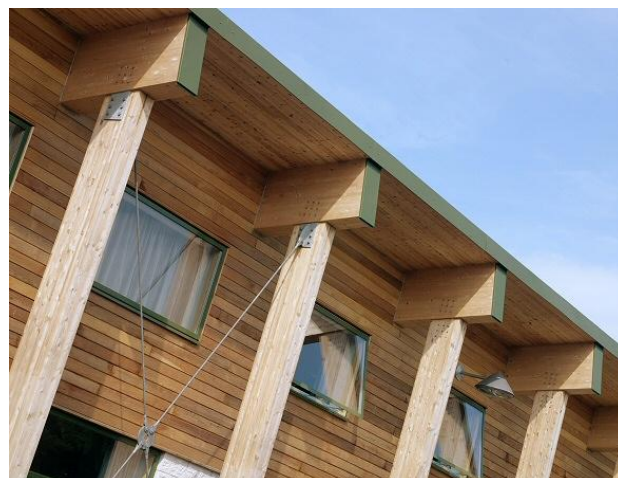
As Figuras 1, 2 e 3 ilustra exemplos de edifícios onde foi empregada a tecnologia da madeira laminada colada com grande liberdade de formas arquitetônicas.



Figura 1 – Credit Valley Hospital, Ontario – Canadá. Projeto: Farrow Partnership Architects
Fonte: <http://estruturasdemadeira.blogspot.com>



(a)



(b)

Figura 2 (a e b) – Escola em Leicestershire, Reino Unido. Projeto: Lilleheden Ltd
Fonte: www.glulam.co.uk – GLTA – Glued Laminated Timber Association



Figura 3 – Centro Cultural Jean-Marie Tjibaou, Nouméa – New Caledonia. Projeto: Renzo Piano

Apesar de amplamente difundida no contexto internacional como excelente material para aplicação estrutural, a MLC no Brasil ainda é uma tecnologia pouco utilizada e consequentemente de baixa competitividade no mercado em função de seu alto custo. Porém, o aumento da oferta de madeira de reflorestamento para serrarias no mercado brasileiro, impulsionou vários estudos experimentais em vigas laminadas coladas fabricadas a partir de diferentes espécies de *Eucalyptus* e *Pinus*.

O elemento estrutural elaborado em MLC apresenta inúmeras combinações de fatores que afetam a sua resistência. Devem ser considerados no projeto e fabricação as diferenças entre espécies, densidades, tipos de emendas longitudinais e sua posição no conjunto em relação aos esforços solicitantes da estrutura, presença de defeitos e sua posição no comprimento e na largura da lâmina, a posição da lâmina na montagem, além das propriedades do adesivo, que envolvem quantidade, temperatura, tempo de cura, pressão de montagem e ancoragem adequados.

Nas pesquisas brasileiras relacionadas ao tema, têm sido testadas algumas destas variáveis isoladamente ou combinadas entre si, buscando gerar dados que orientem a aplicação desta tecnologia em escala industrial. Observa-se, no entanto, que as variáveis mais estudadas experimentalmente foram o desempenho das ligações entre peças na lâmina e os fenômenos

relacionados à adesão para diferentes tipos de adesivos, notando-se pouco aprofundamento no que diz respeito à posição das emendas dentro do elemento estrutural e sua influência no comportamento mecânico.

O presente trabalho apresenta-se como um estudo teórico-experimental que pretende contribuir para o avanço das pesquisas científicas, determinando as posições críticas das emendas nas vigas retas de madeira laminada colada a fim de evitá-las na montagem ou ainda considerá-las adequadamente no dimensionamento caso não seja possível evitá-las.

1.2 Objetivos

1.2.1 Objetivo geral

O objetivo geral desta dissertação foi o de estudar a influência de uma emenda longitudinal e de sua posição na lâmina inferior, ao longo do comprimento da viga laminada colada (VLC), no momento de inércia, na elástica da viga e conseqüentemente no módulo de elasticidade na flexão estática.

Ao tratar-se de um estudo teórico-experimental, optou-se por trabalhar com emendas de topo por serem de fácil execução e porque representam uma situação crítica, pois não são consideradas na transmissão de esforços.

Pretendem-se estabelecer valores de projeto para o cálculo e dimensionamento de estruturas de MLC fabricadas a partir de madeira de *Eucalyptus grandis*, para dessa maneira, incentivar a aplicação estrutural da madeira de reflorestamento dentro dos parâmetros da construção sustentável, difundindo a tecnologia da madeira laminada colada como alternativa viável para vencer grandes vãos.

1.2.2 Objetivos específicos

Foram tomados como objetivos específicos do presente trabalho:

- Definir as posições críticas das emendas da lâmina inferior da zona tracionada de uma VLC e conseqüentemente a posição crítica relativa onde a ruptura se inicia pela emenda;
- Discriminar o efeito do módulo de elasticidade e o efeito da redução do momento de inércia imposto pela emenda na resistência e deformação global da viga;
- Criar uma metodologia para o cálculo da resistência de vigas retas de MLC que leve em conta o efeito da emenda de topo, evitando dessa maneira, as combinações críticas durante a montagem.

1.3 Justificativa

As emendas de topo podem ser utilizadas em algumas posições onde os esforços solicitantes o permitirem. Tirar vantagem de tais disposições pode significar economia de material e de trabalho e, conseqüentemente, redução de custo. Seu uso, porém, necessita de extremo cuidado na fabricação para garantir que todo material esteja propriamente localizado.

O esforço cuidadoso de economizar variando os requisitos das diferentes partes de uma estrutura pode tornar-se complicado na prática de um processo industrial, mas justifica-se dentro de um processo de produção artesanal que é ainda hoje característico do setor da construção em madeira no Brasil.

A madeira laminada colada oferece a possibilidade de maior resistência a esforços o que lhe confere grandes vantagens sobre a madeira sólida. A possibilidade de utilização de pequenas peças e de peças de baixa resistência para o uso estrutural é outra vantagem da utilização da MLC. Projetos inovadores aliados ao avanço em técnicas de fabricação e em pesquisa devem ampliar no Brasil, assim como ocorreu nos Estados Unidos e nos países europeus, os horizontes da construção em madeira laminada colada.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Breve histórico

A madeira sempre foi um material muito utilizado pelo homem em suas construções ao longo de toda sua história. No século XIX a investigação de outros materiais, como o aço e o concreto, acabou minimizando a utilização da madeira especialmente no campo estrutural onde a impossibilidade de vencer grandes vãos era um fator altamente limitante. As primeiras construções com madeiras unidas com cola do tipo caseína datam do início do século XX quando Otto Karl Frederich Hetzer propôs, na Alemanha, um método de fabricação de madeira laminada colada (MLC) que representou o nascimento da técnica no campo estrutural (SÁNCHEZ MAZAIIRA, 1992).

Em 1901 e 1906, na Suíça e Alemanha respectivamente, Hetzer obteve as primeiras patentes do método construtivo em madeira laminada colada que a partir de então se espalha por vários países da Europa industrializada. As primeiras aplicações da MLC destinavam-se a sistemas estruturais interiores. Com o desenvolvimento de adesivos à prova d'água à base de uréia, em 1930, e de resorcinol, em 1940, a técnica da MLC passou a ser utilizada com sucesso em estruturas expostas, permitindo sua aplicação nos mais variados tipos de estruturas de coberturas e pontes.

Na década de 30 os americanos incorporaram esse sistema construtivo através do alemão Max Hanisch, ainda sob a influência de Hetzer. A primeira aplicação da madeira laminada colada em estruturas na América foi na construção de um ginásio para a “Peshtigo High School”, em Wisconsin, em 1934. No mesmo ano, o edifício do Forest Products Laboratory, em Madison, foi projetado e construído usando pórticos de MLC o que marcou o início das principais pesquisas relacionadas à tecnologia nos EUA. Em 1939 foi publicado um boletim técnico com os resultados dos testes realizados junto à construção desse edifício. Os resultados positivos foram definitivos para o estabelecimento da indústria da madeira laminada colada.

O amplo desenvolvimento da construção em MLC nos Estados Unidos nas décadas de 30 e 40 direcionou a atenção de arquitetos e engenheiros para um novo produto altamente adaptável a uma grande variedade de usos, o que efetivamente lançou a nova indústria. Os fatores que favoreceram a rápida aceitação da construção laminada, ao lado das ilimitadas possibilidades

arquitetônicas, foram o expressivo aperfeiçoamento das colas e o desenvolvimento de pesquisas relacionadas a dados necessários para o projeto de engenharia (FREAS; SELBO, 1954).

Por volta dos anos 50, os fabricantes de MLC nos Estados Unidos formaram a American Institute of Timber Construction (AITC) com o intuito de unir esforços na standardização da produção. Em 1954, Freas e Selbo publicaram o Boletim Técnico do FPL nº 1069 – “Fabrication and Design of Glued Laminated Wood Structural Members”, que pode ser considerado a base para o conhecimento de MLC e para os atuais documentos normativos em vigor (RHUDE, 1996).

A AITC publicou em 1963 a primeira normativa americana garantindo uma grande expansão comercial desta técnica nos EUA. Ao longo de extensivas pesquisas desenvolvidas, as normas para a fabricação e projeto de MLC foram sendo revisadas e atualizadas periodicamente (FOREST PRODUCTS LABORATORY, 1999).

Segundo Bono (1996) a primeira indústria de MLC no Brasil foi fundada em 1934 em Curitiba, Paraná, a Esmara Estruturas de Madeira Ltda, também por descendentes de alemães, porém, apesar do grande número de obras executadas pela empresa são praticamente inexistentes os registros provenientes desta época.

As primeiras pesquisas relacionadas ao tema datam da década de 60, quando o engenheiro Vinicio Walter Callia desenvolveu estudo sobre madeira laminada colada de pinheiro-do-paraná, junto ao Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo. O pesquisador foi fundador da primeira empresa produtora de estruturas de MLC do estado, a Laminarco Madeira Industrial Ltda. Nas décadas de 70 e 80 novas empresas se estabeleceram nos estados da região sul como Rio Grande do Sul, Santa Catarina e Paraná.

O estudo a respeito da MLC junto aos centros de pesquisa no Brasil ganhou impulso no final dos anos 70 quando foram desenvolvidos vários trabalhos no Laboratório de Madeiras e Estruturas de Madeira (LaMEM) da Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, na procura de dados exploratórios sobre a resistência de peças de MLC, processos de colagem e fabricação com espécies de reflorestamento, entre outros. Outros centros de pesquisa estão localizados na Universidade Federal de Santa Catarina, Universidade Federal de Minas Gerais e Universidade Federal de Viçosa.

Bono (1996) realizou, sob forma de dissertação de mestrado, uma base de dados das contribuições brasileiras sobre madeira laminada colada com o intuito de facilitar o acesso às

informações técnico-construtivas sobre o assunto no contexto nacional e detectar prioridades para oferecer melhores perspectivas de desenvolvimento desta tecnologia no país. A autora apresentou quadros demonstrativos da frequência dos pesquisadores em relação aos tópicos da revisão bibliográfica realizada e concluiu que as contribuições foram geralmente voltadas para a verificação dos comportamentos físicos e mecânicos em detrimento da aplicação pela arquitetura e engenharia. Verificou ainda, a falta de critérios de projeto e de dimensionamento das estruturas de MLC que possam oferecer respaldo técnico para projetistas e empresas possibilitando maior segurança no ato de projetar com essa tecnologia.

Carrasco (1989) desenvolveu em sua tese de doutorado um estudo da resistência, elasticidade e distribuições de tensões em uma viga reta de MLC. Um dos objetivos citados foi determinar a influência do tamanho e do número de lâminas, do tipo, posição e espaçamento da emenda na resistência da viga. Através da experimentação realizada concluiu que o número de lâminas influencia nas propriedades mecânicas das vigas laminadas e apresenta através de gráficos os coeficientes de influência para o módulo de elasticidade, módulo de deformação transversal e módulo de ruptura. Apresenta também valores de porcentagem de recuperação da resistência em função do tipo de emenda e do espaçamento entre emendas sem definir, entretanto, critérios de aplicação de tais coeficientes para o dimensionamento da VLC.

Atualmente no Brasil não existe uma norma específica para o dimensionamento e produção de estruturas de madeira laminada colada, como acontece nos países da Europa e nos EUA. A NBR 7190/1997 – Projeto de Estruturas de Madeira, da Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT), apresenta apenas algumas recomendações de execução e cálculo de elementos estruturais em MLC que serão descritos mais adiante. Azambuja et al. (2004) redigiram uma proposição de norma elaborada com base na experiência de trabalhos desenvolvidos na UFMG, UFSC e LaMEM-EESC-USP que está sendo utilizada no processo de revisão da NBR 7190.

A produção de MLC a nível nacional pode ser considerada hoje inexpressiva sendo que algumas das empresas pioneiras do país não mais atuam com esse produto. Tal fato evidencia a necessidade de uma maior divulgação dessa tecnologia e do entrosamento entre as pesquisas de cunho acadêmico e o setor industrial para que a MLC possa apresentar-se como alternativa viável e competitiva em relação a outros materiais de aplicação estrutural fortemente estabelecidos no mercado.

2.2 Definições

A madeira laminada colada é constituída de lâminas de madeira de dimensões relativamente reduzidas, em espessura e comprimento, se comparadas com as dimensões finais da peça solidarizada por adesivo. É definida como um produto que consiste de duas ou mais lâminas seleccionadas e preparadas com as fibras paralelas ao eixo longitudinal da peça e coladas em forma reta ou curva, sendo limitada apenas pelas capacidades da planta produtora e do sistema de transporte (FOREST PRODUCTS LABORATORY, 1999).

A Figura 4 apresenta os componentes de uma peça de madeira laminada colada de laminação horizontal.

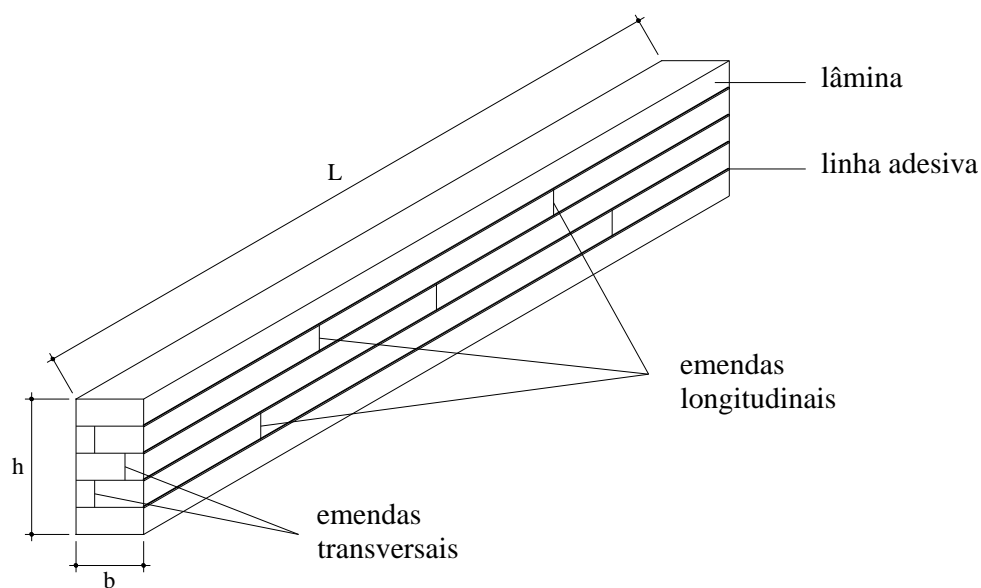


Figura 4 – Elementos de uma peça de MLC de laminação horizontal

As lâminas podem ser dispostas perpendicular ou paralelamente ao carregamento da viga formando respectivamente as peças laminadas horizontais ou verticais. Cada lâmina pode conter além das emendas longitudinais utilizadas para obter maiores comprimentos, emendas transversais empregadas para obter larguras superiores à largura das tábuas disponíveis conforme ilustrado na Figura 5.

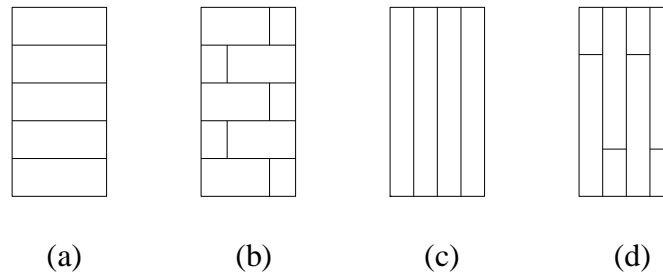


Figura 5 – Laminação horizontal sem emendas transversais (a) e com emendas transversais (b), e laminação vertical sem emendas transversais (c) e com emendas transversais (d)

As vigas de laminação horizontal são aquelas em que o carregamento atua num plano normal ao plano das lâminas e são as mais comumente utilizadas. Os arcos e outros membros curvos são geralmente laminados horizontalmente. Nesse tipo de laminação, as emendas transversais não precisam ser necessariamente coladas já que a sua resistência normalmente não irá afetar a resistência da viga. Nas vigas de laminação vertical, o carregamento atua em um plano paralelo aos planos das lâminas sendo que nesse tipo de laminação a resistência das emendas transversais é de considerável importância, pois poderá afetar a resistência ao cisalhamento da viga (FREAS; SELBO, 1954).

A produção de elementos estruturais em MLC normalmente exige lâminas de grande comprimento, obtidas por meio de emendas longitudinais de tábuas. Os tipos mais comuns de emendas são as de topo (*butt joints*), as biseladas (*scarf joints*) e as dentadas (*finger joints*) (Figura 6), sendo a última a mais utilizada no processo industrial em função de sua boa resistência mecânica e praticidade operacional.

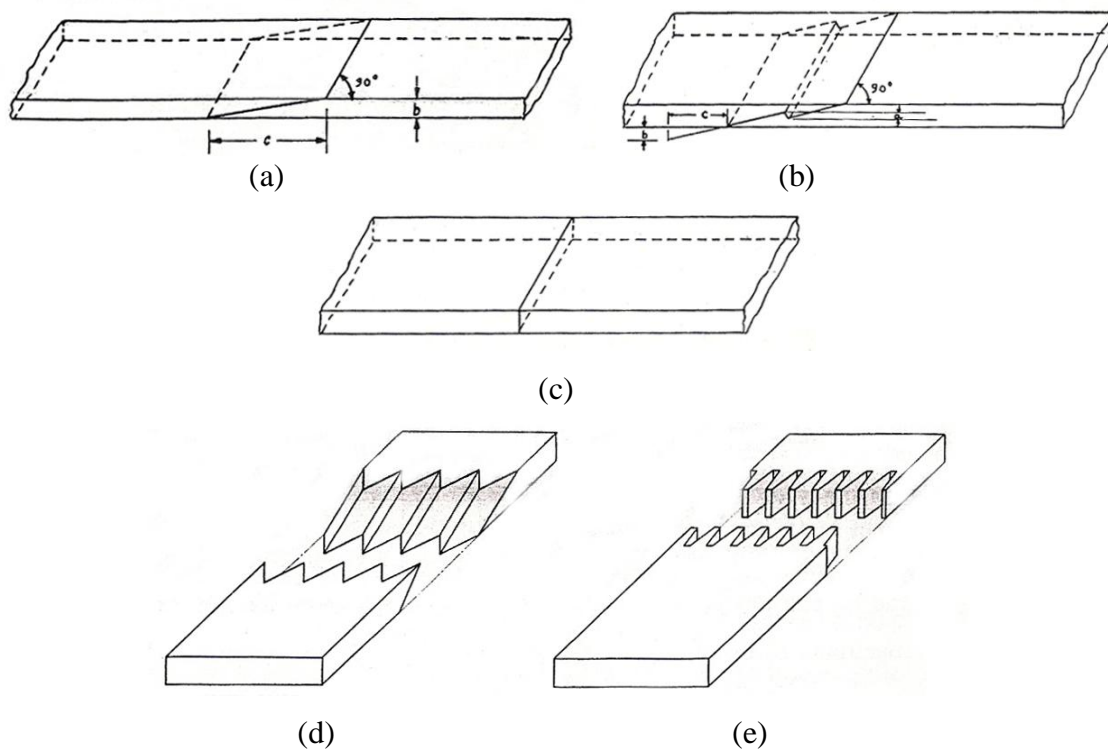


Figura 6 – Emendas longitudinais biselada (a), biselada com dente (b), de topo (c), biselada serrilhada (d) e dentada (e)
 Fonte: Freas e Selbo (1954)

Freas e Selbo (1954) afirmaram que as emendas coladas de topo são extremamente fracas e também variáveis em termos de resistência e que por essa razão, quando usadas, não são coladas. Ainda que simples de executar, as emendas de topo possuem uma séria desvantagem por não transmitirem nenhuma tensão de tração e transmitirem tensão de compressão apenas depois de uma considerável deformação. Normalmente, não são consideradas na transmissão de esforços e, assim, todos os esforços devem passar ao lado, através das lâminas adjacentes. As emendas de topo são, portanto, sérias fontes de concentração de tensões.

Outros tipos de emendas longitudinais foram projetados para facilitar o alinhamento das partes e criar uma área de colagem maior. Segundo Freas e Selbo (1954) são mais eficientes as emendas que têm uma inclinação leve que expõe menor quantidade de topo de fibra e maior quantidade possível de fibras chanfradas com superfícies planas a serem coladas com transpasse sem interferir na espessura da lâmina.

2.3 Fatores que influenciam na resistência da MLC

Vários são os fatores que influenciam na resistência da madeira sólida estrutural que também se aplicam na madeira laminada colada. A espécie da madeira a ser utilizada impõe características físicas e anatômicas, tais como massa específica, quantidade de nós, inclinação das fibras e proporção de madeira juvenil, que refletem diretamente em suas propriedades mecânicas. A disposição seletiva da qualidade das lâminas influencia consideravelmente na resistência de uma peça de MLC.

Além das propriedades intrínsecas ao material, outros fatores como a secagem da madeira, o teor de umidade das lâminas, a preparação da superfície, a quantidade e a espessura das lâminas, o posicionamento e o tipo das emendas nas lâminas, o adesivo e as variáveis da adesão, também influenciam na resistência da VLC.

Ao longo deste item serão discutidos brevemente esses fatores, focando-se principalmente, naqueles relativos à influência dos defeitos na resistência de uma VLC e de como são considerados no dimensionamento de estruturas.

2.3.1 Massa específica

A massa específica reflete a composição química e o volume de matéria lenhosa por peso sendo, assim, uma propriedade tecnológica importante na predição de outras propriedades, tais como a resistência mecânica, o grau de instabilidade dimensional pela perda ou absorção de água e etc.

O grau de resistência mecânica que se pode deduzir da massa específica é, no entanto, altamente modificado pela estrutura histológica da madeira. A estreita correlação entre volume de fibras, massa específica e resistência mecânica é um fato experimentalmente comprovado (BURGER, 1991).

Azambuja et al. (2004) sugerem, com base nas pesquisas realizadas no Brasil, que devem ser empregadas na composição de peças de MLC, preferencialmente, espécies de madeira com massa específica entre 0,40 e 0,75 g/cm³, para um teor de umidade de 12%. Para madeiras com

densidade superior a $0,75 \text{ g/cm}^3$ deve ser feita uma avaliação criteriosa do comportamento das juntas coladas.

Alguns textos europeus, onde as coníferas são as madeiras mais utilizadas na fabricação da madeira laminada colada, citam densidades usuais que variam de $0,45$ a $0,64 \text{ g/cm}^3$ (SÁNCHEZ MAZAIIRA, 1992) e de $0,40$ a $0,80 \text{ g/cm}^3$ (GARCÍA et al., 2002).

2.3.2 Teor de umidade

As tensões aplicadas a peças laminadas devem ser adequadas ao teor máximo de umidade a que estarão submetidas em condições de serviço. A madeira das peças laminadas expostas a condições de serviço de alta umidade, ou outras condições que comprometem sua durabilidade, deve ser naturalmente durável ou tratada com preservativos químicos. Não é recomendado o uso de madeira não tratada sob essas condições.

O tratamento pode ser feito nas lâminas, anteriormente à colagem, ou ainda na peça laminada, depois de finalizada a colagem e deve ser compatível com o adesivo utilizado não provocando alterações nas juntas coladas.

O teor de umidade ideal para a montagem das lâminas empregadas na fabricação da MLC é de 12% ou menos. O máximo teor permitido pela norma norte-americana ASTM D3737 – 07 é de 16%, exceto para condições de serviço úmidas onde o máximo é 20%. A faixa de variação do teor de umidade da madeira a ser utilizada em uma mesma peça não deve exceder a 5%, exceto quando todas as lâminas estiverem a 12% ou menos de teor de umidade.

Azambuja et al. (2004) sugerem um teor de umidade máximo de 18% no momento da colagem e que não deve ser permitida uma variação superior a 5% entre lâminas adjacentes.

García et al. (2002) consideram ideal um teor de umidade entre 8 e 15%, dependendo de seu uso final, sendo que este intervalo sobe para 11 e 18% quando a madeira é tratada. Deve ser feito um controle de umidade na entrada do processo de fabricação a fim de assegurar que as lâminas de um mesmo elemento estrutural não tenham uma variação higrométrica superior a 4%.

2.3.3 Espessura e número de lâminas

A espessura e o número de lâminas numa VLC dependem do tamanho da seção transversal requerida e do material disponível para sua confecção.

A ASTM 3737 – 07 estabelece como espessura máxima das lâminas o valor de 50 mm (2 in.). Define para peças curvas a relação t/R máxima de 1/100 para folhosas e *southern pine* e 1/125 para outras coníferas, sendo t a espessura das lâminas e R o raio de curvatura, com o intuito de reduzir problemas de ruptura durante a manufatura.

Outras normas definem valores que oscilam entre 10 e 50 mm para a espessura máxima das lâminas, restringindo valores maiores que 50 mm em razão das dificuldades de secagem que podem comprometer a qualidade do produto final.

A norma brasileira NBR 7190/1997 estabelece que as peças de madeira laminada colada devem ser formadas por lâminas com espessuras não superiores a 30 mm de madeira de primeira categoria. Esta dimensão, porém, está sendo modificada na revisão da norma para 50 mm conforme sugerem Azambuja et al. (2004). Os mesmos autores sugerem para peças curvas a espessura máxima de 1/150 do raio de curvatura da face interna da lâmina para o caso de madeiras com massa específica de até 0,50 g/cm³ e de 1/200 para o caso de madeiras com massa específica superior a 0,50 g/cm³.

2.3.4 Classificação da madeira

No intuito de otimizar a utilização das lâminas de madeira, devem ser adotados critérios de classificação que incluem sua classificação visual e mecânica.

A qualidade da madeira é definida em classes estruturais através da avaliação visual da localização e da natureza dos nós e outros defeitos. A classificação mecânica consiste em determinar o módulo de elasticidade das lâminas através de ensaios não-destrutivos.

Azambuja et al. (2004) sugerem que as tábuas que compõem as lâminas deverão passar por uma classificação mecânica não destrutiva prévia, onde o módulo de elasticidade na flexão (E_M) a ser considerado como representativo do lote de tábuas da espécie a ser utilizada deverá ser obtido do ensaio preliminar de 12 tábuas escolhidas ao acaso. Essa classificação permite formar um sub-

lote de qualidade superior com tábuas de E_M acima da média representativa das tábuas da espécie empregada e outro sub-lote de qualidade inferior com lâminas de E_M abaixo da média.

As lâminas pré-classificadas devem ser dispostas de maneira que a madeira de melhor resistência seja posicionada nas bordas inferiores e superiores da peça, onde ocorrem as máximas tensões de tração e compressão e a madeira de menor resistência nas zonas de menores tensões próximas à linha neutra da peça.

A Figura 7 apresenta alguns parâmetros quanto à classificação da madeira que segundo Sánchez Mazaira (1992) deverão ser levados em consideração na distribuição das lâminas de uma peça de VLC:

- A classe da madeira utilizada para as partes externas das peças expostas à flexão deve ser superior à da parte central;
- As partes externas deverão ter altura $h \geq H/8$, composta ao menos por duas lâminas e a zona central terá consequentemente uma altura $h \leq 3/4 H$, onde H é a altura total da seção transversal.

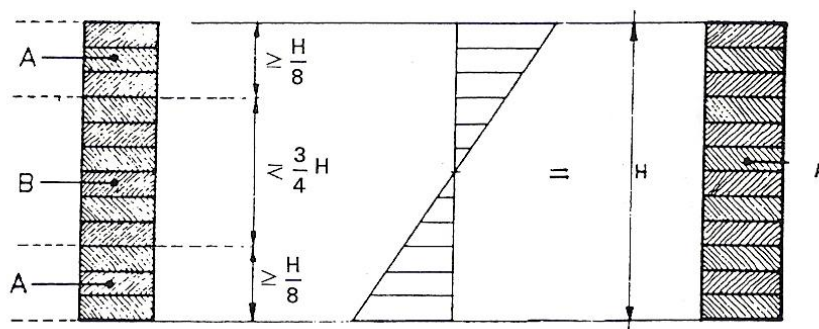


Figura 7 – Seção transversal de uma VLC composta por madeira selecionada nas zonas exteriores (A) e na zona central (B) em peças submetidas à flexão
Fonte: Sánchez Mazaira (1992)

2.3.5 Nós e inclinação da grã

Os nós afetam a resistência das peças laminadas em uma proporção que depende do seu tamanho, número, e localização na lâmina. Em vigas, o seu efeito depende também da sua localização ao longo da viga e também da posição da lâmina na seção da peça.

Fiorelli (2005) apud Madensen (1962) cita que a ruptura de uma viga de MLC geralmente se origina nas lâminas tracionadas, principalmente quando essas apresentam algum tipo de defeito, como nós e fibras inclinadas em relação ao eixo da peça. A partir daí a ruptura se propaga pela viga, normalmente por pontos com emendas conduzindo-a ao colapso.

Segundo Carrasco (1989) já na década de 40 se tinha consciência de que era impraticável projetar uma peça de MLC sem o conhecimento das dimensões e da localização dos nós em suas lâminas componentes. A combinação do tamanho dos nós com suas posições, segundo Carrasco (1989) apud Wilson e Cottingham (1952), podem ser relacionadas com uma propriedade geométrica da seção transversal da viga, isto é, o momento de inércia.

Conhecidos esses fatores, a proporção de resistência da viga pode ser calculada através do fator I_k/I_g , onde I_k é a soma dos momentos de inércia das áreas transversais dos nós de tamanho máximo de 6 polegadas e I_g é o momento de inércia bruto da seção transversal, ambos os valores computados em função do centro de gravidade da seção total.

Freas e Selbo (1954) desenvolveram um método para estimar o fator I_k/I_g a partir da análise estatística dos resultados de uma ampla série de ensaios de VLCs com nós nas lâminas. Com os dados analisados foi possível calcular a relação I_k/I_g e a partir dela propuseram uma curva para determinação da porcentagem de redução da resistência em uma peça fletida devido à presença dos nós nas lâminas (Figura 8).

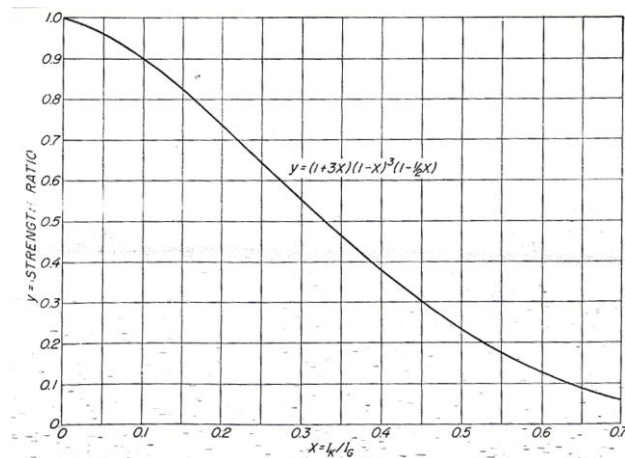


Figura 8 – Fator de redução da resistência à flexão de vigas em função da relação I_k/I_g entre o momento de inércia da área transversal dos nós (I_k) e o momento de inércia da seção total (I_g)

Fonte: Freas e Selbo (1954)

Os mesmos autores comprovaram através de resultados de ensaios, que o módulo de elasticidade das peças de MLC sujeitas à flexão, decresce com o aumento da relação I_k/I_g . A redução em muitos casos é da ordem de 5% ou menos. Em vista disso e do fato de que a deflexão em muitos casos não é crítica, o uso do valor básico sem redução é normalmente satisfatório. Onde é necessária uma avaliação mais cuidadosa do módulo de elasticidade, o valor pode ser obtido através do fator de redução dado pela curva da Figura 9.

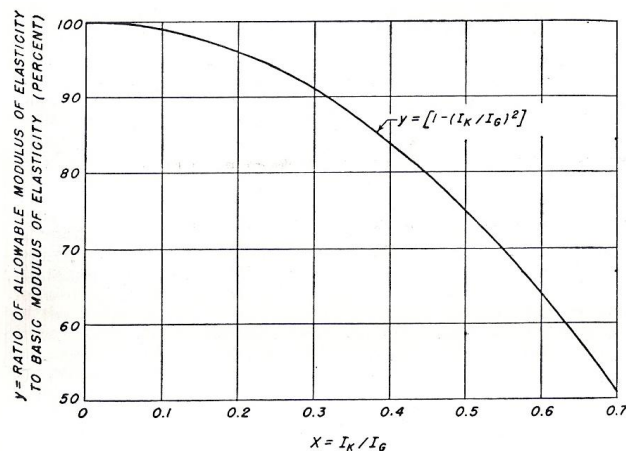


Figura 9 – Fator de redução do módulo de elasticidade em função da relação I_k/I_g
 Fonte: Freas e Selbo (1954)

A afirmação de que é possível utilizar lâminas contendo grandes nós na parte central da viga e lâminas externas com pequenos nós, sem uma perda considerável de resistência, comparada com uma viga na qual todas as lâminas contenham nós pequenos, foi confirmada por vários pesquisadores. Para Carrasco (1989) a combinação da teoria da relação I_k/I_g com as especificações de qualidade das lâminas tracionadas, resulta em um critério de cálculo seguro para vigas de madeira laminada colada.

Quanto ao efeito da grã inclinada nas tensões de flexão, Freas e Selbo (1954) observaram que em geral, a relação de resistência é limitada pela presença de inclinação na grã nas lâminas mais externas. Para tanto, estabeleceram uma porcentagem do valor básico da tensão de flexão para ser utilizada no dimensionamento de vigas de MLC conforme a Tabela 1.

Tabela 1 – Fatores de redução da tensão de flexão para várias inclinações de grã

Inclinação da grã	Máxima relação de resistência para tensão na fibra externa na flexão (%)
1:8	53
1:10	61
1:12	69
1:14	74
1:15	76
1:16	80
1:18	85
1:20	100

Fonte: Freas e Selbo (1954) adaptada

2.3.6 Posição das emendas

As emendas representam descontinuidades na peça de MLC e assim como os defeitos são regiões potencialmente fracas. As emendas longitudinais influenciam em grande parte a resistência das peças laminadas, portanto o seu uso deve ser baseado em dados que permitam o dimensionamento seguro das peças em que são utilizadas.

Com relação ao espaçamento entre emendas em lâminas adjacentes encontram-se na literatura alguns valores gerais de referência que independem do tipo de emenda. A NBR 7190/1997 estabelece que numa viga com lâminas de espessura t , as emendas devem estar afastadas entre si de uma distância pelo menos igual a $25t$ ou igual à altura h da viga.

Segundo Sánchez Mazaira (1992) os parâmetros apresentados na Figura 10 deverão ser levados em consideração na distribuição das lâminas:

- As emendas deverão estar em zonas sem nós;
- Em uma lâmina, a distância entre duas emendas sucessivas deverá ser de $d \geq 60 \text{ cm}$;
- Para duas lâminas sobrepostas, a distância entre duas emendas é $d \geq 10t$, onde t é a espessura da lâmina;
- Em uma zona onde $d = 10t$, não se podem encontrar mais de uma emenda em quatro lâminas sobrepostas sucessivas.

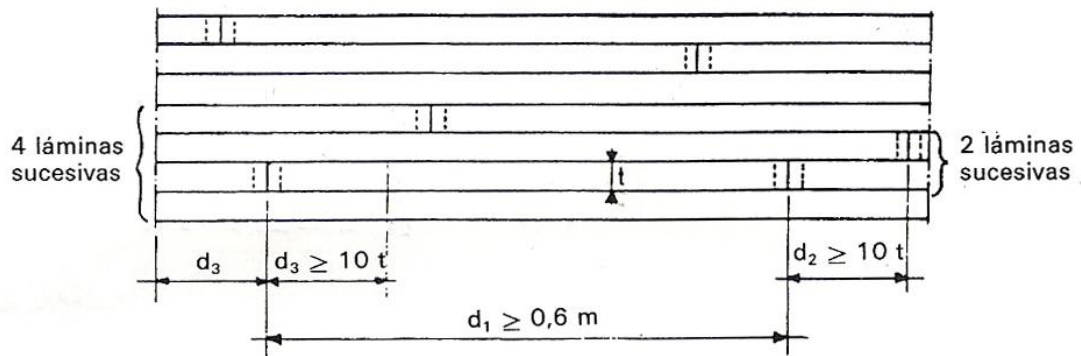


Figura 10 – Distribuição controlada das distâncias das emendas entre lâminas sobrepostas em função da espessura (t) da lâmina
 Fonte: Sánchez Mazaira (1992)

Freas e Selbo (1954) fazem as seguintes referências, com base em dados de inúmeros ensaios relatados no Boletim Técnico 1069, quanto ao espaçamento entre emendas em peças laminadas horizontalmente e submetidas à flexão:

- Juntas longitudinais na parte comprimida da seção transversal – As juntas de topo ou juntas não coladas podem ser usadas desde que todas as lâminas da seção transversal que tenham essas juntas sejam ignoradas no cálculo do momento de inércia. É sugerido que emendas de topo em lâminas adjacentes sejam espaçadas entre si de pelo menos dez vezes a espessura da lâmina ($d \geq 10t$). Para juntas biseladas com declive maior que 1:5, não é necessário modificar o momento de inércia ou as tensões de serviço, nem são feitas recomendações quanto ao espaçamento das emendas biseladas na parte comprimida.
- Juntas longitudinais na parte tracionada da seção transversal – Os resultados dos testes de juntas biseladas pouco espaçadas em lâminas adjacentes resultaram em ruptura quase instantânea a partir da junta da lâmina inferior para as outras. Desta maneira foi sugerido que as emendas biseladas em lâminas adjacentes sejam espaçadas de centro a centro de pelo menos 24 vezes a espessura da lâmina ($d \geq 24t$) em áreas onde a tensão é próxima à máxima admissível.

A máxima tensão admissível nas juntas biseladas não deve exceder as porcentagens da tensão básica de flexão indicadas na Tabela 2 que devem ser observadas no dimensionamento de vigas de MLC.

Tabela 2 – Fatores de redução da tensão de flexão para emendas biseladas

Inclinação efetiva do chanfro	Fator de junta biselada (%)
1:12 ou mais	85
1:10	80
1:8	75
1:5	60

Fonte: Freas e Selbo (1954)

Os dados relatados no Boletim Técnico 1069 (FREAS; SELBO, 1954) indicam que a redução na resistência resultante de emendas de topo nas lâminas da parte tracionada da seção transversal da peça é maior do que pode ser computado simplesmente desconsiderando essas lâminas. Por esta razão, é sugerido que as emendas de topo sejam evitadas na parte tracionada de peças sujeitas à flexão. Se utilizadas, porém, deverá ser considerado um fator adicional ao computar o efeito de redução da resistência imposto pelas emendas de topo além daquele utilizado para emendas de topo na parte comprimida.

2.3.7 Adesivos

A colagem da madeira é uma arte antiga que possibilitou a fabricação de produtos de madeira de várias formas e tamanhos. A união de pequenas peças através do uso de adesivos possibilitou o desenvolvimento de muitos produtos engenheirados que hoje são alternativas efetivas à madeira sólida e também alternativas tecnológicas que resultaram em novos usos da madeira como matéria-prima. A utilidade desses produtos depende em geral da resistência das juntas e da habilidade da cola para manter a resistência em serviço.

O aperfeiçoamento das colas proporcionou a oportunidade de utilização da madeira para diversos fins, assim como o desenvolvimento de colas resistentes à água curadas a temperaturas moderadas possibilitou a produção de madeira laminada para uso em condições severas de serviço, inclusive exterior (FREAS; SELBO, 1954).

Na Tabela 3 estão relacionados alguns tipos de adesivos segundo o desempenho estrutural esperado quando em exposição a vários níveis de intempéries.

Tabela 3 – Tipos de adesivos para madeira segundo o desempenho estrutural em exposição à intempérie

Classe	Exposição ao ambiente	Tipo de adesivo
Estrutural	Totalmente exterior (longos tempos de exposição à chuva e sol)	Fenol-formaldeído
		Resorcinol-formaldeído
		Resorcinol-fenol-formaldeído
Estrutural	Parcialmente exterior (breves tempos de exposição à água)	Emulsão polímero-isocianato
		Melamina-formaldeído
		Melamina-uréia-formaldeído
Estrutural	Interior (breves tempos de exposição à umidade alta)	Isocianato
		Epóxi
		Uréia-formaldeído
Semi-estrutural	Parcialmente exterior	Caseína
		Polivinil acetato (cross-linked)
Semi-estrutural	Parcialmente exterior	Poliuretano
		Poliuretano
Não estrutural	Interior	Polivinil acetato
		Resinas animais
		Resinas de soja
		Elastômeros
		Amido

Fonte: Forest Products Laboratory (1999)

Segundo a ASTM 3737 – 07 os adesivos utilizados na madeira laminada estrutural devem ser rígidos (não-elastoméricos) para assegurar a ação composta das lâminas e ser suficientemente fortes para transmitir os esforços solicitantes. Devem ser também suficientemente duráveis para proporcionar juntas resistentes durante toda a vida da peça laminada, sob as condições de serviço a que estará exposta.

Na fabricação da madeira laminada colada de aplicação estrutural são freqüentemente utilizados adesivos de origem sintética como os RFF (resorcinol-fenol-formaldeído) que são curados a temperatura ambiente, produzem juntas de coloração escura, alta resistência a esforços, grande resistência à água e às mais diversas condições climáticas; e os adesivos MF (melamina-formaldeído), que permitem a utilização de processos de cura por alta freqüência e produzem linhas de cola de coloração clara (PIZZI, 1994; SELLERS, 2001).

As resinas à base de Isocianato também têm sido utilizadas devido ao desempenho mecânico satisfatório e à facilidade de cura a frio. Seu uso industrial não teve uma rápida aceitação devido a alguns fatores como a tendência inicial do painel grudar à prensa, sua toxicidade e insolubilidade em água. Alguns destes problemas foram solucionados e garantiram a expansão do uso dos disocianatos na indústria da madeira (PIZZI, 1994).

A proposta de normalização para MLC (AZAMBUJA et al., 2004) sugere o emprego de adesivos do tipo resorcinol-fenol (RF) ou melamina-uréia-formol (MUF). No emprego de outras colas deverá ser testada a eficiência do adesivo devendo este indicar no mínimo 90% do valor da resistência característica da própria madeira.

2.3.8 Pressão de colagem e cura do adesivo

Os seguintes passos requerem atenção na colagem de peças laminadas:

- Preparo e mistura da cola;
- Aplicação da cola;
- Período de montagem;
- Aplicação da pressão de colagem;
- Tempo e temperatura de cura.

Segundo Freas e Selbo (1954), em geral, as colas usadas na laminação se curam como resultado de uma reação química e da perda de solvente. Ainda que algumas colas, como a caseína, resorcinol e resinas a base de uréia, possam curar à temperatura ambiente, outras requerem considerável aplicação de calor para uma cura adequada. Quando são utilizadas resinas de cura à temperatura ambiente, as juntas precisam ser mantidas sob pressão até que atinjam resistência suficiente para agüentar os esforços internos que tendem a separar as lâminas. O período de prensagem necessária varia com a espessura das lâminas, o tamanho da peça laminada, a curvatura e o poder de absorção de água da madeira.

Azambuja et al. (2004) sugerem que para madeiras de densidade inferior ou igual a 0,50 g/cm³ a junta de cola entre lâminas deverá receber uma pressão mínima de 0,7 MPa e para

madeiras de densidade superior a $0,50 \text{ g/cm}^3$, 1,2 MPa. Já as emendas longitudinais dentadas deverão ser coladas sob a pressão indicada na Tabela 4. Na ausência de indicação do fabricante da cola, é recomendado o tempo mínimo de prensagem de 6 horas, em temperatura ambiente de 20° C e teor de umidade relativa do ar de 65%.

Tabela 4 – Pressão de colagem (MPa) para emendas longitudinais dentadas

Comprimento dos dentes (mm)	Pressão de colagem (MPa)	
	Densidade $\leq 0,50 \text{ g/cm}^3$	Densidade $> 0,50 \text{ g/cm}^3$
10	12	14
20	8	10
30	6	8
40	4,5	6,5
50	3	5
60	2	4

Fonte: Azambuja et al. (2004)

2.4 Projeto de estruturas de madeira

O cálculo de uma estrutura tem como objetivo avaliar a forma e as dimensões de cada elemento que a compõe, de modo a garantir sua duração ao longo da vida prevista para sua utilização. Este cálculo pode se resolver seguindo dois métodos: o clássico, ou determinista, das tensões admissíveis ou o método probabilista dos estados limites.

Segundo Sánchez Mazaira (1992), no método determinista as tensões calculadas são comparadas com as admissíveis e a deformação calculada nunca poderá ser maior do que a deformação admissível que será definida em função do destino da construção. Na teoria dos estados limites, as cargas e as tensões se deduzem do conhecimento estático das cargas e dos materiais, o que permite ter em conta a qualidade e a classe dos materiais utilizados, assim como o cuidado que se deve ter na sua fabricação.

A norma brasileira NBR 7190/1997 – Projeto de Estruturas de Madeira da ABNT traz profundas alterações em relação à norma anterior, nos conceitos relativos aos projetos de estruturas de madeira. A passagem do método de tensões admissíveis para o de estados limites é justificada por inúmeras vantagens, dentre as quais a racionalização da segurança das estruturas permitida pelo dimensionamento em regime de ruptura.

Determinam-se critérios gerais para o dimensionamento de estruturas, segundo os princípios dos estados limites últimos, onde os esforços atuantes nas peças estruturais devem ser calculados de acordo com os princípios da Estática das Construções, admitindo-se em geral a hipótese de comportamento elástico linear dos materiais. A norma especifica as ações usuais que devem ser consideradas no projeto, os coeficientes de ponderação para a determinação dos valores de cálculo das ações e as combinações de ações em estados limites últimos. Os esforços resistentes das peças estruturais de madeira em geral devem ser determinados com a hipótese de comportamento elastofrágil do material, isto é, com um diagrama tensão deformação linear até a ruptura tanto na compressão quanto na tração paralela às fibras.

2.4.1 Caracterização das propriedades da madeira

Ainda segundo a NBR 7190/1997, o projeto de estruturas deve ser embasado pela caracterização das propriedades mecânicas da madeira de acordo com os métodos de ensaio especificados, que determinam valores de resistência e rigidez para a madeira serrada.

Na flexão, a resistência é dada pela máxima tensão que pode atuar em um corpo-de-prova no ensaio de flexão simples, calculado com a hipótese de a madeira ser um material elástico. A rigidez é caracterizada pelo módulo de elasticidade determinado no trecho linear do diagrama carga x deslocamento (Figura 11).

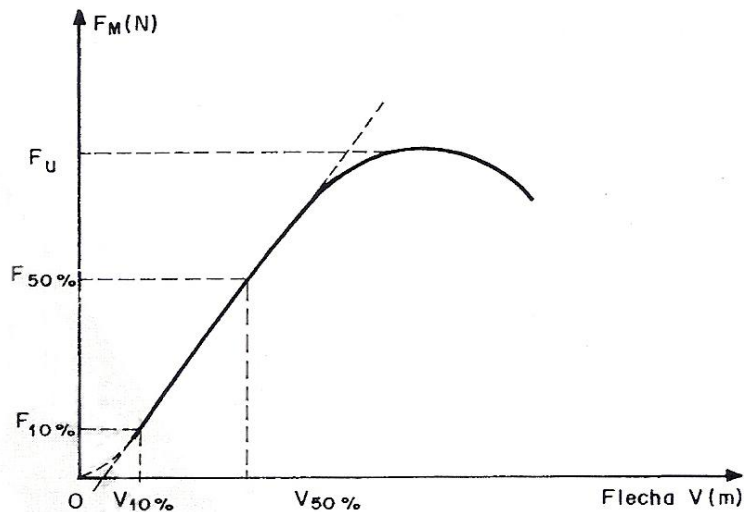


Figura 11 – Diagrama carga x deslocamento na flexão
 Fonte: ABNT – NBR 7190/1997

O carregamento deve ser aplicado no ponto central do vão depois de dois ciclos de carga e descarga conduzido à velocidade de 10 MPa/min conforme diagrama apresentado na Figura 12. Os corpos-de-prova adotados pela norma brasileira devem ter forma prismática, com seção transversal quadrada de 5 cm de lado e comprimento de 115 cm, na direção paralelas às fibras. O vão livre entre apoios deve obedecer à relação $L=21h$.

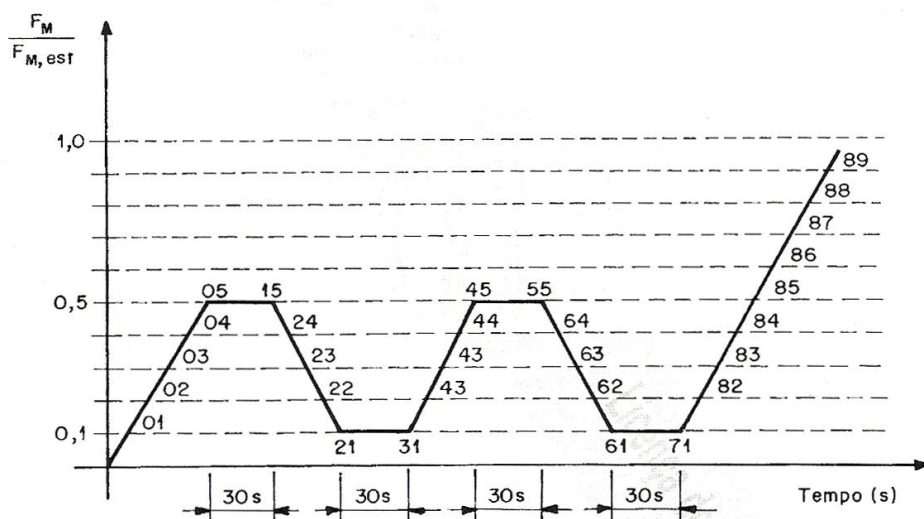


Figura 12 – Diagrama de carregamento do ensaio de flexão para determinação do módulo de elasticidade
 Fonte ABNT NBR 7190/1997

O módulo de elasticidade na flexão estática [E_{M0} (Pa)] é dado pela Equação (1).

$$E_{M0} = \frac{(F_{50\%} - F_{10\%}) L^3}{(v_{50\%} - v_{10\%}) 4bh^3} \quad (1)$$

$F_{10\%}$ e $F_{50\%}$ = cargas correspondentes a 10% e 50% da carga máxima estimada, em N;

$v_{10\%}$ e $v_{50\%}$ = deslocamentos no meio do vão correspondentes as cargas $F_{10\%}$ e $F_{50\%}$ em m;

b e h = largura e altura da seção transversal do corpo-de-prova, em m.

A resistência à flexão [f_M (Pa)] é dada pela Equação (2).

$$f_M = \frac{M_{\text{máx}}}{W_e} \quad (2)$$

$M_{\text{máx}}$ = momento fletor máximo, em N.m;

$W_e = \frac{bh^2}{6}$ = módulo de resistência elástico da seção transversal do corpo-de-prova, em m³.

A determinação do módulo de elasticidade na flexão segundo o Eurocode (EN 408:1995) é feita através de ensaio com carga em dois pontos num vão de 18 vezes a altura ($L=18h$). Se a amostra ou equipamento não permitirem essas condições o vão poderá ser modificado de um valor não superior a $3h$, ou seja, são válidas relações entre $L=15h$ e $L=21h$.

A norma americana ASTM D143 – 09 – Standard Test Methods for Small Clear Specimens of Timber estabelece dois métodos de ensaios de flexão estática com aplicação de carga central: o primário, com corpos-de-prova de seção transversal de 5 x 5 cm, extensivamente utilizada na avaliação de várias propriedades mecânicas, e o secundário, com corpos-de-prova de seção

transversal de 2,5 x 2,5 cm que foi elaborado para atender a necessidade crescente de avaliar pequenas amostras dada a dificuldade de obtenção de corpos-de-prova isentos de defeito das dimensões requeridas no método primário. Nos dois métodos é estabelecida a relação de $L=14h$ para o vão livre.

Parra Serrano (2009) investigou a real influência da força cortante na flecha obtida em ensaio de flexão com carga aplicada no meio do vão L de um corpo-de-prova de seção transversal $b \times h$ e verificou que o efeito é pouco influente a partir da relação $L/h=15$ acima da qual o índice de influência do cortante (IFC) pode ser considerado nulo.

A Figura 13 mostra o índice de influência do esforço cortante no módulo de elasticidade à flexão.

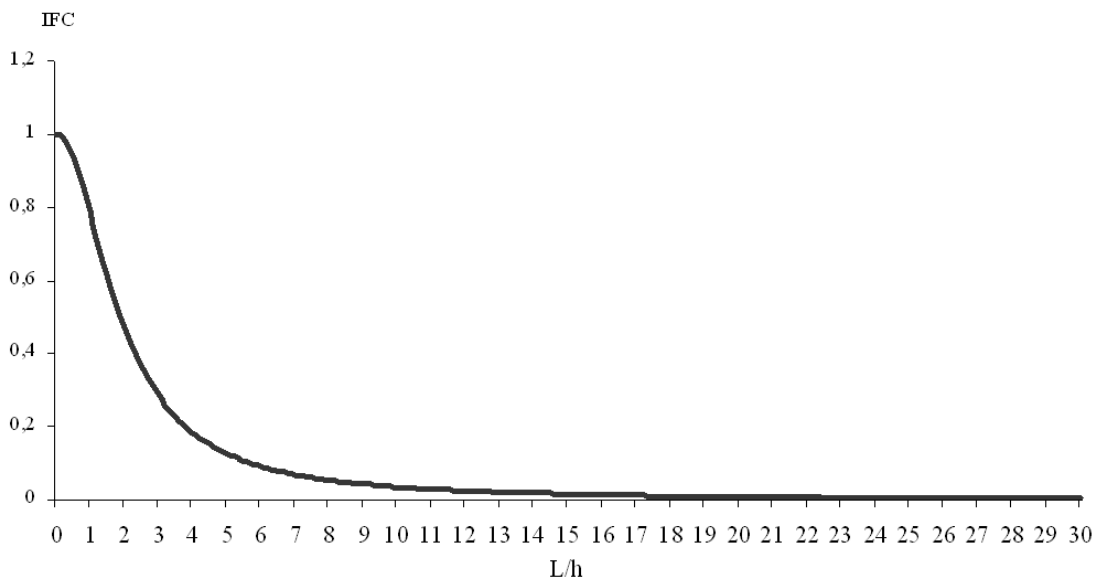


Figura 13 – Índice de influência do esforço cortante (IFC) na flexão em função da relação entre o vão (L) e a altura (h) da viga
Fonte: Parra Serrano (2009)

A resistência ao cisalhamento paralelo às fibras [f_{v0} (MPa)] é determinada através do cálculo dado pela máxima tensão de cisalhamento que pode atuar na seção crítica de um corpo-de-prova prismático, conforme Equação (3).

$$f_{v0} = \frac{F_{\text{máx}}}{A} \quad (3)$$

$F_{\text{máx}}$ = máxima força cisalhante aplicada ao corpo-de-prova, em N;

A = área inicial da seção crítica em um plano paralelo às fibras, em mm².

O cálculo da máxima tensão de cisalhamento [τ (MPa)] atuante no ponto mais solicitado de uma peça de seção transversal retangular dado pela Equação (4).

$$\tau = \frac{3}{2} \frac{V}{bh} \quad (4)$$

$V = \frac{P}{2}$ = valor do esforço cortante máximo, em N.

b e h = largura e altura da seção transversal do corpo-de-prova, em mm.

2.4.2 Cálculo e dimensionamento de vigas de MLC

Sánchez Mazaira (1992) apresenta um método de cálculo para VLC submetidas à flexão segundo a teoria dos estados limites, onde são verificadas as tensões e as deformações admissíveis como no cálculo de vigas maciças. Conjuntamente, porém, devem ser seguidos os parâmetros citados anteriormente, quanto à distância entre emendas das lâminas e à distribuição das lâminas na seção transversal em função da classe da madeira.

Freas e Selbo (1954) afirmaram que as fórmulas de engenharia aplicáveis a estruturas de madeira sólida são geralmente aplicáveis também a estruturas laminadas, desde que as juntas coladas tenham a resistência ao cisalhamento aproximada à da madeira. As fórmulas usuais não seriam válidas, entretanto, para dois casos que não se encontram na madeira sólida: peças acentuadamente curvas e laminações de mais de uma espécie.

Segundo esses autores, uma série de fatores deve ser considerada no cálculo das tensões de serviço com base nas características da peça. Entre eles as emendas longitudinais, os nós, a grã cruzada, a espessura ou forma da peça e a curvatura das lâminas. Apenas o efeito da curvatura deve ser considerado em adição aos outros efeitos. Para os demais, somente aquele que der o menor fator deve multiplicar a tensão básica para determinar a resistência proporcional da peça. É conveniente estabelecer as tensões admissíveis para cada situação como uma porcentagem de um valor fixo da tensão básica e assim, seguir com a prática em uso para a madeira sólida.

A NBR 7190/1997 estabelece para o dimensionamento de VLC, que peças compostas por elementos justapostos solidarizados continuamente podem ser consideradas como se fossem peças maciças, respeitadas algumas restrições já citadas quanto à espessura de lâminas, espaçamento entre emendas e ao adesivo a ser utilizado. Estabelece também que todas as emendas contidas em um comprimento igual à altura da viga são consideradas como pertencentes à mesma seção resistente, sendo que as lâminas emendadas possuem seção resistente reduzida (A_{red}) devendo ser aplicado um fator de redução em função do tipo de emenda utilizada. A área da seção transversal reduzida deve ser calculada pela Equação (5) que redonda na simples redução da área efetiva da lâmina (A_{ef}).

$$A_{red} = \alpha_r \cdot A_{ef} \quad (5)$$

$\alpha_r = 0,9$ para emendas dentadas (finger joints);

$\alpha_r = 0,85$ para emendas biseladas com inclinação 1:10;

$\alpha_r = 0$ para emendas de topo.

A proposta de normalização para a madeira laminada colada desenvolvida por Azambuja et al. (2004) sugere que o dimensionamento de peças estruturais em MLC deve levar em consideração os fatores de modificação indicados na Equação (6).

$$k_{\text{mod},3} = C_e \cdot C_c \cdot C_t \quad (6)$$

C_e = fator de redução causado pela emenda de entalhes múltiplos ou bisel, devendo ser considerado $C_e = 0,95$ e $C_e = 1,00$, em peças sem emendas longitudinais;

C_c = fator de modificação devido à curvatura, que em peças retas será igual a 1,00 e em peças curvas será determinado pela Equação (7). Esse coeficiente é citado na ASTM 3737 – 07 e por Sánchez Mazaira (1992) sendo calculado segundo a mesma Equação (7).

$$C_c = 1 - 2000 \left(\frac{t}{r} \right)^2 \quad (7)$$

t = espessura da lâmina;

r = menor raio de curvatura das lâminas que compõe a seção transversal resistente;

C_t = fator de modificação de temperatura para peças expostas a temperaturas elevadas, segundo a Tabela 5.

Tabela 5 – Fatores de modificação de temperatura (C_t)

Tipo de propriedade	Teor de umidade da madeira em serviço	Temperatura ambiente °C		
		≤ 38	38 < °C ≤ 52	52 < °C ≤ 66
Tração paralela e módulo de elasticidade	Seca ou úmida	1,0	0,9	0,9
Demais propriedades e ligações	Seca < 16%	1,0	0,8	0,7
	Úmida ≥ 16%	1,0	0,7	0,5

Fonte: Azambuja et al. (2004)

Ainda segundo Azambuja et al. (2004), o cálculo da rigidez de uma peça de MLC constituída pela combinação de lâminas classificadas com módulo de elasticidade diferenciados em um lote

superior nas partes mais afastadas da linha neutra e de um lote inferior na parte central da seção transversal conforme Figura 14, deverá ser calculada pela Equação (8).

$$E_{M,cj} \cdot I_{cj} = 2 \cdot E_{M,m^s} \cdot I_{(1/4)} + E_{M,m^i} \cdot I_{(1/2)} \quad (8)$$

$E_{M,cj}$ = módulo de elasticidade do conjunto de lâminas;

E_{M,m^s} = valor médio dos módulos de elasticidade do lote superior;

E_{M,m^i} = valor médio dos módulos de elasticidade do lote inferior;

I_{cj} = momento de inércia da seção transversal do conjunto;

$I_{(1/4)}$ = momento de inércia da quarta parte mais afastada, em relação à linha neutra;

$I_{(1/2)}$ = momento de inércia da metade central, em relação à linha neutra.

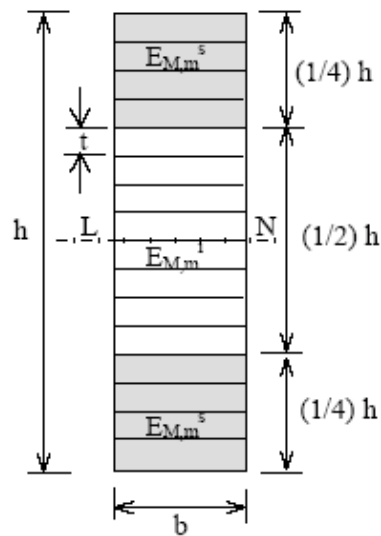


Figura 14 – Seção transversal de uma peça de MLC composta por lâminas classificadas em dois lotes de módulo de elasticidade

Fonte: Azambuja et al. (2004)

A ASTM 3737 – 07 (Anexo A4) estabelece o método da seção transformada para analisar uma viga laminada colada com três zonas de rigidez. Basicamente neste método, seções com propriedades diferentes são convertidas em seções transformadas com as mesmas propriedades. Para combinações simétricas em uma viga com três zonas, conforme Figura 15, o fator do momento de inércia (T_i) da seção transformada é dado pela Equação (9).

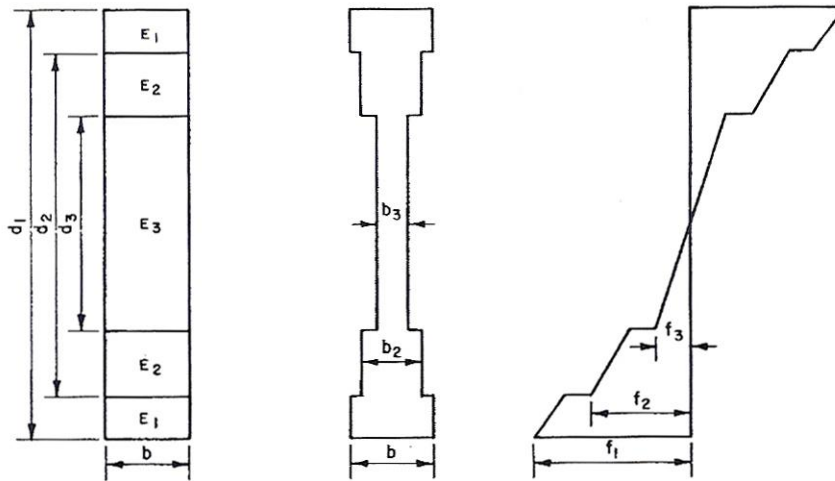


Figura 15 – Seção transversal de uma VLC com três zonas de rigidez
Fonte: ASTM 3737 – 07

$$T_1 = \frac{E_1 d_1^3 - d_2^3 (E_1 - E_2) - d_3^3 (E_2 - E_3)}{E_1 d_1^3} \quad (9)$$

E_1, E_2 e E_3 = módulo de elasticidade de cada uma das três zonas;

d_1, d_2 e d_3 = altura de cada zona.

O cálculo do fator I_k/I_g (R) é feito a partir da Equação (10).

$$R = \frac{1}{\sum_0^{n_1} Z} \left\{ x_1 \sum_0^{n_1} Z + \left(\frac{E_2}{E_1} \right) x_2 \sum_0^{n_2} Z + \left(\frac{E_3}{E_1} \right) x_3 \sum_0^{n_3} Z + \left[h_1^2 \sum_0^{n_1} Z^2 + \left(\frac{E_2}{E_1} h_2 \right)^2 \sum_0^{n_2} Z^2 + \left(\frac{E_2}{E_3} h_3 \right)^2 \sum_0^{n_3} Z^2 \right]^{\frac{1}{2}} \right\} \quad (10)$$

x_1 , x_2 e x_3 = tamanhos médios dos nós, em frações decimais da largura para as classes de rigidez média de E_1 , E_2 e E_3 respectivamente;

h_1 , h_2 e h_3 = diferenças entre o percentual de 99,5 e o tamanho médio dos nós para as respectivas classes;

Z e Z^2 = fatores de ponderação;

n_1 , n_2 e n_3 = número de lâminas em d_1 , d_2 e d_3 .

O fator de modificação da resistência à flexão (SMF_b) a ser aplicado à tensão de flexão admissível, será então determinado pela Equação (11).

$$SMF_b = (1 + 3R)(1 - R)^3(1 - R/2) \quad (11)$$

Garcia (2008) utilizou o princípio dos trabalhos virtuais (PTV) para analisar o impacto da posição de uma emenda na lâmina inferior na flecha e nas tensões normais oriundas da flexão. A Figura 16 ilustra o esquema estático de uma viga bi-apoiada com emenda de topo na lâmina inferior assimétrica em relação ao meio do vão livre para $a \leq b < c \leq L/2$.

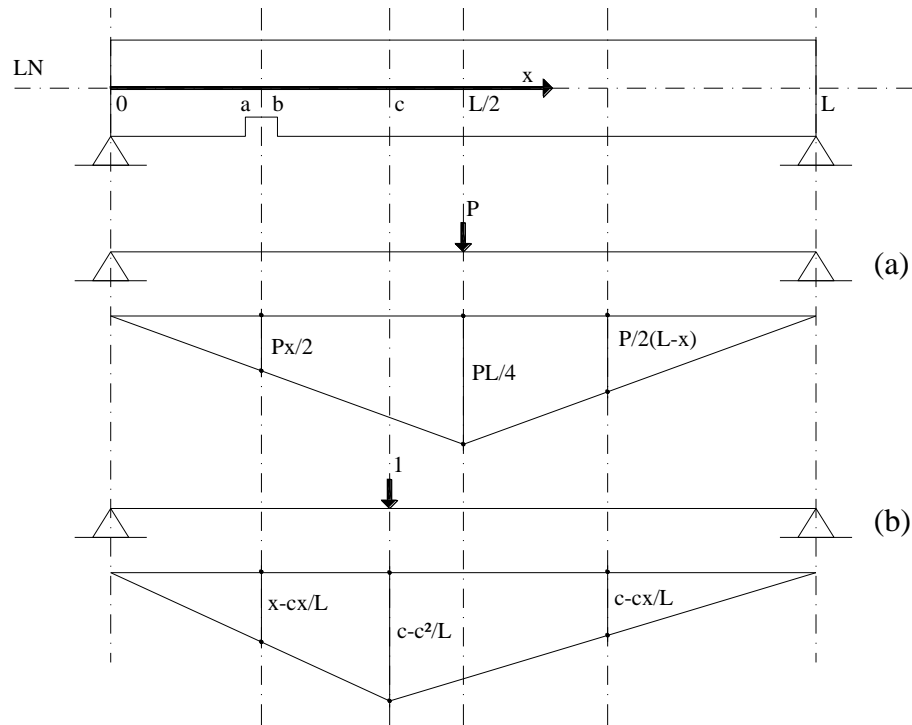


Figura 16 – Esquema estático de uma viga bi-apoada com emenda de topo na lâmina inferior assimétrica em relação ao meio do vão, diagrama de momento real (a) e diagrama de momento para o carregamento unitário (b)

A flecha, para este caso, foi obtida por integração das Equações (12) resultando na Equação (13) que dá a flecha no ponto c onde está aplicada a carga unitária.

$$f_{(c)} = \int_L \frac{M_r M_1}{EI} dx \quad (12a)$$

$$f_{(c)} = \int_0^a \frac{Px}{2EI} \left(x - \frac{cx}{L} \right) dx + \int_a^b \frac{Px}{2EI_{red}} \left(x - \frac{cx}{L} \right) dx + \int_b^c \frac{Px}{2EI} \left(x - \frac{cx}{L} \right) dx + \int_c^L \frac{P}{2} \frac{Px}{2EI} \left(c - \frac{cx}{L} \right) dx \quad (12b)$$

$$\frac{EIf}{P} = \frac{1}{6} \left(\frac{I}{I_{red}} - 1 \right) (b^3 - a^3) \left(1 - \frac{c}{L} \right) - \frac{c^3}{12} + \frac{cL^2}{16} \quad (13)$$

I = momento de inércia da seção transversal;

I_{red} = momento de inércia da seção transversal reduzida;

a, b = ponto de início e final da emenda em relação à origem do eixo x ;

c = ponto de aplicação da carga unitária em relação à origem do eixo x .

O cálculo do módulo de elasticidade para vigas com emenda de topo em qualquer posição da lâmina inferior é dado pela Equação (14) onde B substitui a relação P/f da Equação (13).

$$E = \frac{B}{I} \left[\frac{1}{6} \left(\frac{I}{I_{red}} - 1 \right) (b^3 - a^3) \left(1 - \frac{c}{L} \right) - \frac{c^3}{12} + \frac{cL^2}{16} \right] \quad (14)$$

Admitindo-se a carga unitária aplicada no ponto central, a flecha que ocorre nesse ponto é dada pela Equação (15) obtida da Equação (14) para $c = L/2$.

$$E = \frac{B}{I} \left[\frac{1}{12} \left(\frac{I}{I_{red}} - 1 \right) (b^3 - a^3) + \frac{L^3}{48} \right] \quad (15)$$

Essa equação aplicada a vigas maciças sem emenda onde $I/I_{red} = 1$, se reduz ao caso simples da resistência dos materiais expresso pela Equação (16), o que valida a teoria geral.

$$E = \frac{BL^3}{48I} \quad (16)$$

3 MATERIAL E MÉTODOS

3.1 Espécie da madeira

O material utilizado foi obtido de um lote de semi-toras oriundas de uma população experimental de *Eucalyptus grandis Hill ex-Maiden*, de 21 anos de idade, remanescente da pesquisa de doutorado de Lima (2005). As semi-toras encontravam-se armazenadas na serraria da ESALQ-USP já na umidade de equilíbrio ao ar e foram desdobradas para a obtenção de todos os corpos-de-prova necessários aos ensaios da presente pesquisa.

3.2 Planejamento experimental

A metodologia planejada para o estudo da influência da posição de uma emenda de topo na lâmina inferior no comportamento estrutural de vigas laminadas coladas foi cuidadosamente desenvolvida para reduzir as incertezas provocadas pelo erro experimental.

Foram utilizados corpos-de-prova maciços pela necessidade de verificar as propriedades intrínsecas ao material estudado e também a relação do posicionamento das emendas, simuladas através de cortes realizados nas peças maciças, com o comportamento elástico do material isento do efeito das variáveis envolvidas no processo de adesão (cola, pressão, umidade, qualidade da superfície, temperatura e tempo de cura).

Foi determinada a massa específica a 12% de umidade (ρ_{12}) de todos os corpos-de-prova ensaiados e feita a correlação com os valores do módulo de elasticidade (E_{M0}) para verificar sua influência na variabilidade dessa propriedade. Foram medidas a altura e largura dos corpos-de-prova por meio de paquímetro eletrônico digital e o comprimento por meio de trena metálica para determinação do volume total do corpo-de-prova. A massa foi tomada numa balança eletrônica digital e a massa específica foi calculada pela razão entre massa e volume dos corpos-de-prova dada pela Equação (17).

$$\rho_{12} = \frac{m_{12}}{V_{12}} \quad (17)$$

m_{12} = massa da amostra a 12% de umidade, em g;

v_{12} = volume da amostra a 12% de umidade, em cm^3 .

Em uma 1ª etapa da experimentação foram realizados ensaios de flexão estática destrutivos com corpos-de-prova de seção transversal 2,5 x 2,5 cm definida para otimizar o material uma vez que foi encontrada dificuldade na obtenção de corpos-de-prova de seção 5,0 x 5,0 cm isentos de defeitos. A seção transversal definida permitiu também agilizar os ensaios que foram conduzidos sem ciclos de carga e descarga, admitindo-se que os ciclos de preparação eram desnecessários por não interferirem significativamente nos valores do módulo de elasticidade e resistência. Nessa etapa o material não foi pré-classificado com o intuito de explorar a grandeza da variabilidade das propriedades mecânicas estudadas para diferentes posições da emenda ao longo da borda inferior da viga. Foram realizados também ensaios de cisalhamento para possibilitar a comparação entre tensões cisalhantes resistentes e tensões cisalhantes solicitantes do esforço cortante e para poder discriminar essas tensões de possíveis tensões cisalhantes que surgem por deformações relativas provocadas por tensões normais cujo mecanismo de ruptura ainda é desconhecido na madeira.

Numa 2ª etapa de ensaios foi realizada a classificação mecânica de um lote de corpos-de-prova de seção transversal de 3,0 x 4,0 cm através de ensaios de flexão estática não destrutivos para conhecer e reduzir o efeito da variabilidade natural do material. A nova seção foi definida para variar a área transversal livre e verificar o efeito da concentração de tensões resultante do corte. O aumento mais expressivo da altura (h) em relação à largura (b) foi definido pelo princípio simples da resistência dos materiais que é comumente aplicado em estruturas para otimização do material.

Em uma 3ª etapa foram realizados ensaios de flexão estática destrutivos dos corpos-de-prova de seção transversal 3,0 x 4,0 cm classificados na etapa anterior para estudar o efeito de diferentes posições da emenda ao longo da borda inferior da viga num lote de menor variabilidade. Nessa etapa foram realizados ensaios com ciclos de carga e descarga para verificar a influência dos ciclos de carregamento sobre o módulo de elasticidade (E_{M0}).

Na 4ª etapa da experimentação foram realizadas simulações através de planilhas de cálculo com base na teoria de Garcia (2008) para a comprovação dos resultados experimentais e elaboração de novas formulações de dimensionamento de vigas laminadas coladas.

Todos os corpos-de-prova foram confeccionados na serraria da ESALQ-USP e os ensaios foram realizados no Laboratório de Máquinas e Engenharia da Madeira (LEM) e no Laboratório de Ensaio Mecânicos de Madeira e Derivados (LEMMAD) do Departamento de Ciências Florestais da Escola Superior de Agricultura “Luiz de Queiroz” (ESALQ-USP). Em todos os ensaios foram realizadas cinco repetições.

3.3 Etapas de experimentação

3.3.1 Ensaio de corpos-de-prova não classificados

Os ensaios de flexão estática destrutivos com carga concentrada aplicada no meio do vão foram realizados em uma máquina universal de ensaios equipada com um sistema informatizado de aquisição de dados de carga e de deslocamentos conforme ilustra a Figura 17. O carregamento foi conduzido na velocidade de 10 MPa/min até a ruptura do corpo-de-prova.

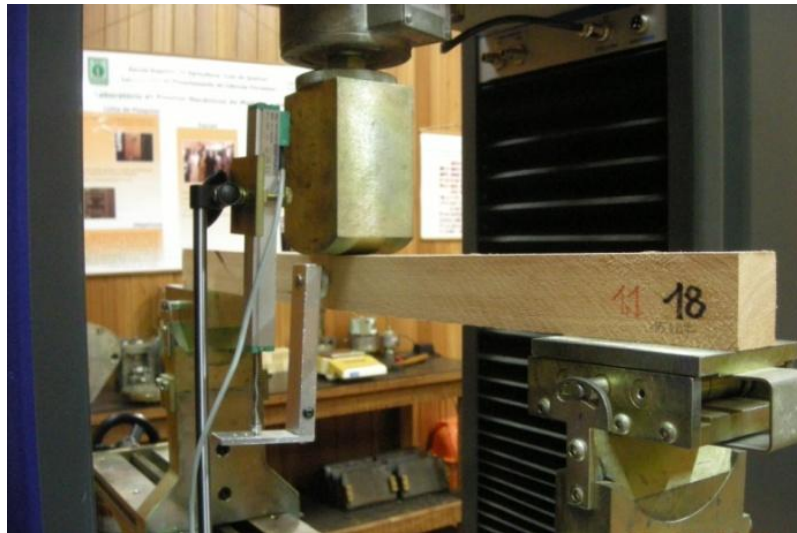


Figura 17 – Ensaio de flexão estática com LVDT instalado no meio do vão para leitura de deslocamentos na máquina universal de ensaios

Foram utilizados como controle corpos-de-prova maciços simulando uma viga sem defeito, com seção transversal quadrada (b e h) de 2,5 cm x 2,5 cm e 65 cm de comprimento na direção paralela às fibras. O vão (L) utilizado entre apoios foi de 55 cm na relação $L=22h$ (Figura 18).

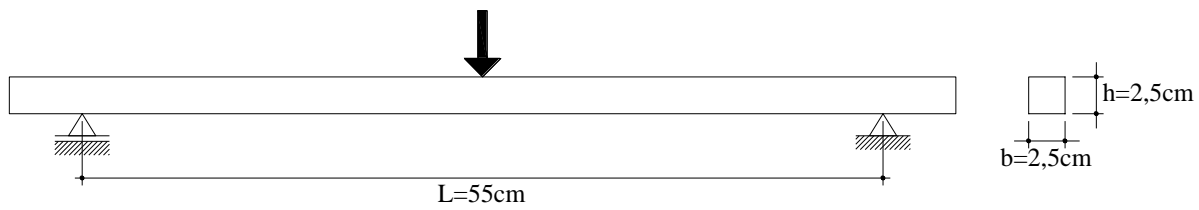


Figura 18 – Variáveis adotadas nos ensaios de flexão da 1ª etapa

O esquema do ensaio e respectivo diagrama de momento fletor estão ilustrados na Figura 19.

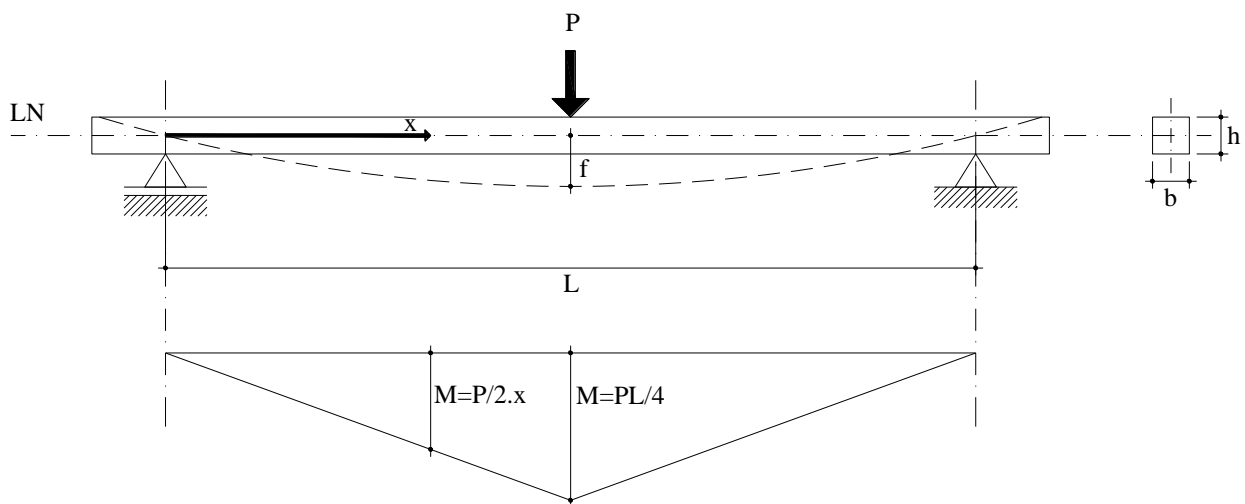


Figura 19 – Esquema estático adotado e respectivo diagrama de momento fletor na flexão

Foram obtidos segundo a norma NBR 7190/1997:

- Módulo de elasticidade na flexão (E_{M0}) dado pela Equação (1);
- Resistência à flexão (f_M) dada pela Equação (2).

Para efeito de comparação com os resultados obtidos pela norma foram determinados:

- Diagrama carga (P) x deslocamento ou flecha (f) na flexão;
- Coeficiente angular (B) da reta $P=A+Bf$ ajustada ao trecho elástico conforme procedimento descrito a seguir;

- Módulo de elasticidade à flexão (E_{M0}) através das Equações (18):

$$f = \frac{PL^3}{48EI} \Rightarrow E = \frac{PL^3}{f48I} \quad (18a)$$

$$E = \frac{BL^3}{48I} \quad (18b)$$

$$B = \frac{P}{f} = \text{coeficiente angular};$$

$$I = \frac{bh^3}{12} = \text{momento de inércia da seção transversal};$$

$E = E_{M0}$ = módulo de elasticidade do material, calculado para os corpos-de-prova de controle.

- Resistência à flexão (f_M) dada pelas Equações (19):

$$f_M = \frac{M}{I} y \quad (19a)$$

$$f_M = \frac{3PL}{2bh^2} \quad (19b)$$

$$M = \frac{PL}{4} = \text{momento fletor máximo};$$

$$y = \frac{h}{2} = \text{distância da linha neutra à borda da viga.}$$

Para a determinação do B foi ajustada a reta no trecho elástico do diagrama carga x deslocamento (Figura 20) buscando congregiar o maior número de pontos possível simultaneamente a um maior R^2 possível.

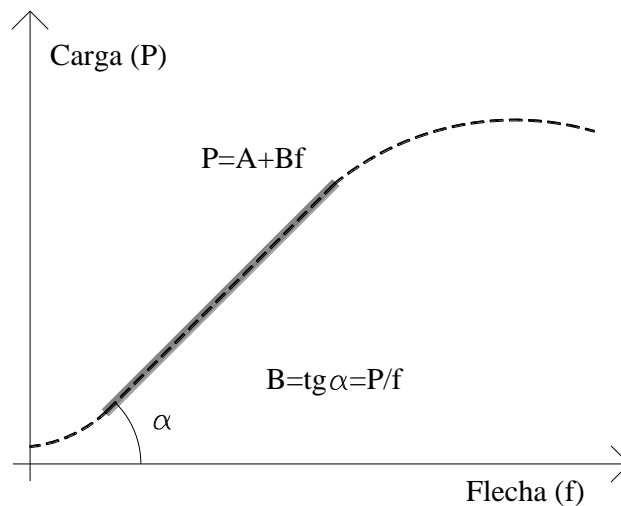


Figura 20 – Diagrama carga x deslocamento genérico na flexão com indicação da reta ajustada ao trecho elástico

Um critério eficiente de obtenção do B foi determinado a partir de várias simulações, consistiu em abranger inicialmente apenas o trecho correspondente entre 20 e 50% da carga de ruptura desprezando, desta maneira, os pontos iniciais devido à possível acomodação que sofre o corpo-de-prova no início do ensaio e os pontos anteriores ao limite elástico quando a curva começa a diminuir sua inclinação devido ao início do processo de ruptura. A partir desse intervalo, onde é muito provável encontrar uma alta correlação, passou-se a expandir o trecho para abranger mais pontos em direção à maior carga e depois à menor, buscando a maior correlação possível.

Um valor de R^2 próximo a um é bom indicativo de baixa dispersão dos dados em relação à reta ajustada, mas isoladamente não é um critério definitivo para a determinação do coeficiente angular mais adequado, pois é mais estável do que a propriedade medida, ou seja, o B varia mais acentuadamente do que o R^2 e influencia diretamente no valor do módulo de elasticidade. Uma variação de 3 a 5% no valor do coeficiente angular dentro do regime elástico que implica na mesma variação no valor do módulo de elasticidade pode ocorrer no ajuste da reta ao trecho elástico sem que haja alteração no valor de R^2 . Sendo assim, paralelamente ao maior número de pontos abrangido pela reta e à maior correlação entre as variáveis, também foi necessário limitar a variação no valor de B a este percentual do valor inicial encontrado no trecho compreendido entre 20 e 50% da carga de ruptura, buscando maximizar o coeficiente angular.

O cálculo do módulo de elasticidade pelo método do coeficiente angular, dado pela Equação (18), permite a realização dos ensaios de flexão sem a necessidade dos ciclos de carregamento definidos na NBR 7190/1997, pois abrange na reta um grande número de leituras minimizando o efeito da acomodação das fibras da madeira, que poderia influenciar no resultado quando são tomados apenas dois pontos para a determinação do módulo e ainda elimina a necessidade de atribuição de uma carga de ruptura estimada a partir de um corpo-de-prova gêmeo.

Além do controle foram definidos tratamentos que consistiram de corpos-de-prova maciços de mesmas dimensões que receberam um corte de profundidade igual a 1/5 da altura da viga ($h/5=0,5$ cm) em quatro posições da borda inferior, simulando uma emenda de topo na lâmina inferior de uma VLC de cinco lâminas. Os cortes foram feitos com serra circular de 4 mm de espessura a 0, 5, 10 e a 15 cm do centro do vão conforme ilustrado na Figura 21.

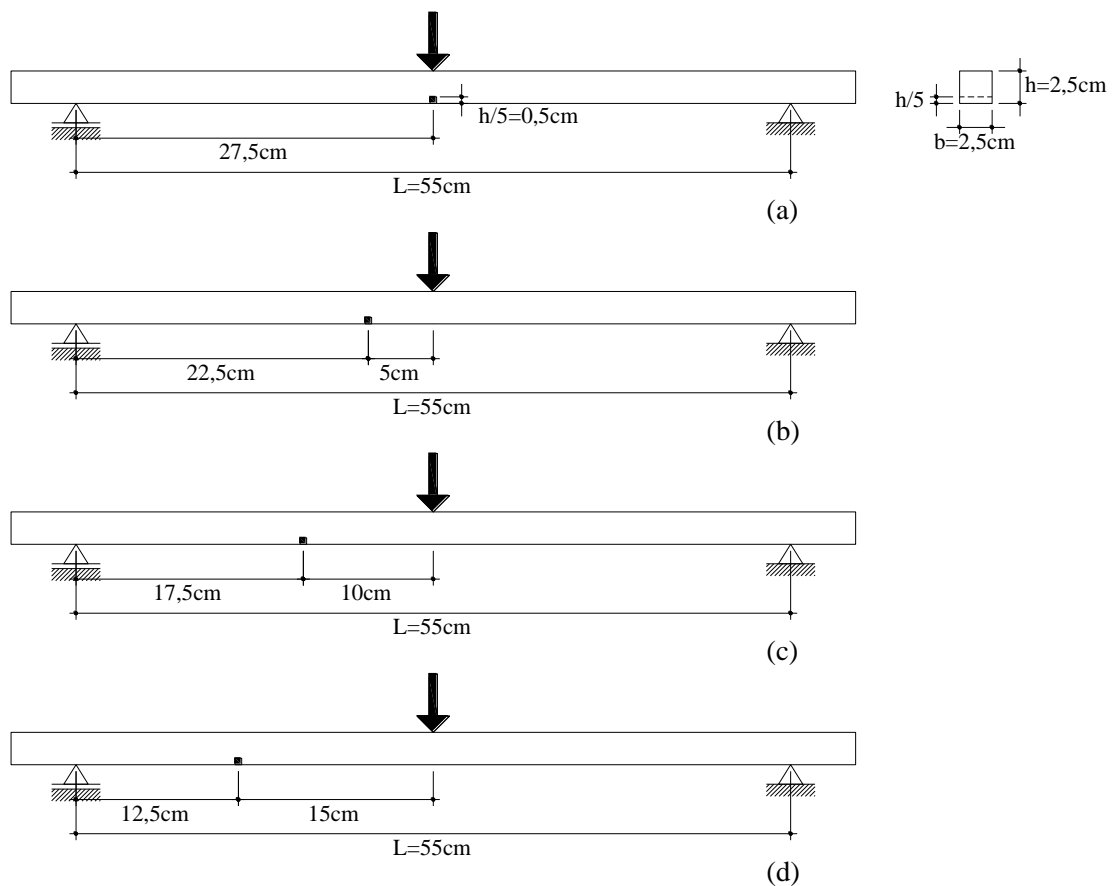


Figura 21 – Posições dos cortes a 0 (a), 5 (b), 10 (c) e a 15 cm do centro do vão (d)

A Figura 22 foi elaborada para generalizar os tratamentos e ilustra o esquema de ensaio para os corpos-de-prova com os cortes referenciados ao centro do vão pela variável x .

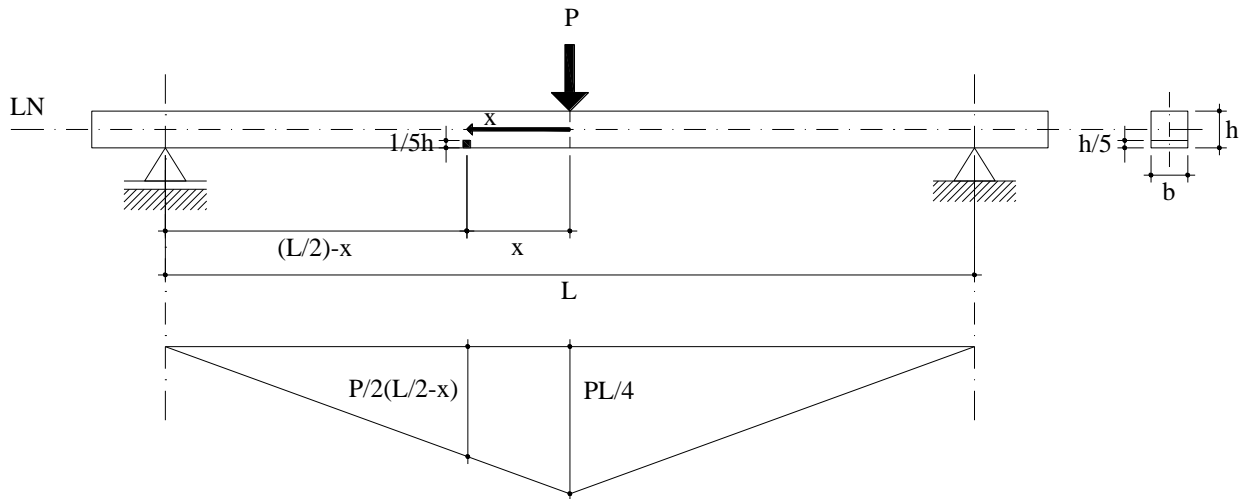


Figura 22 – Corpo-de-prova com corte referenciado ao centro do vão pela variável x e respectivo diagrama de momento fletor

Para todos os tratamentos, além do módulo de elasticidade (E_{M0}) e da resistência à flexão (f_M) determinados segundo a NBR7190/1997 e do módulo de elasticidade (E_{M0}) obtido através do método do coeficiente angular, foram ainda determinados:

- Rigidez à flexão estática (EI), dado pelas Equações (20):

$$f = \frac{PL^3}{48EI} \Rightarrow EI = \frac{PL^3}{f48} \quad (20a)$$

$$EI = \frac{BL^3}{48} \quad (20b)$$

- Coeficiente de influência da emenda (C_{ie}), dado pela Equação (21):

$$C_{ie} = \frac{I_{\text{real}}}{I_{\text{teórico}}} \quad (21)$$

$$I_{\text{real}} = \frac{BL^3}{48E} = \text{momento de inércia real da seção transversal};$$

$$I_{\text{teórico}} = \frac{bh^3}{12} = \text{momento de inércia teórico da seção transversal};$$

- Resistência à flexão (f_M) usando o momento de inércia da seção transversal reduzida, dado pelas Equações (22):

$$f_M = \frac{M_e}{I_{\text{red}}} y \quad (22a)$$

$$f_M = \frac{3P \left(\frac{L}{2} - x \right)}{bh^2_{\text{red}}} \quad (22b)$$

$$M_e = \frac{P}{2} \left(\frac{L}{2} - x \right) = \text{momento fletor na seção do corte};$$

$$I_{\text{red}} = \frac{bh^3_{\text{red}}}{12} = \text{momento de inércia da seção transversal reduzida};$$

$$y = \frac{h_{\text{red}}}{2} = \text{distância da linha neutra à borda inferior da seção transversal reduzida}.$$

Os ensaios de cisalhamento foram realizados na máquina universal de ensaios.com carregamento conduzido na velocidade de 2,50 MPa/min até a ruptura do corpo-de-prova. A Figura 23 ilustra o esquema de ensaio e a ruptura típica verificada nos ensaios.

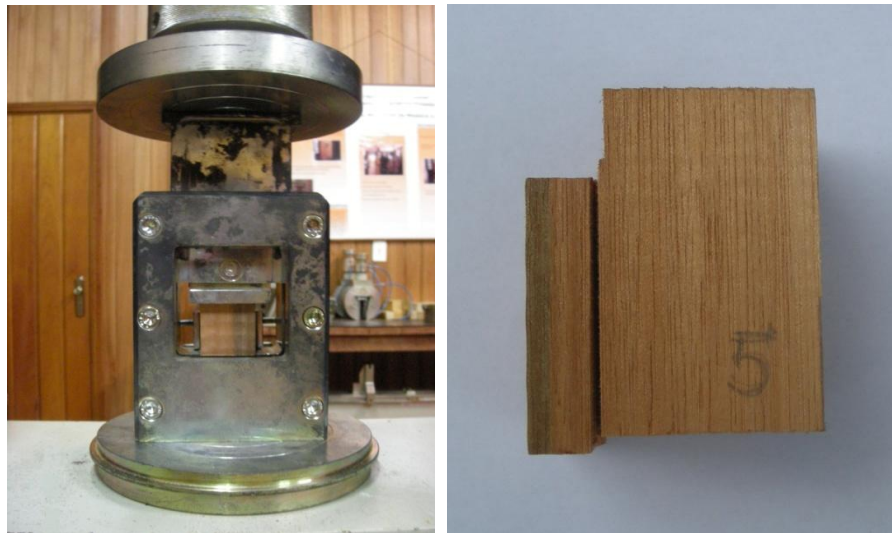


Figura 23 – Ensaio de cisalhamento na máquina universal de ensaios e ruptura típica verificada nos ensaios

As dimensões dos corpos-de-prova maciços com o plano da seção crítica paralelo às fibras estão especificadas na Figura 24.

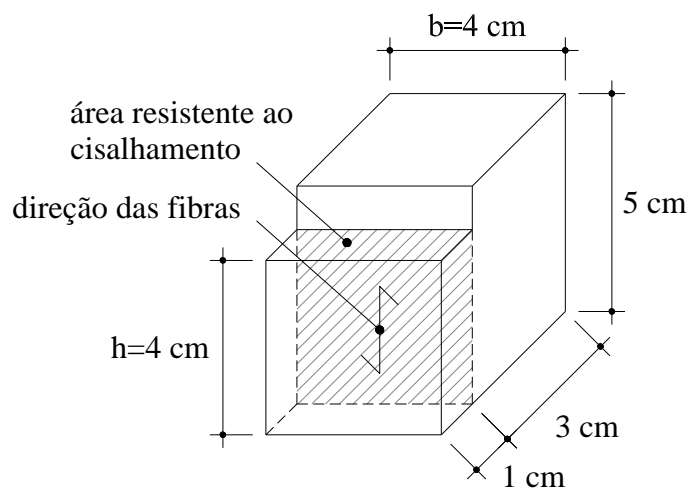


Figura 24 – Dimensões dos corpos-de-prova de cisalhamento

Foram obtidos segundo a norma NBR 7190/1997:

- Resistência ao cisalhamento paralelo às fibras (f_{v0}) dada pela Equação (3);
- Tensão de cisalhamento (τ) dada pela Equação (4).

3.3.2 Ensaios de classificação mecânica não destrutivos

Os resultados dos ensaios de corpos-de-prova não classificados revelaram uma grande variabilidade para o módulo de elasticidade da madeira de *Eucalyptus grandis* em todos os tratamentos ensaiados. Este fato determinou a necessidade da classificação mecânica do material para agrupar os corpos-de-prova por classes de resistência visando minimizar o erro experimental imposto pela variabilidade natural dos dados dentro de cada tratamento.

Foram realizados ensaios de flexão estática não destrutivos de corpos-de-prova com seção transversal de 3 cm de largura (b) por 4 cm de altura (h) e 70 cm de comprimento, na direção paralela às fibras. O vão (L) utilizado foi de 60 cm fixando a relação $L=15h$ para essa etapa de ensaios (Figura 25).

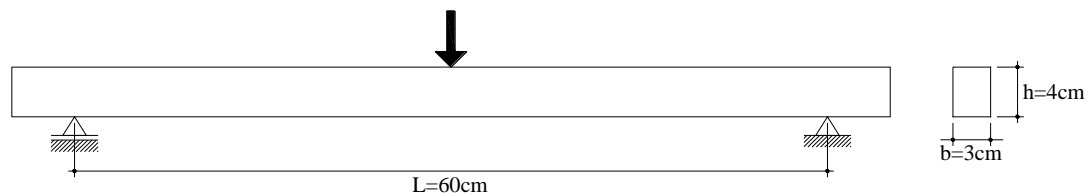


Figura 25 – Variáveis adotadas nos ensaios de flexão da 2ª etapa

Ensaio exploratório com corpos-de-prova idênticos permitiram estimar uma carga de ruptura média definindo o regime elástico a ser utilizado nos ensaios não destrutivos. Foram ensaiados 45 corpos-de-prova até a carga de 250 Kgf (50% da carga de ruptura estimada) e calculados os valores de E_{M0} através do método do coeficiente angular, segundo a Equação (18).

3.3.3 Ensaios de corpos-de-prova classificados

A partir dos módulos de elasticidade dos 45 corpos-de-prova classificados mecanicamente foram definidas três classes de resistência (C1, C2 e C3) e selecionadas aleatoriamente 25 amostras para os ensaios de flexão estática destrutivos. Essas amostras foram selecionadas da classe de módulo de elasticidade intermediário (C2), pois continha o maior número de amostras.

Foram ensaiados nessa etapa corpos-de-prova maciços com dois ciclos de carga e descarga segundo o procedimento sugerido pela NBR 7190/1997 onde o carregamento foi conduzido a velocidade de 10 MPa/min conforme diagrama apresentado na Figura 12. O módulo de elasticidade à flexão estática (E_{M0}) foi determinado pelo método do coeficiente angular, dado pela Equação (18).

Outras cinco amostras maciças foram submetidas a ensaios de flexão estática sem os ciclos de carregamento no intuito de verificar a influência desses ciclos no módulo de elasticidade à flexão (E_{M0}).

A comprovação de que os ciclos de carga e descarga não influenciaram significativamente nos valores de E_{M0} confirmou a opção pela continuidade dos ensaios de flexão sem os ciclos preparatórios de carregamento e descarregamento.

Os tratamentos definidos para essa etapa foram corpos-de-prova com cortes de profundidade igual a 1/5 da altura h ($h/5=0,8$ cm) na borda inferior a uma distância de 0, 8 e de 16 cm do centro do vão conforme ilustra a Figura 26.

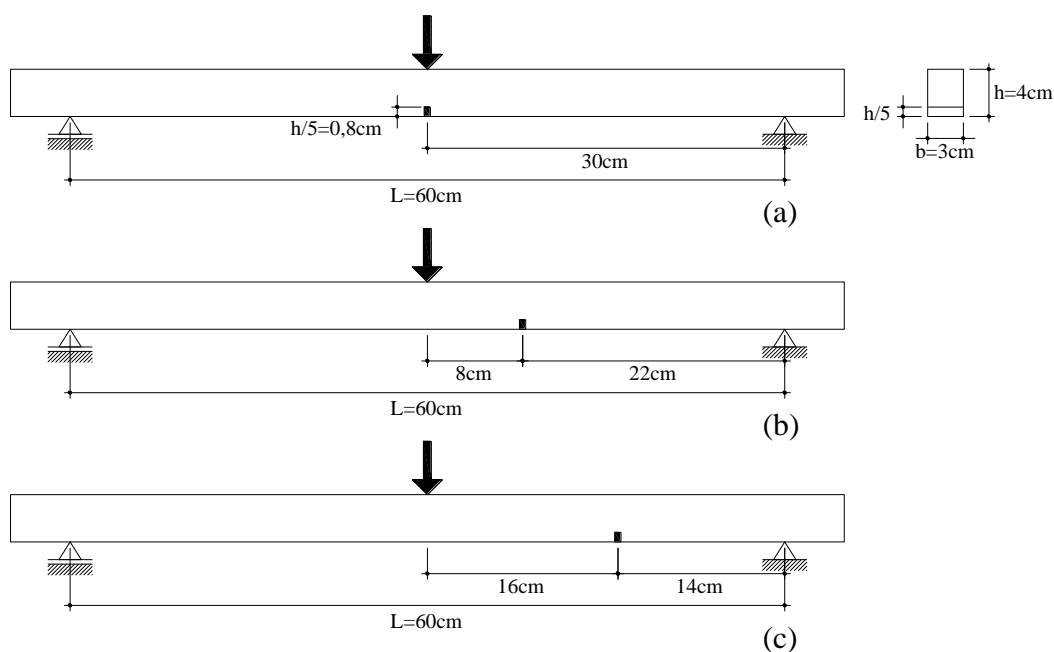


Figura 26 – Posições dos cortes de profundidade $1/5 h$ a 0 (a), 8 (b) e a 16 cm do centro do vão (c)

O E_{M0} foi determinado através do método do coeficiente angular e da teoria desenvolvida por Garcia (2008), segundo as Equações (15) e (24), com o objetivo de verificar a real influência dos cortes sobre o módulo de elasticidade do material. Com base nessas mesmas equações e nos dados dos tratamentos ensaiados na última etapa para as posições já definidas (centro, 8 cm e 16 cm do centro), foram determinados valores para a e b de forma tentativa a contemplar o desvio do fluxo de tensões através de um aumento da espessura do corte, dado por (b-a). Os valores de a e b foram fixados quando se conseguiu obter a igualdade estatística dos valores de E_{M0} .

Foram determinados ainda:

- Rigidez à flexão estática (EI) dado pela Equação (20):
- Coeficiente de influência da emenda (C_{ie}), dado pela Equação (21):
- Resistência à flexão (f_M) segundo a Equação (22).

Devido à fissura longitudinal observada nos ensaios da 1ª etapa que ocorreram por tensões cisalhantes provocadas por deslocamento relativo, nesta etapa de ensaios foi realizado o monitoramento da evolução do processo de ruptura. Esse monitoramento constituiu-se da atenta inspeção visual dos corpos-de-prova durante o ensaio para determinar a carga que dispara a ruptura por cisalhamento, a forma de propagação da ruptura e sua posição no eixo x correspondente à carga máxima. A Figura 27 mostra o detalhe de um corpo-de-prova durante ensaio monitorado.

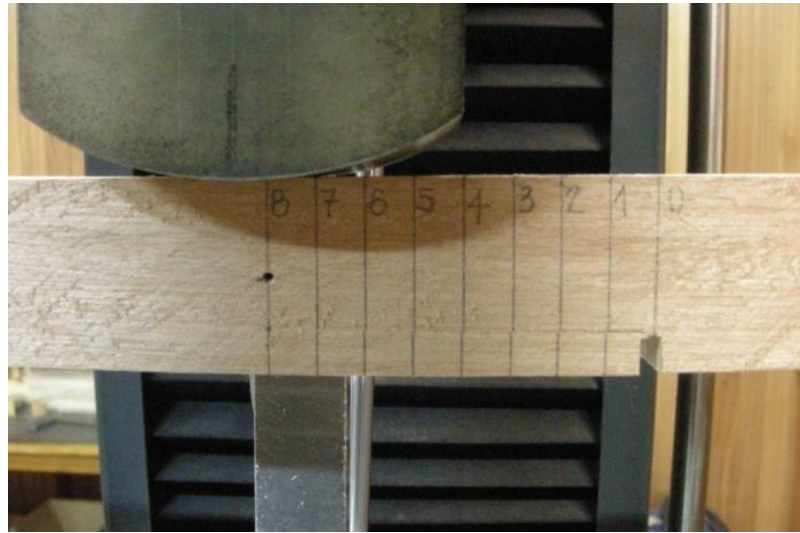


Figura 27 – Monitoramento da ruptura por cisalhamento provocado por deslocamento relativo em ensaio de flexão

Os dados obtidos nos ensaios monitorados permitiram aferir os valores reais de a e b , ou seja, a posição e a espessura do corte na borda inferior da viga ao longo do processo de ruptura, para desta maneira verificar a influência dos cortes sobre o módulo de elasticidade do material.

3.3.4 Simulações

Foram realizadas algumas simulações decorrentes da teoria formulada por Garcia (2008) para auxiliar na análise dos dados obtidos através dos ensaios mecânicos.

A flecha foi simulada pela Equação (23) obtida da Equação (15), para diferentes valores de a e b , ou seja, variando a posição e a espessura do corte e variando também a relação $h_{\text{corte}}/h_{\text{viga}}$.

$$\frac{EIf}{P} = \frac{1}{12} \left(\frac{I}{I_{\text{red}}} - 1 \right) (b^3 - a^3) + \frac{L^3}{48} \quad (23)$$

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 Ensaio de corpos-de-prova não classificados

A Figura 28 ilustra os tipos de ruptura observados nos ensaios de flexão estática de corpos-de-prova isentos de defeito e daqueles confeccionados com um corte na borda tracionada simulando uma emenda de topo na lâmina inferior de uma VLC.



Tubo 1: Ruptura por tens3o normal na se3o transversal cr3tica (meio do v3o)



Tubo 2: Ruptura por tens3o normal na se3o transversal cr3tica reduzida (meio do v3o)



Tubo 3: Ruptura iniciada no corte e propagada por cisalhamento paralelo 3s fibras em dire3o a se3o de momento m3ximo e ruptura final por tens3es normais no meio do v3o



Tubo 4: Ruptura iniciada no corte e propagada por cisalhamento paralelo 3s fibras em dire3o a se3o de momento m3ximo e ruptura final por tens3es normais fora do meio do v3o



Tubo 5: Ruptura iniciada no corte e propagada por cisalhamento na dire3o da inclina3o anormal da gr3 que provou redu3o dr3stica da altura da viga

Figura 28 – Tipos de ruptura observados nos ensaios de flex3o de corpos-de-prova n3o classificados

4.1.1 Módulo de elasticidade à flexão estática

Os valores obtidos para o módulo de elasticidade à flexão (E_{M0}) de acordo com a norma NBR 7190/1997, segundo a Equação (1), estão apresentados na Figura 29.

Estes valores foram corrigidos para os casos em que o valor da carga máxima estimada não foi próximo ao da carga de ruptura dos corpos-de-prova ensaiados, pois os valores dos módulos podem ser sub ou superestimados pelo cálculo de acordo com a norma. O módulo de elasticidade é determinado pela inclinação da reta secante à curva carga x deslocamento definida por apenas dois pontos de coordenadas y ($F_{50\%}$ e $F_{10\%}$) e x ($v_{50\%}$ e $v_{10\%}$) correspondentes a 10 e 50% da carga máxima de ensaio estimada por meio de um corpo-de-prova gêmeo.

Os valores de E_{M0} corrigidos segundo a mesma Equação (1) da NBR 7190 utilizando-se, porém os valores correspondentes a 10% e 50% da carga de ruptura obtida em cada ensaio estão apresentados na Figura 29.

O cálculo do módulo de elasticidade utilizando o coeficiente angular (B), segundo a Equação (18), mostrou ser mais preciso do que a aplicação da equação determinada pela norma, pois se baseia em todos os pontos da reta correspondente ao trecho elástico do diagrama carga x deslocamento. A Figura 29 mostra os resultados obtidos para o E_{M0} através do método do coeficiente angular.

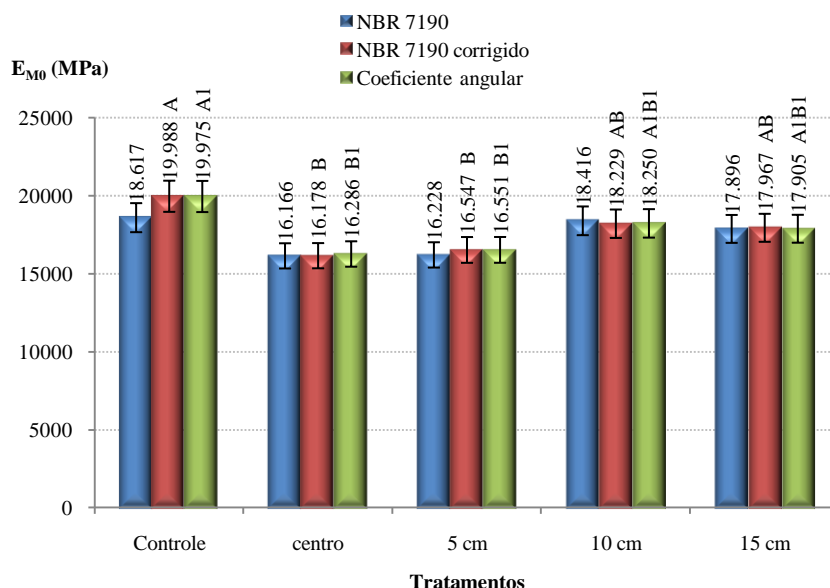


Figura 29 – Módulos de elasticidade (E_{M0}) calculados segundo os métodos da NBR 7190/1997, corrigidos em função da carga de ruptura e através do coeficiente angular da reta ajustada ao trecho elástico

Observou-se na Figura 29 que as diferenças entre as médias dos módulos de elasticidade à flexão obtidas através dos três métodos de cálculo são muito pequenas. Os coeficientes de variação foram respectivamente de 15,18; 11,87 e 11,66%. A análise de variância entre os métodos não foi significativa.

A análise de variância para os resultados obtidos segundo a NBR 7190 não indicou significância entre os tratamentos, provavelmente porque a média do módulo calculado para os corpos-de-prova maciços foi subestimada, como foi possível verificar através da Figura 29. Para os valores corrigidos em função da carga de ruptura real, a análise de variância indicou significância ao nível de 5% de probabilidade. A análise para o módulo calculado através do coeficiente angular também indicou significância ao nível de 5% de probabilidade.

O teste de Tukey indicou que os tratamentos com corte no centro e a 5 cm do centro serão iguais entre si e diferiram apenas do controle tanto para os valores de E_{M0} corrigidos como para aqueles calculados pelo método do coeficiente angular.

Esses resultados indicaram que os diferentes tratamentos testados influenciaram significativamente no módulo de elasticidade contrariando a hipótese inicial adotada de que o E_{M0} é uma propriedade do material e sendo assim, não deve ser influenciado pelos tratamentos

aplicados à viga. Essa hipótese foi elaborada pelo fato de que o comprimento do corte é muito reduzido quando comparado ao comprimento total do vão. Conforme Equação (12), a flecha é uma integral calculada em todo o comprimento da barra e o pequeno comprimento do corte não deveria influenciar significativamente nos valores do módulo. Essa constatação motivou um estudo apresentado mais adiante em que se simulou a correção do comprimento da emenda para expressar melhor o desvio do fluxo de tensões.

Na análise de variância fatorial ainda foi possível verificar que não houve interação entre os tratamentos e o método de cálculo do módulo de elasticidade (Tabela 6).

Tabela 6 – Análise de variância para o módulo de elasticidade (E_{M0})

CV	GL	SQ	QM	F	Prob>F
Tratamentos	4	113164220.7	28291055.2	6.51	0.0002
Métodos	2	1738543.7	869271.8	0.20	0.8193
Trat*Método	8	4970346.8	621293.4	0.14	0.9968

Foi feita uma análise complementar onde foram excluídos os resultados referentes aos corpos-de-prova que tiveram ruptura do tipo 5, ocasionada por influência de uma acentuada inclinação da grã, pois a grã oblíqua influi na resistência mecânica da madeira. No caso de peças submetidas à flexão, esse tipo de ruptura provocou a redução drástica do momento de inércia tornando-se difícil determinar a seção transversal exata correspondente à carga máxima que provocou uma determinada flecha. Concluir algo a partir destes dados poderia comprometer a análise dos resultados.

A Figura 30 mostra os valores médios do módulo (E_{M0}) segundo a NBR 7190 corrigidos em função da carga de ruptura e os valores obtidos através do coeficiente angular para todos os tratamentos excluindo os dados de ruptura tipo 5, comparados aos valores já apresentados que incluem todos os dados.

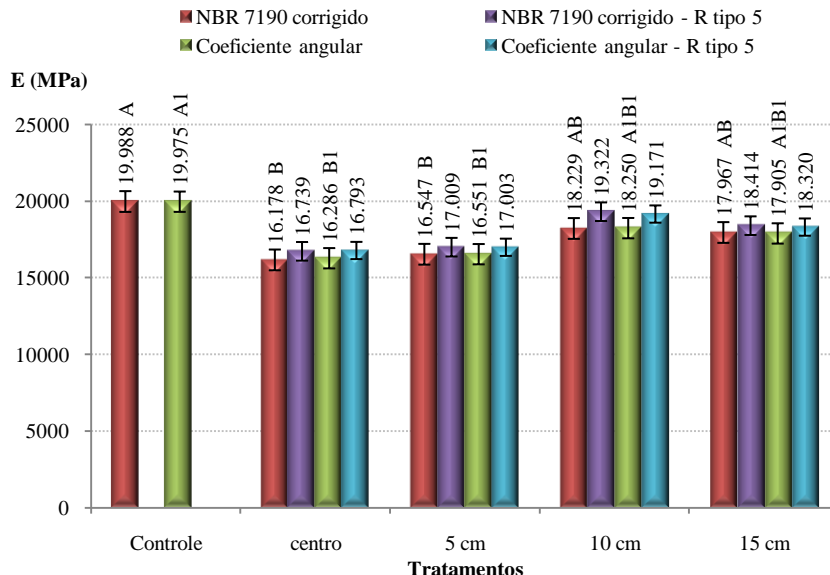


Figura 30 – Módulos de elasticidade (E_{M0}) obtidos pelo método da norma corrigidos e através do coeficiente angular para todos os dados e com exclusão daqueles oriundos de CPs que apresentaram ruptura do tipo 5

Observou-se na Figura 30 que as pequenas diferenças entre os métodos de cálculo se mantiveram, não sendo indicada diferença significativa entre os métodos na análise de variância. Os valores médios do módulo de elasticidade aumentaram para todos os tratamentos quando excluídos os dados de ruptura do tipo 5, exceto para o controle onde não ocorreu este tipo de ruptura.

Na análise de variância para o módulo de elasticidade calculado pelo método da NBR 7190/1997 corrigido em função da carga de ruptura e também pelo método do coeficiente angular onde foram excluídos os dados de ruptura por inclinação na grã, os tratamentos não foram significativos, indicando que o módulo de elasticidade não foi influenciado pela redução de seção decorrente dos cortes simulando emendas de topo na borda tracionada.

Esse resultado concorda com a hipótese inicial de que o módulo é uma característica do material e, portanto, estatisticamente igual para todos os tratamentos. Essa afirmação não pode, entretanto ser considerada segura, pois o efeito dos cortes poderia estar embutido dentro da alta variabilidade natural do material que foi observada nos ensaios.

Os resultados do módulo de elasticidade calculados tanto pelo método da norma e corrigidos quanto pelo método do coeficiente angular, apresentaram diferença entre os tratamentos

mostrando que a emenda exerceu influência nesta propriedade. Quando excluídos os resultados de ruptura do tipo 5 a análise passou a ser não mais significativa, indicando que a emenda não influencia no módulo. Isso ocorreu porque ao retirar os dados de ruptura do tipo 5, eliminaram-se os valores mais baixos dos tratamentos mais críticos. Eliminando-se assim, os casos anormais, o efeito do corte ficou ofuscado pela variabilidade natural do módulo de elasticidade nessa espécie.

Na análise de variância fatorial para o módulo de elasticidade excluídos os resultados de ruptura do tipo 5, ainda foi possível verificar que não houve interação entre os tratamentos e o método de cálculo (Tabela 7). A significância observada na Tabela 7 para os tratamentos foi negligenciada por que foi considerada como padrão em todas as análises a significância entre médias dada pelo teste de Tukey.

Tabela 7 – Análise de variância para o módulo de elasticidade (E_{M0}) excluídos os dados de ruptura tipo 5

CV	GL	SQ	QM	F	Prob>F
Tratamentos	4	84462062.10	21115515.52	4.80	0.0026
Métodos	2	2369197.84	1184598.92	0.27	0.7651
Trat*Método	8	4405238.65	550654.83	0.13	0.9979

Consta da norma brasileira o valor médio $E_{c0} = 12813$ MPa para o módulo de elasticidade longitudinal da madeira de *Eucalyptus grandis*, obtido através de ensaios de compressão paralela às fibras de 103 corpos-de-prova.

A caracterização simplificada das propriedades das madeiras segundo a NBR 7190/1997, permite avaliar o módulo de elasticidade através de ensaio de flexão determinando-se o módulo aparente de elasticidade à flexão (E_M) e admitindo-se as seguintes relações:

$$\text{Coníferas: } E_M = 0,85 E_{c0}$$

$$\text{Dicotiledôneas: } E_M = 0,90 E_{c0}$$

Segundo essas relações, o valor médio do módulo de elasticidade à flexão para o *Eucalyptus grandis* resulta em: $E_M = 0,90 \times 12813 = 11532$ MPa.

Os resultados obtidos para o módulo à flexão nessa primeira etapa de ensaios variaram de 14259 a 21343 MPa. O valor médio calculado pelo coeficiente angular foi de $E_{M0} = 17794$ MPa.

Esta diferença entre as médias para a mesma espécie pode ser decorrente de vários fatores como a massa específica, a posição dos anéis, a idade das árvores, genótipo, manejo, procedência do lote, entre outros. O que ficou evidente, no entanto, foi a grande variabilidade dessa propriedade para a espécie *Eucalyptus grandis*. Em vista disso, pôde-se afirmar que não é possível encontrar dois corpos-de-prova gêmeos com a finalidade de estimar uma carga de ruptura para o lote. A caracterização das propriedades mecânicas deve ser feita para cada lote de madeira a ser utilizado para fins estruturais e considerada no dimensionamento.

4.1.2 Massa específica

A fim de verificar a variabilidade encontrada nessa etapa de ensaios foi feita a correlação entre a massa específica e o módulo de elasticidade. O valor médio encontrado para a massa específica (ρ_{12}) dos 25 corpos-de-prova ensaiados foi de 0,79 g/cm³ em contraposição ao valor médio que consta da NBR 7190/1997 para o *Eucalyptus grandis* que é de $\rho_{12} = 0,64$ g/cm³.

A Figura 31 mostra as correlações obtidas para todos os corpos-de-prova ensaiados e quando excluídos os dados de ruptura do tipo 5 ocasionados por inclinação acentuada da grã.

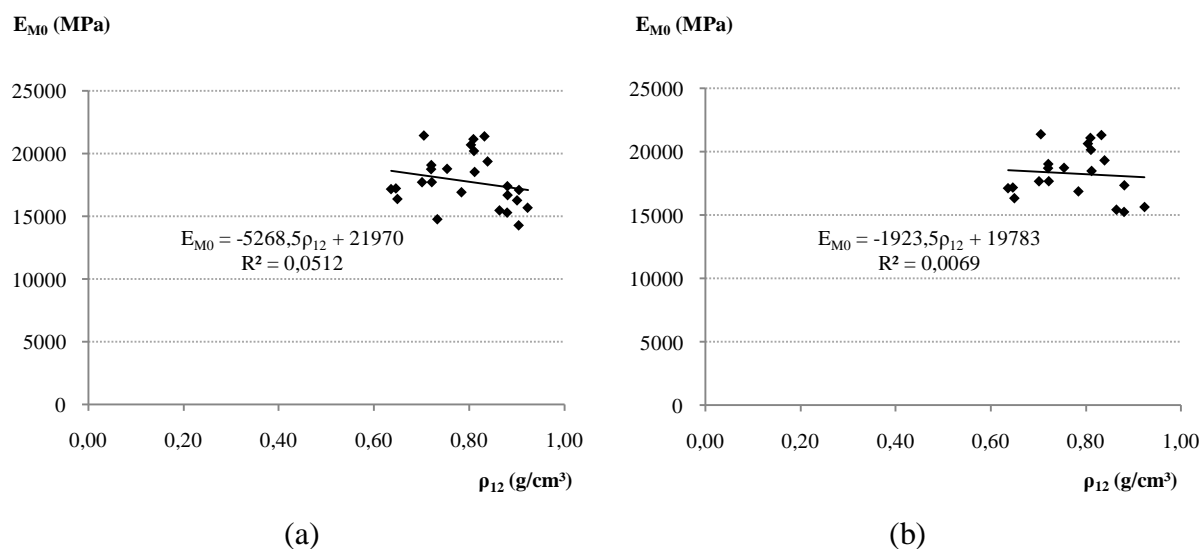


Figura 31 – Correlação entre módulo de elasticidade (E_{M0}) e massa específica a 12% de umidade (ρ_{12}) para todos os CP ensaiados (a) e com exclusão dos dados de ruptura do tipo 5 (b)

Observa-se da Figura 31 que a inclinação decrescente da linha de tendência indica que o E_{M0} decresceu com o aumento da massa específica não confirmando as afirmações encontradas na revisão de literatura referente à relação entre essas duas propriedades. O valor de $R^2 = 0,0512$ indica uma baixa correlação entre os dados analisados, e ainda menor quando excluídos os dados referentes à ruptura do tipo 5 onde $R^2 = 0,0069$.

Foi feita então, a correlação entre o módulo e a massa específica para os diferentes tratamentos separadamente no intuito de analisar a influência dos tratamentos na correlação entre as duas propriedades. A Figura 32 mostra as correlações obtidas para todos os dados e excluindo aqueles de ruptura do tipo 5.

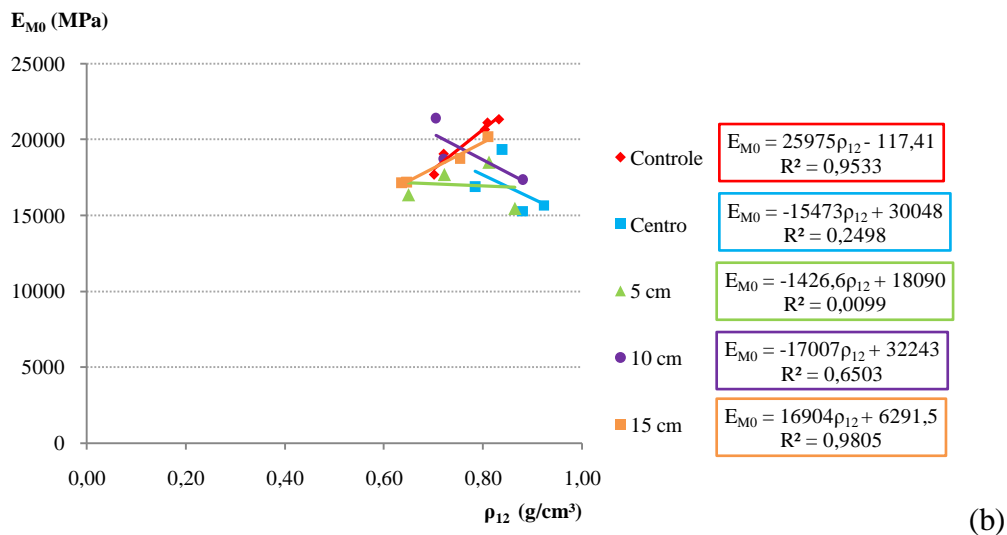
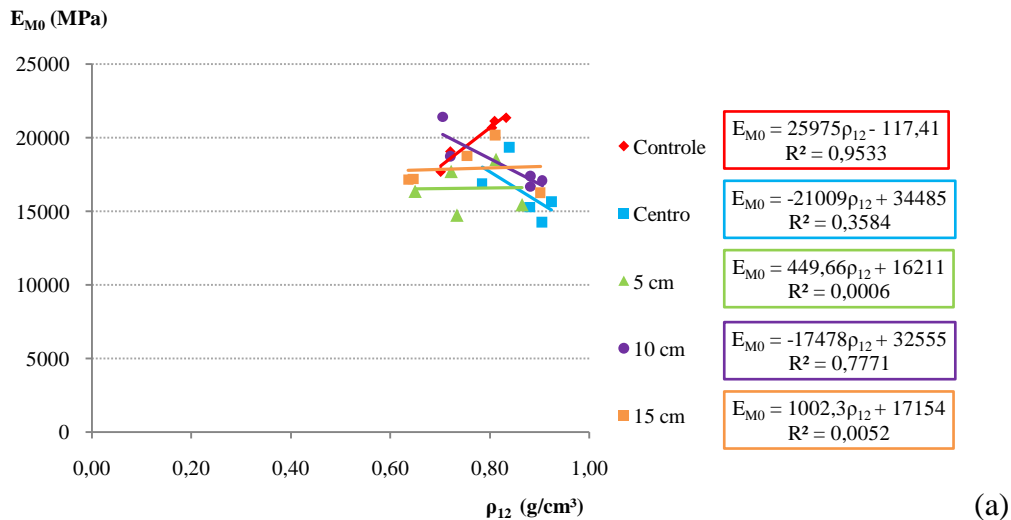


Figura 32 – Correlação entre módulo de elasticidade (E_{M0}) e massa específica (ρ_{12}) para todos os dados (a) e excluindo os dados de ruptura do tipo 5 (b) para cada tratamento

Pôde-se verificar pela análise dos tratamentos separadamente que para os corpos-de-prova de controle foi encontrada uma alta correlação entre as variáveis, $R^2 = 0,9533$, confirmando a estreita correlação existente entre o módulo de elasticidade e a massa específica.

Para o tratamento com corte no centro foi obtida uma baixa correlação para os dados de todos os corpos-de-prova ensaiados e ainda menor para os dados onde foi excluído o tipo de ruptura 5. O E_{M0} decresceu com o aumento de ρ_{12} nos dois casos. No tratamento com corte a 5 cm do centro

foram obtidas baixíssimas correlações, tanto para o conjunto total dos dados quanto para os dados remanescentes da exclusão dos CP que tiveram ruptura do tipo 5.

Foi obtida uma boa correlação para os corpos-de-prova com corte a 10 cm do centro nos dois casos, sendo um pouco maior quando analisados todos os dados, onde o R^2 foi igual a 0,7771. No entanto, para esse tratamento o E_{M0} decresceu com o aumento de ρ_{12} . Já o tratamento com corte a 15 cm do centro apresentou uma boa correlação apenas quando analisados os dados excluindo o tipo de ruptura por inclinação na grã, $R^2 = 0,9805$, confirmando nesse caso o incremento dos módulos de elasticidade concomitante ao incremento da massa específica.

4.1.3 Rigidez à flexão estática

Os valores obtidos para a rigidez (EI) nos ensaios de corpos-de-prova não classificados com cortes simulando emendas, calculados pela Equação (20) estão apresentados na Figura 33.

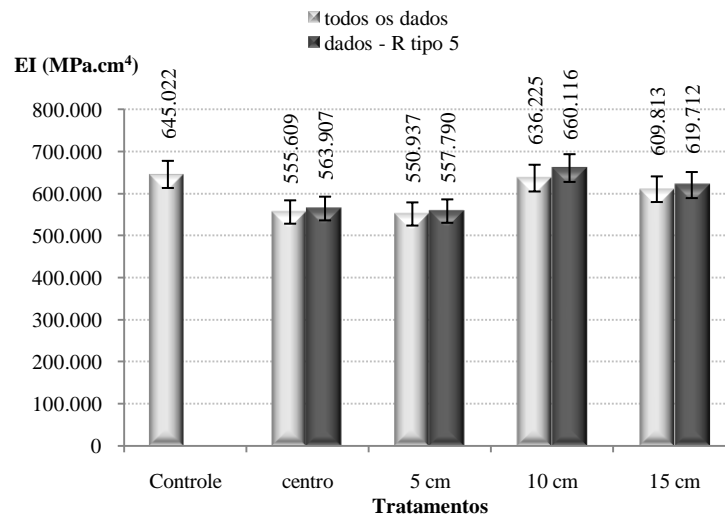


Figura 33 – Valores médios de rigidez (EI) para os tratamentos que indicam a distância da emenda ao meio do vão

Na análise de variância para a rigidez à flexão verificou-se que não houve diferença significativa entre os tratamentos. Observou-se a semelhança da Figura 33 com a Figura 31 e isso já era esperado em função da metodologia utilizada onde o momento de inércia da viga foi

sempre o teórico. Verificou-se, entretanto, nas análises estatísticas que o EI foi mais estável que o E_{M0} e isso foi devido ao fato de não entrar no cálculo os valores de b e h de cada amostra.

4.1.4 Coeficiente de influência da emenda

Os coeficientes de influência da emenda (C_{ie}) calculados a partir dos valores de rigidez divididos pelo valor médio do módulo de elasticidade dos corpos-de-prova maciços conforme a Equação (21) variou de 0,71 para a posição crítica do corte, ou seja, no centro, a 1,00 para as posições mais afastadas do centro. A Figura 34 mostra os valores médios encontrados para os tratamentos com cortes simulando emendas.

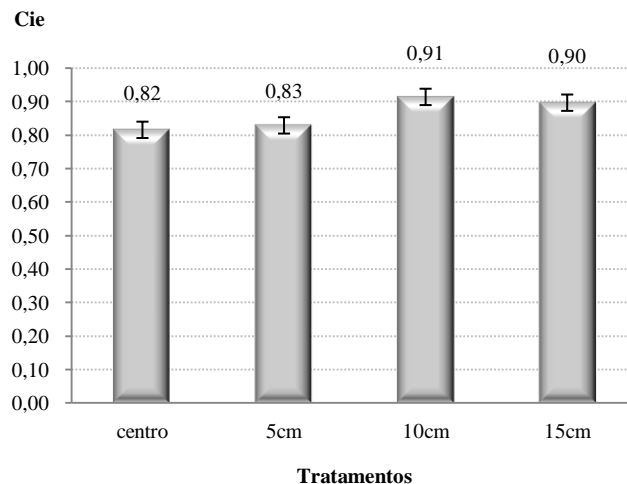


Figura 34 – Valores médios do coeficiente de influência da emenda (C_{ie})

O momento de inércia real (I_{real}) decresceu não muito drasticamente quando a posição da emenda caminhou do apoio para meio do vão, mas a redução em alguns pontos do vão pode ser considerada importante. Nesses casos o I_{real} poderá ser obtido do $I_{teórico}$ através do coeficiente de influência da emenda (C_{ie}), sendo que este coeficiente deve ser determinado para cada caso específico em função da posição e da altura da emenda.

4.1.5 Resistência à flexão estática

A resistência da madeira de *Eucalyptus grandis* à flexão (f_M) foi calculada segundo a NBR 7190/1997 pela Equação (2) e através do momento de inércia reduzido pela Equação (22), que leva em consideração as variáveis indicadas na Tabela 8 para cada tipo de ruptura observado nos ensaios de corpos-de-prova não classificados conforme Figura 28.

Tabela 8 – Tipos de ruptura observados nos ensaios de corpos-de-prova não classificados e variáveis correspondentes utilizadas no cálculo da resistência à flexão (f_M)

Tipo de ruptura	Variáveis utilizadas no cálculo de f_M
Tipo 1	Momento fletor máximo e h total
Tipo 2	Momento fletor máximo e h reduzido
Tipo 3	Momento fletor máximo e h reduzido
Tipo 4	Momento fletor na seção de ruptura e h reduzido
Tipo 5	Neste caso, é necessário determinar o momento fletor na seção de ruptura e o h reduzido correspondente a essa seção

A Figura 35 mostra os corpos-de-prova ensaiados à flexão e o tipo de ruptura predominante em cada tratamento.

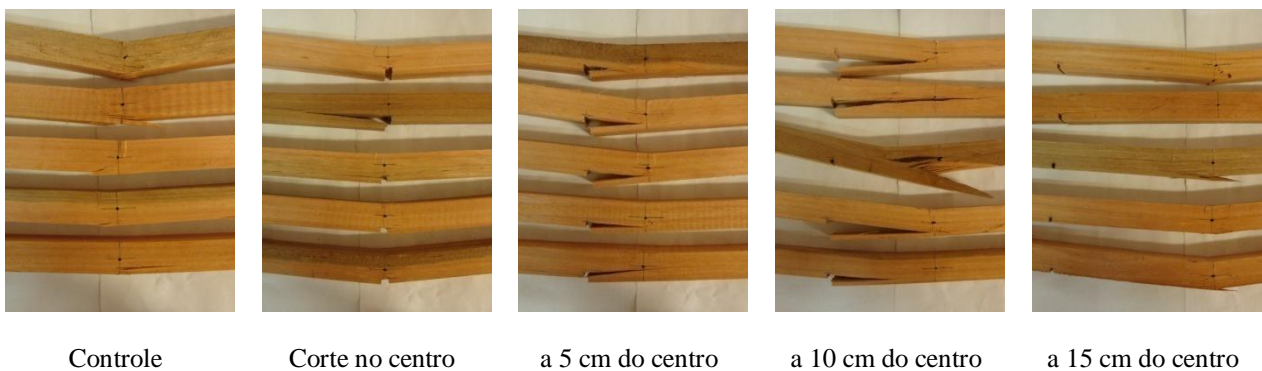


Figura 35 – Corpos-de-prova ensaiados à flexão onde se observa o tipo de ruptura predominante em cada tratamento

Observou-se na Figura 35 que os corpos-de-prova de controle (a) e os corpos-de-prova com corte a 15 cm do centro (e) sofreram predominantemente ruptura de tipo 1, por tensão normal no meio do vão. No tratamento com corte no centro do vão (b) observou-se a ruptura predominante de tipo 2, por tensão normal na seção transversal crítica reduzida e nos tratamentos com corte a 5 cm do centro (c) e a 10 cm do centro do vão (d), a ruptura de tipo 3, iniciada no corte com propagação por deslocamento relativo. Também foram observadas rupturas de tipo 5 em todos os tratamentos que receberam cortes por influência da inclinação anormal da grã.

Os valores obtidos para a resistência à flexão (f_M) de acordo com a NBR 7190/1997 e calculados através do momento de inércia reduzido, para todos os corpos-de-prova ensaiados, estão apresentados na Figura 36.

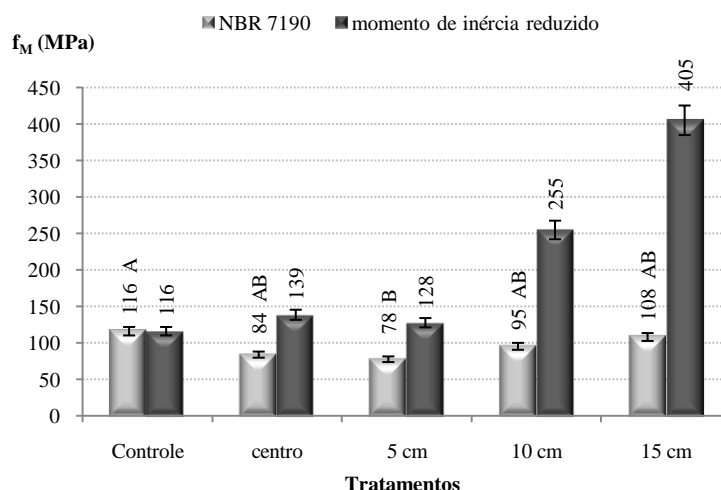


Figura 36 – Resistência a flexão (f_M) para os tratamentos indicados pela distância da emenda ao meio do vão calculada segundo a NBR 7190 e através do momento de inércia reduzido

Na análise de variância para os dados de resistência à flexão obtidos através da NBR 7190 houve diferença significativa ao nível de 5% de probabilidade entre os tratamentos. O teste de Tukey indicou que apenas o tratamento com corte a 5 cm do centro diferem do controle, sendo que os demais tratamentos foram iguais entre si. Na análise dos dados obtidos com o momento de inércia reduzido, não houve diferenças significativas entre os tratamentos.

Observou-se na Figura 36 uma discrepância entre os valores obtidos através dos dois métodos de cálculo, mas o teste de Tukey não indicou diferença significativa entre métodos. Ocorreram incrementos significativos nos valores médios de resistência observados nos tratamentos com corte a 10 cm e 15 cm do centro que podem ser explicados pelos corpos-de-prova que sofreram ruptura do tipo 5. A inclinação da grã provocou uma redução drástica da seção transversal dificultando a determinação correta da seção de ruptura. Provavelmente para esses casos, a resistência foi superestimada ao subestimar-se a seção.

Verificou-se na análise de variância fatorial que não houve interação entre os tratamentos e o método de cálculo da resistência à flexão conforme Tabela 9.

Tabela 9 – Análise de variância para a resistência á flexão (f_M)

CV	GL	SQ	QM	F	Prob>F
Tratamentos	4	168889.6528	42222.4132	0.92	0.4618
Métodos	1	157750.0748	157750.0748	3.44	0.0711
Trat*Método	4	140642.3778	35160.5944	0.77	0.5536

A Figura 37 mostra os resultados obtidos para a resistência à flexão de acordo com a NBR7190/1997 e aqueles obtidos pelo cálculo considerando-se a redução do momento de inércia, excluídos os dados de ruptura tipo 5.

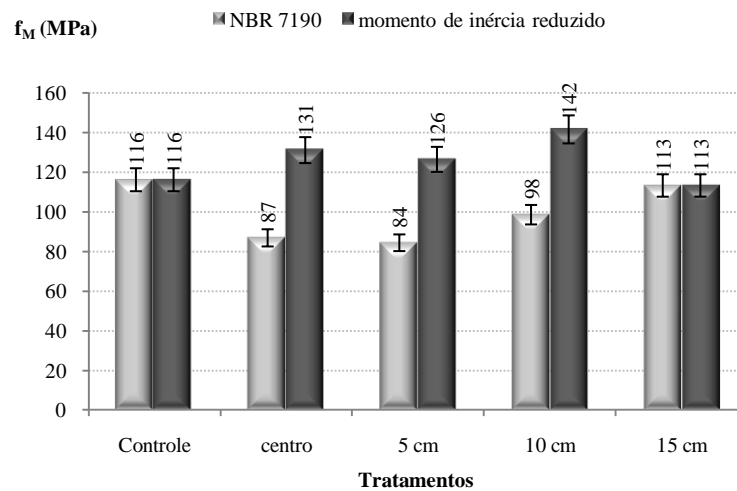


Figura 37 – Resistência à flexão (f_M) segundo a NBR 7190 e calculada pelo momento de inércia reduzido, excluídos dados de ruptura do tipo 5

Na análise de variância tanto para os dados de resistência obtidos pela NBR 7190 quanto pelo cálculo com o momento de inércia reduzido, onde foram excluídos os dados de ruptura por inclinação da grã, não se verificaram diferenças significativas entre os tratamentos. Nesse caso, o teste de Tukey indicou diferença significativa para a análise entre os métodos.

Na análise de variância fatorial para a resistência à flexão excluídos os resultados de ruptura tipo 5, verificou-se que houve interação entre os tratamentos e o método de cálculo conforme Tabela 10.

Tabela 10 – Análise de variância para a resistência à flexão (f_M) excluídos os dados de ruptura tipo 5

CV	GL	SQ	QM	F	Prob>F
Tratamentos	4	983.934150	245.983537	1.05	0.3969
Métodos	1	5633.739603	5633.739603	24.11	<.0001
Trat*Método	4	4614.317877	1153.579469	4.94	0.0035

Este resultado confirma a hipótese inicial adotada de que a resistência da viga monobloco é igual, exceto variabilidade natural do material, a da VLC com emenda em qualquer ponto da zona tracionada, e com ligação ideal entre lâminas, utilizando-se para o cálculo o respectivo momento de inércia reduzido, pois a resistência é característica do material e não da viga.

Desta maneira, o cálculo da resistência à flexão estática segundo a NBR 7190/1997, é válida somente para os corpos-de-prova maciços e sem defeitos podendo ser usado para corpos-de-prova com cortes que introduzem variações bruscas no momento de inércia bastando considerar, a redução da altura da viga e conseqüentemente a redução do momento de inércia decorrente do corte.

4.1.6 Resistência ao cisalhamento

Verificou-se nos ensaios de flexão estática simples, para os tratamentos nos quais foram realizados cortes simulando emendas de topo na lâmina inferior de uma viga laminada colada, um comportamento típico de ruptura iniciada a partir do corte em que foi possível verificar uma

fissura longitudinal propagando-se por deslocamento relativo, paralelamente às fibras, em direção ao ponto de aplicação da carga, onde o momento é máximo. Este tipo de ruptura foi resultado do despregamento das fibras da madeira oriundo da tensão normal atuante na borda tracionada que é provocada pela carga aplicada no ponto central.

A tensão normal provoca a deformação das fibras da parte imediatamente superior ao corte gerando a ruptura das mesmas por cisalhamento devido à tensão normal. A presença do corte faz com que somente a parte superior a ele se desloque, sofrendo deformação e a parte inferior se mantenha intacta, pois não transmite nenhum esforço devido à descontinuidade. O cisalhamento devido à tensão normal aqui descrito, não é a mesma sollicitação que o cisalhamento longitudinal em vigas devido à força cortante atuante na flexão.

Comprovou-se através de cálculos segundo a teoria da flexão simples que a tensão de cisalhamento (τ) devido à força cortante foi pequena, da ordem de 2,16 MPa, quando comparada à resistência ao cisalhamento (f_{v0}) do mesmo material aferida nos ensaio de cisalhamento paralelo às fibras, da ordem de 12,57 MPa. Sendo assim, a fissura longitudinal provocada por cisalhamento paralelo às fibras não foi provocada pelo esforço cortante.

4.2 Classificação mecânica através do módulo de elasticidade não destrutivo

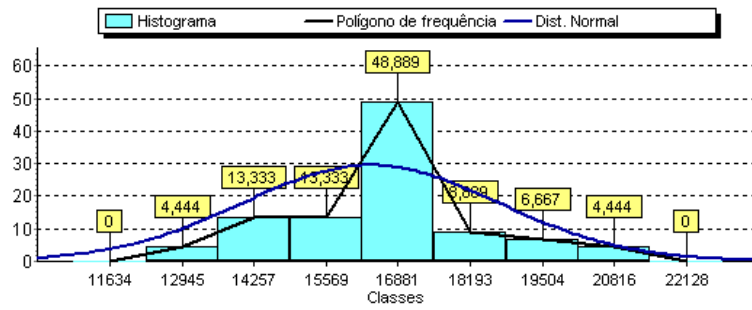
Devido à grande variabilidade encontrada nos resultados para o módulo de elasticidade nos ensaios iniciais foi definida a necessidade de realizar a classificação mecânica dos corpos-de-prova através de ensaios não destrutivos a fim de diminuir a dispersão dos dados. Foram classificadas 45 amostras pelo módulo de elasticidade e definidas três classes de resistência em função do valor mínimo (12945,42 MPa) e máximo (20816,29 MPa) encontrados em intervalos constantes de 3000 MPa:

Classe C1: de 12000 a 15000 MPa

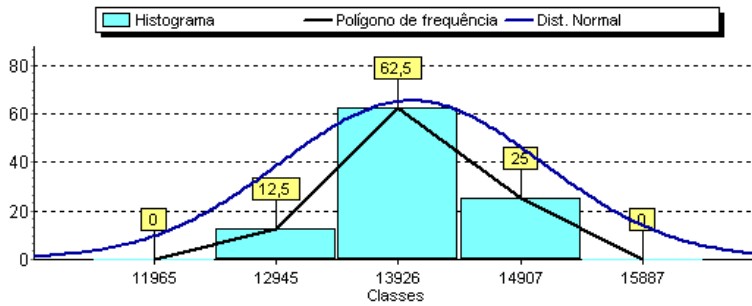
Classe C2: de 15000 a 18000 MPa

Classe C3: de 18000 a 21000 MPa

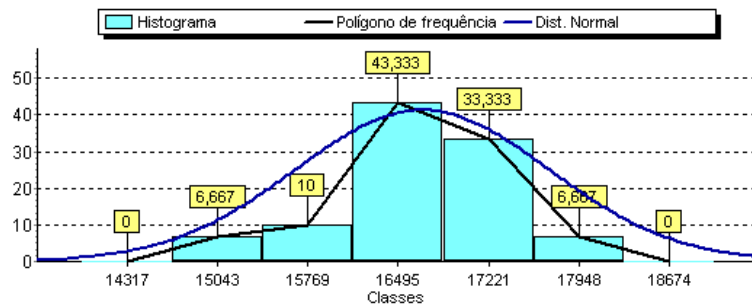
Na classe C1 enquadraram-se sete amostras, na C2 trinta e na C3 oito amostras. A Figura 38 mostra as distribuições de frequências dos módulos de elasticidade obtidos através dos ensaios não destrutivos para todas as amostras ensaiadas em conjunto e para as amostras separadas nas três classes de resistência. O teste de normalidade de Shapiro-Wilk indica que há distribuição normal dos dados para valores de $W > 0,05$ ao nível de 5% de probabilidade.



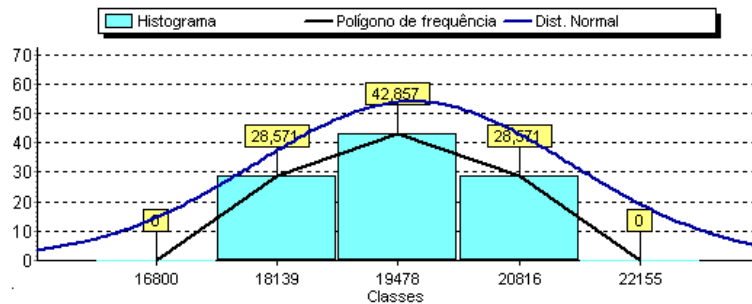
$pr < W = 0.1739$ para todos os dados



$pr < W = 0.5959$ para Classe C1



$pr < W = 0.5462$ para Classe C2



$pr < W = 0.7520$ para Classe C3

Figura 38 – Distribuições de frequência para os módulos de elasticidade obtidos em ensaios não destrutivos

Os resultados dos testes de normalidade de Shapiro-Wilk indicaram a distribuição normal para todos os grupos de dados analisados.

4.3 Ensaios de corpos-de-prova classificados

A Figura 39 ilustra os tipos de ruptura ocorridos nos ensaios de corpos-de-prova classificados.



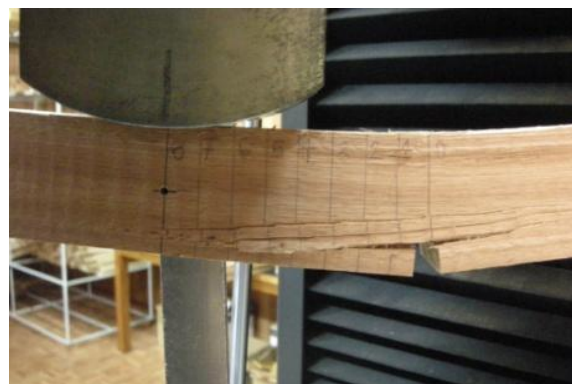
Tipo 1: Ruptura por tensão normal na seção transversal crítica (meio do vão)



Tipo 2: Ruptura por tensão normal na seção transversal crítica reduzida (meio do vão)



Tipo 3: Ruptura iniciada no corte e propagada por cisalhamento paralelo às fibras em direção a seção de momento máximo e ruptura final por tensões normais no meio do vão



Tipo 6: Ruptura por tensão normal na seção transversal reduzida

Figura 39 – Tipos de ruptura observados nos ensaios de corpos-de-prova pré-classificados

4.3.1 Módulo de elasticidade na flexão estática com ciclos de carregamento

A Figura 40 mostra os valores médios obtidos para corpos-de-prova de controle através de ensaios não destrutivos, ensaios destrutivos sem ciclos de carregamento e destrutivos com ciclos de carga e descarga conforme a NBR 7190/1997.

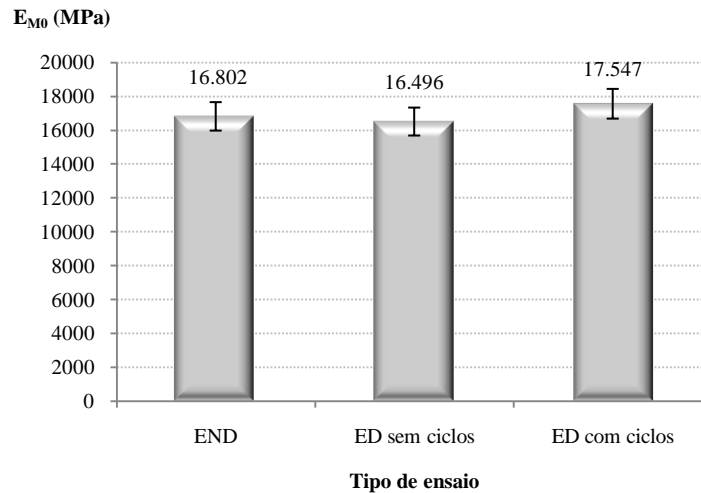


Figura 40 – Módulos de elasticidade (E_{M0}) dos corpos-de-prova de controle obtidos através de ensaios de flexão não destrutivos (END), destrutivos (ED) sem ciclos e com ciclos de carregamento

A análise de variância para E_{M0} não indicou diferença significativa entre os métodos de ensaio comparados o que determinou a continuidade dos ensaios sem a realização dos ciclos de carga e descarga.

4.3.2 Módulo de elasticidade à flexão estática sem ciclos de carregamento

Foram selecionadas aleatoriamente 20 amostras da classe intermediária C2 e realizados ensaios destrutivos de flexão estática. O módulo de elasticidade foi calculado pelo coeficiente angular da reta e pela teoria formulada por Garcia (2008) que leva em consideração o efeito do corte. Com base nessa teoria foi elaborada uma nova formulação para uma viga com emenda de topo na lâmina inferior e no centro do vão dada pela Equação (24) obtida pela integração da Equação (12) até o meio do vão e multiplicada por 2 em virtude da simetria.

$$E = \frac{B}{I} \left[\frac{1}{6} \left(\frac{I}{I_{red}} - 1 \right) (b^3 - a^3) + \frac{L^3}{48} \right] \quad (24)$$

Na Figura 41 observam-se os valores de E_{M0} obtidos nos ensaios de classificação não destrutivos e nos ensaios destrutivos onde o E_{M0} foi calculado através dos dois métodos de cálculo.

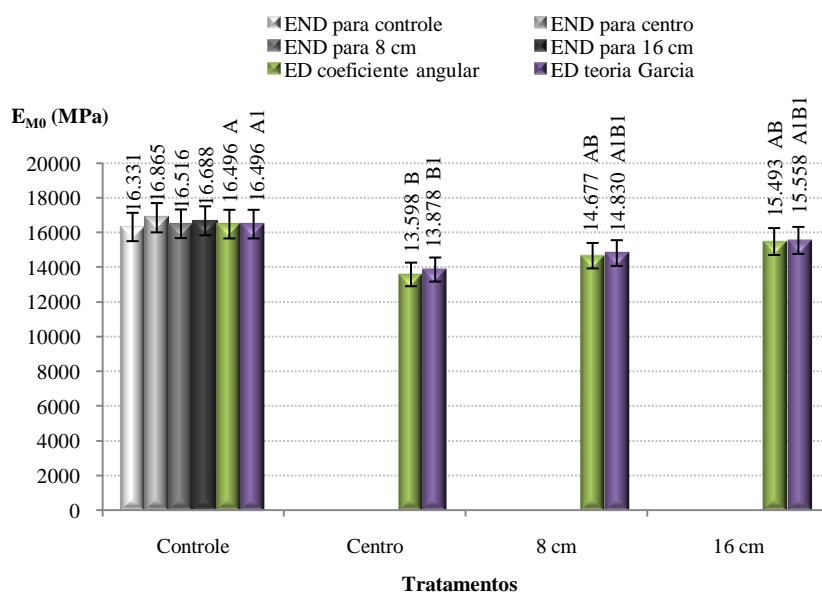


Figura 41 – Módulo de elasticidade (E_{M0}) obtido através de ensaios não destrutivos (END) de classificação e ensaios destrutivos (ED) calculados pelo coeficiente angular e através da teoria de Garcia (2008)

A análise estatística indicou que houve diferenças significativas ao nível de 1% de probabilidade entre os tratamentos tanto para o E_{M0} calculado através do coeficiente angular como pela teoria de Garcia (2008) que leva em consideração o efeito do corte. O teste de Tukey indicou que o controle diferiu apenas do tratamento com corte no centro e que os demais tratamentos foram iguais entre si. Entre os métodos de cálculo do E_{M0} o teste de Tukey não indicou diferença significativa.

Na análise de variância fatorial verificou-se que não houve interação entre os tratamentos e o método de cálculo do módulo de elasticidade conforme Tabela 11.

Tabela 11 – Análise de variância para o módulo de elasticidade (E_{M0})

CV	GL	SQ	QM	F	Prob>F
Tratamentos	3	40999455.25	13666485.08	12.25	<.0001
Métodos	1	154708.82	154708.82	0.14	0.7120
Trat*Método	3	109862.85	36620.95	0.03	0.9919

Verificou-se que o corte não influenciou no E_{M0} quando se tratou de um lote de madeira desuniforme onde essa propriedade ocorreu dentro de uma variabilidade natural elevada, mas exerceu um efeito significativo dentro do lote de peças classificadas. Nessa série de ensaios em que a madeira foi pré-classificada o erro oriundo da incidência da variabilidade natural do material foi menor e evidenciou o efeito dos tratamentos estudados, ou seja, houve efeito dos cortes sobre o módulo de elasticidade. O corte influenciou no EI, mas em princípio, como admitido na hipótese inicial, ele influencia no I porque o E_{M0} é uma propriedade do material e não da viga.

Os corpos-de-prova maciços utilizados como controle apresentaram ruptura normal em todas as amostras ensaiadas. Os diagramas carga x deslocamento obtidos dos ensaios mostraram uma transição gradativa do trecho elástico para o plástico. A Figura 42 ilustra o comportamento típico de ruptura de um corpo-de-prova maciço em ensaio de flexão evidenciando as retas correspondentes aos trechos elásticos obtidos com os dados dos ensaios não destrutivos e destrutivos.

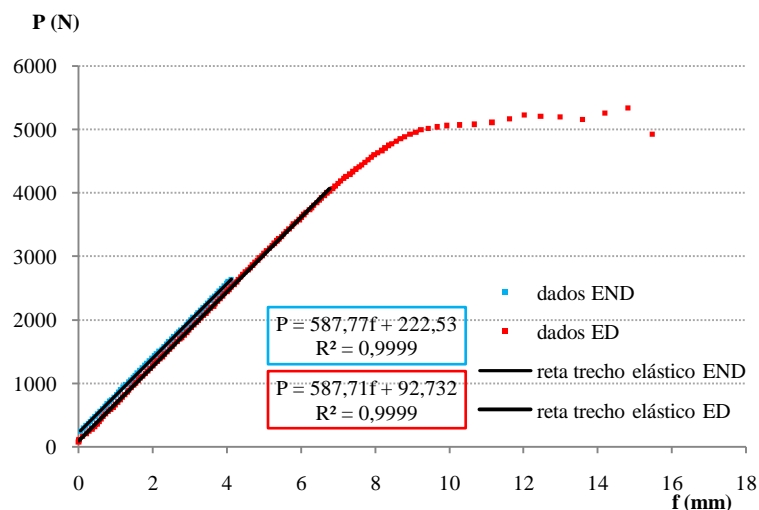


Figura 42 – Diagrama carga (P) x deslocamento (f) na flexão para o ensaio não destrutivo (END) e destrutivo (ED) de corpo-de-prova maciço (controle)

Observou-se que as duas retas indicativas dos trechos elásticos são perfeitamente paralelas permitindo verificar que o tipo de ensaio não introduziu nenhuma variabilidade adicional aos valores de E_{M0} .

Os corpos-de-prova com corte apresentaram antes da ruptura uma fissura longitudinal completamente inesperada provocada por tensões cisalhantes oriundas de deformações diferenciais causadas por tensões normais que se iniciou na altura correspondente ao fundo do corte e se propagou em direção à seção de momento máximo. As deformações diferenciais surgem por deslocamento relativo entre as fibras imediatamente superiores e as fibras inferiores adjacentes. A superior é tracionada e a inferior está livre de tensões em virtude da descontinuidade provocada pelo corte. Esse fenômeno foi observado nos tipos de ruptura 3 e 4 apresentados nas Figura 28 e 39.

A Figura 43 mostra o comportamento de um corpo-de-prova com corte a 8 cm do meio do vão durante um ensaio monitorado em que a ruptura ocorreu por tensão normal no centro do vão na seção de momento máximo e com carga superior àquela que disparou o mecanismo da fissura longitudinal. O efeito dessa fissura transformou de forma perigosa a altura da viga reduzindo o momento de inércia real. A tensão resistente ou solicitante deve ser então, calculada com o valor do momento máximo e com a altura reduzida da viga, dada pela subtração da altura do corte da altura total da viga.

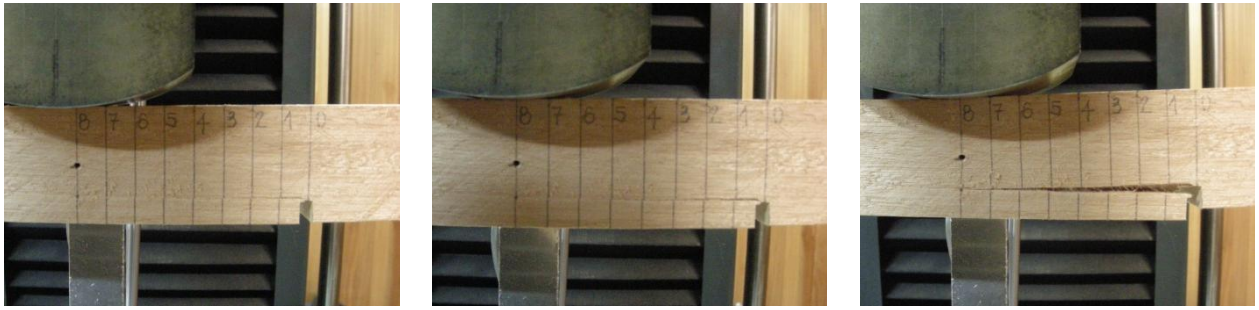


Figura 43 – Evolução da fissura típica que se iniciou no corte, no caso a 8 cm do centro, e se propagou por cisalhamento paralelo às fibras até a seção crítica

A Figura 44 mostra o diagrama de carga x deslocamento do corpo-de-prova da Figura 43, onde foi possível verificar o momento em que é disparada a ruptura inicial e sua influência sobre a curva. A fissura provocou uma diminuição do momento de inércia e neste ponto a reta ajustada ao trecho elástico sofreu uma redução angular, abaixando sua tangente. Os pontos assinalados de 1 a 8 foram aferidos visualmente e correspondem ao comprimento da fissura, em centímetros, a partir do corte e em direção ao meio do vão. A linha de tendência adicionada à curva para a determinação do coeficiente angular no trecho elástico limita-se exatamente ao trecho anterior ao ponto da ruptura inicial.

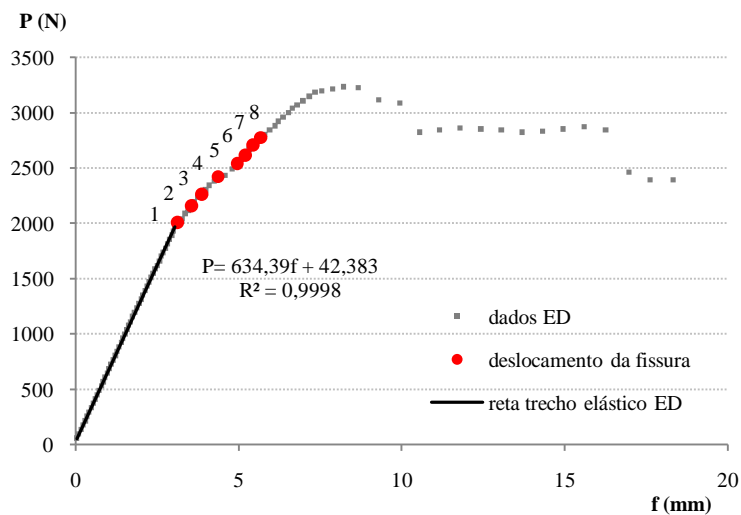


Figura 44 – Diagrama carga (P) x deslocamento (f) na flexão para ensaio destrutivo (ED) do corpo-de-prova com corte a 8 cm do centro e pontos correspondentes à evolução do comprimento da fissura em centímetros

Os ensaios monitorados permitiram verificar que o módulo de elasticidade foi calculado no trecho elástico antes da carga que disparava a fissura longitudinal por cisalhamento. Verificou-se através dos diagramas de carga x deslocamento que os tratamentos com corte apresentaram um trecho elástico cujo limite de carga é aquela de início desta ruptura seguido de novo trecho elástico correspondente ao comportamento do corpo-de-prova de seção reduzida, onde a inclinação da reta diminui.

Os gráficos da Figura 45 ilustram o comportamento de ruptura por deslocamento relativo de corpos-de-prova com corte a 0, 8 e 16 cm do centro do vão em ensaios de flexão destrutivos e as retas correspondentes aos trechos elásticos em ensaios não destrutivos e destrutivos. Os comportamentos do mesmo corpo-de-prova no ensaio não destrutivo anterior ao corte e destrutivo após o corte evidenciaram claramente a sua influência na redução da carga limite do trecho elástico do corpo-de-prova na redução do ângulo de inclinação da reta com consequência na redução do E_{M0} .

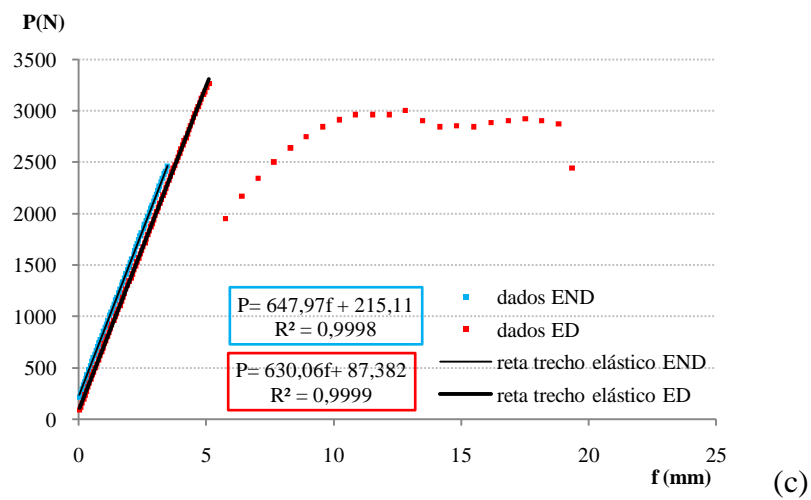
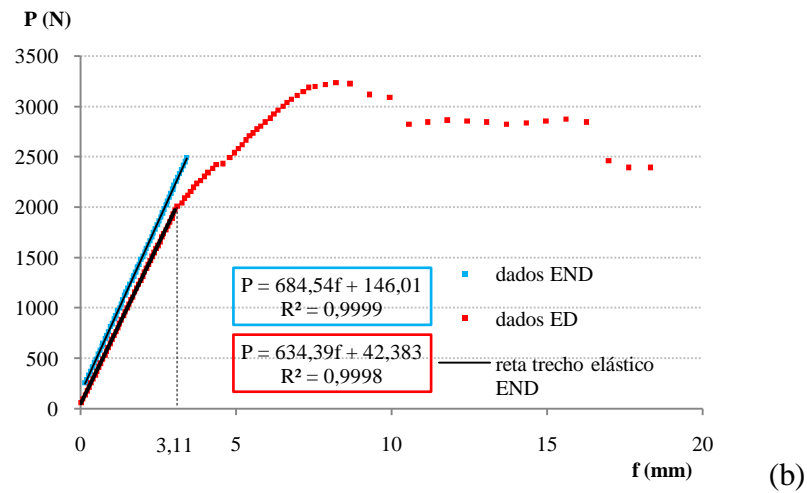
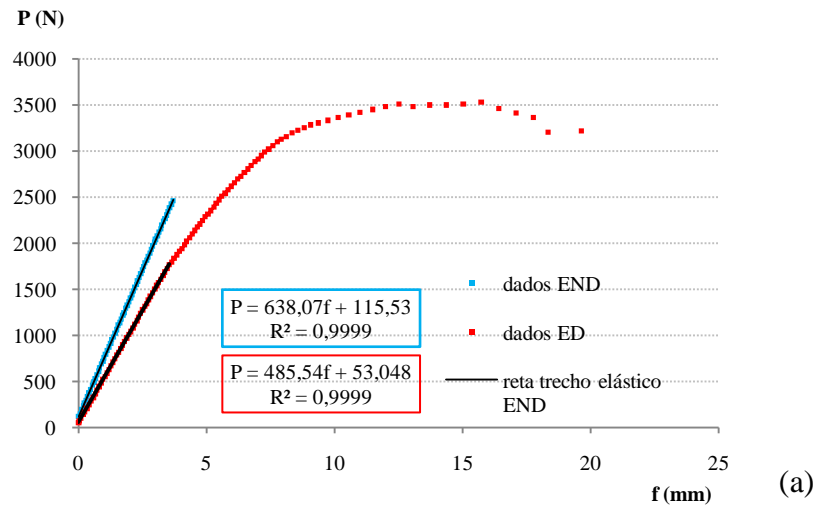


Figura 45 – Diagramas de carga (P) x deslocamento (f) na flexão para o ensaio não destrutivo (END) e destrutivo (ED) de corpo-de-prova com corte a 0 (a), 8 (b) e 16 cm do centro do vão (c)

Os corpos-de-prova com corte a 16 cm do centro do vão tiveram predominantemente ruptura por cisalhamento longitudinal propagando-se por deslocamento relativo, entretanto, a propagação da fissura deu-se de forma instantânea, diferente daquela verificada no corte a 8 cm em que foi possível monitorar a evolução da ruptura. Para esse tratamento também ocorreu um tipo de ruptura que se iniciou no corte, propagando-se em direção ao centro, porém, sem chegar até ele. Nesse caso, a ruptura final ocorreu no centro e com seção integral, de forma semelhante à ruptura normal típica dos corpos-de-prova de controle.

Após a análise criteriosa dos resultados aqui relatados, chegou-se a constatação de que mesmo o cálculo do módulo de elasticidade pela teoria de Garcia (2008), que leva em consideração a redução do momento de inércia decorrente do corte, não corrigiu os valores dos módulos a ponto de igualá-los aos dos corpos-de-prova maciços. A hipótese inicial foi descartada e foi então formulada uma nova hipótese que pressupõe que o corte influencia na rigidez da viga à flexão (EI), pois provoca uma modificação do fluxo de tensões com consequente alteração da distribuição de tensões ao longo da altura da viga e do momento de inércia. O desvio de fluxo de tensões começa antes do corte e termina depois dele. A concentração de tensões na área circundante ao corte é provocada pela redução do momento de inércia, assim como ocorre com defeitos de outra natureza, devendo ser levados em consideração no dimensionamento de vigas laminadas coladas em que se utilizem emendas de topo nas lâminas tracionadas.

Através dos valores determinados de forma tentativa a contemplar o desvio do fluxo de tensões simulando um aumento da espessura do corte, com base nas equações (15) e (24) para os tratamentos ensaiados com corpos-de-prova pré-classificados, constatou-se que a concentração de tensões oriunda do corte provoca alteração no momento de inércia refletindo na diminuição do módulo de elasticidade.

Para os cortes realizados com espessura igual a 4 mm, a pequena redução do momento de inércia da seção transversal nesse trecho computada no cálculo, influenciou significativamente nos valores de E_{M0} . Quando simulado um aumento na espessura do corte por meio dos valores de a e b , resultando na redução do momento de inércia em um maior trecho da viga, foi possível obter a igualdade estatística para o módulo de elasticidade conforme mostra a Figura 46 para cortes de 44 mm de espessura.

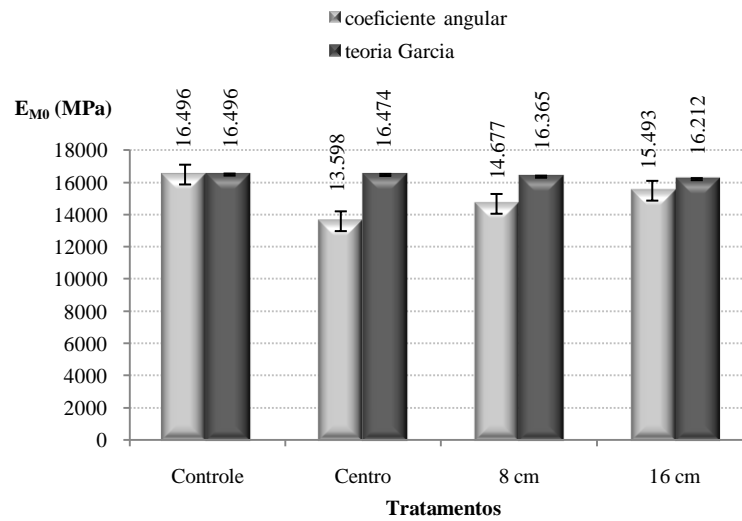


Figura 46 – Simulação do módulo de elasticidade (E_{M0}) calculado pela teoria de Garcia (2008) com cortes de espessura igual a 44 mm para os tratamentos indicados pela distância da emenda ao meio do vão

4.3.3 Massa específica

A Figura 47 mostra as correlações obtidas para os 45 corpos-de-prova classificados através do módulo de elasticidade obtido de ensaios de flexão estática não destrutivos.

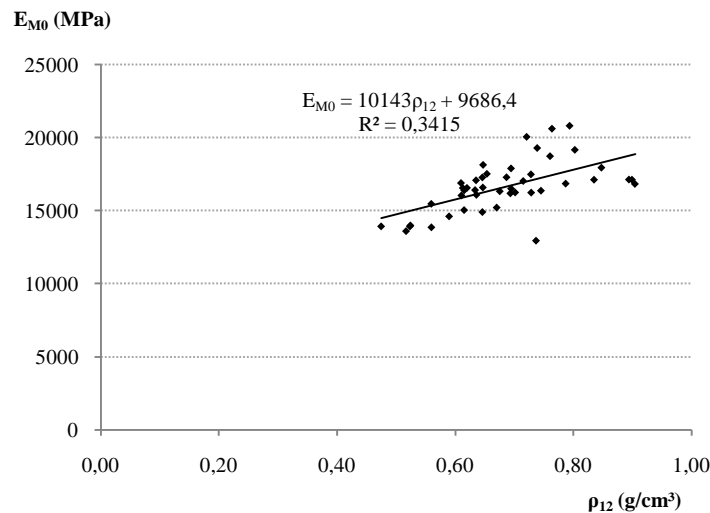


Figura 47 – Correlação entre módulo de elasticidade (E_{M0}) e massa específica aparente (ρ_{12}) para todos os CPs classificados

O valor médio encontrado para a massa específica aparente (ρ_{12}) foi de 0,68 g/cm³ para um módulo de elasticidade médio de 16630,15 MPa. O valor de $R^2 = 0,3415$ indica que a regressão explica 34% da variação encontrada para os valores de E_{M0} .

A Tabela 12 apresenta os valores médios obtidos para o módulo e as respectivas massas específicas para cada uma das classes separadamente.

Tabela 12 – Módulo de elasticidade (E_{M0}) e massa específica (ρ_{12}) para as três classes de resistência

Classe	E_{M0} (MPa)	ρ_{12} (g/cm ³)
C1	13970,25	0,57
C2	16658,77	0,70
C3	19547,40	0,75

Observou-se da análise da Tabela 12 que os valores médios do módulo de elasticidade aumentaram com o aumento da massa específica, mas as correlações obtidas entre as duas propriedades dentro de cada classe (Figura 48), não foram melhores do que aquela obtida para todos os corpos-de-prova tratados de forma conjunta.

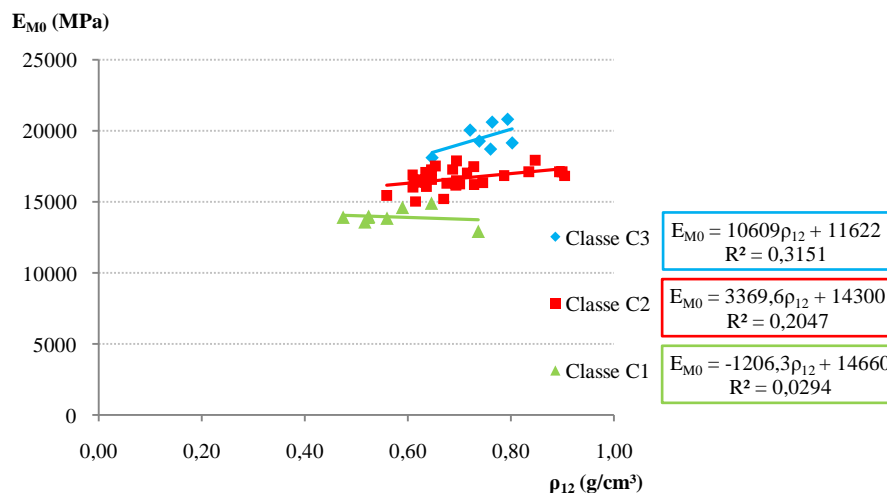


Figura 48 – Correlação entre módulo de elasticidade (E_{M0}) e massa específica (ρ_{12}) para os corpos-de-prova das classes de resistência C1, C2 e C3

Embora maiores valores médios de módulo de elasticidade tenham correspondido a maiores médias de massa específica, essa relação não foi válida para a maior parte das amostras. Na classe C1 o E_{M0} decresceu com o aumento de ρ_{12} . As baixas correlações não explicaram a variabilidade de E_{M0} encontrada para a madeira de *Eucalyptus grandis*.

4.3.4 Rigidez à flexão estática

Os valores obtidos para a rigidez (EI) dos corpos-de-prova pré-classificados para todos os tratamentos ensaiados, calculados pela Equação (20), estão apresentados na Figura 49.

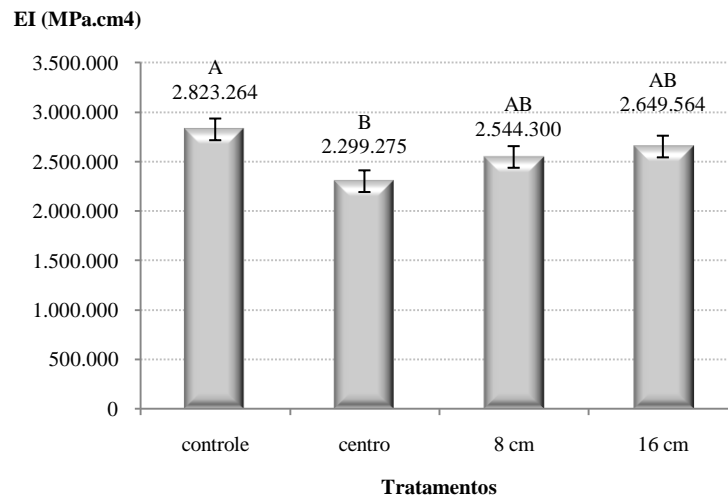


Figura 49 – Rigidez (EI) para os tratamentos indicados pela distância da emenda ao meio do vão

Na análise de variância para a rigidez à flexão houve diferença significativa ao nível de 5% de probabilidade entre tratamentos. O teste de Tukey indicou que apenas o controle diferiu do tratamento com corte no centro e que os demais tratamentos foram iguais entre si.

Embora exista uma tendência visível do EI variar com a posição da emenda (menor valor no centro e maior valor com o corte próximo ao apoio) as diferenças entre as médias dos tratamentos com corte não foram significativas. Isso ocorreu porque ainda no lote classificado a influência do corte provocou variabilidade menor do que a variabilidade natural da propriedade do material. Essa situação pode mudar com o aumento da relação $h_{\text{corte}}/h_{\text{viga}}$.

4.3.5 Coeficiente de influência da emenda

O coeficiente de influência da emenda calculado pela Equação (21) a partir dos valores de rigidez divididos pelo valor médio do módulo de elasticidade dos corpos-de-prova maciços variou de 0,76 para o corte no centro a 1,00 para as posições mais afastadas do centro. A Figura 50 mostra os valores médios encontrados para os tratamentos com cortes.

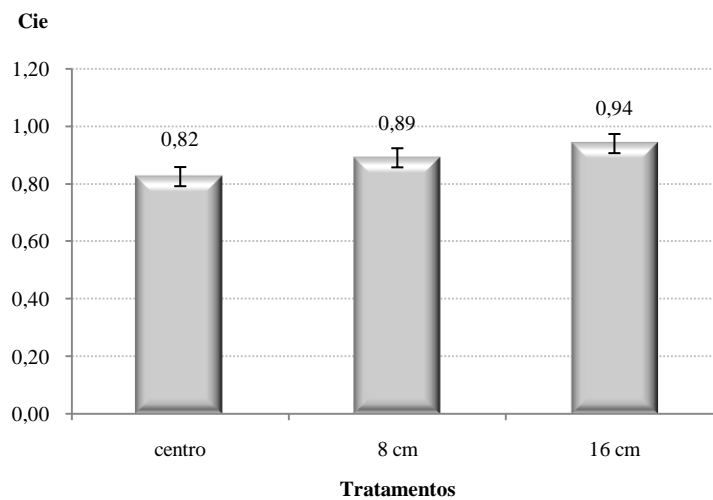


Figura 50 – Valores médios do coeficiente de influência da emenda (C_{ie})

4.3.6 Resistência à flexão estática

O cálculo da resistência à flexão estática para os tratamentos com cortes simulando emendas foi feito pela Equação (22) considerando-se a altura reduzida (h_{red}) na seção de ruptura. A Figura 51 mostra os valores médios obtidos para essa propriedade.

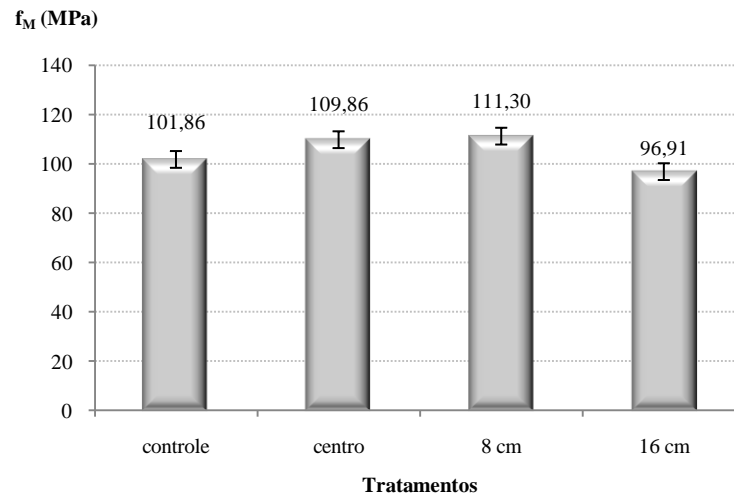


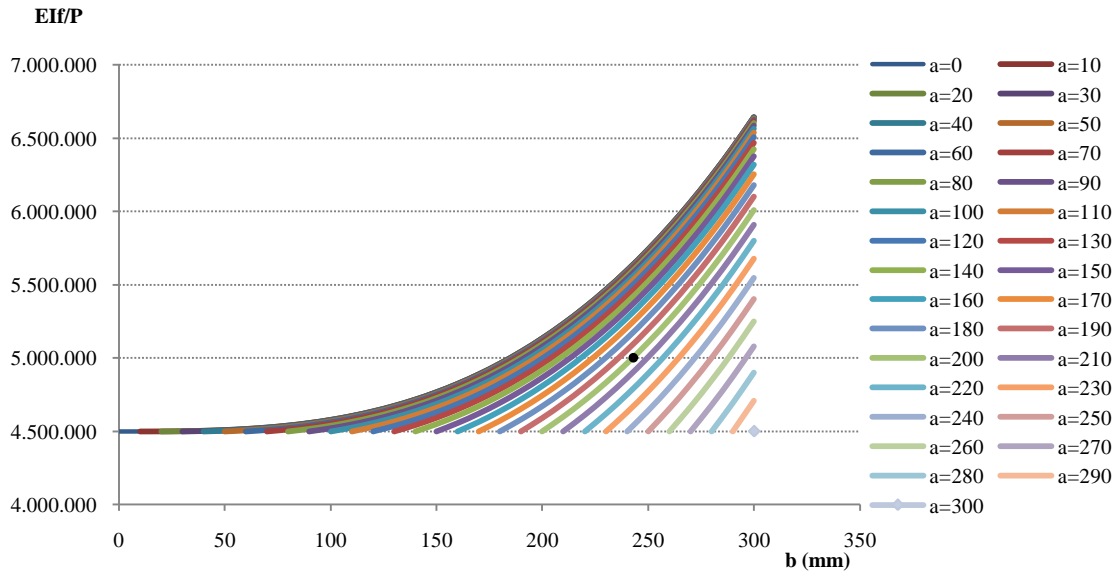
Figura 51 – Resistência à flexão (f_M) calculada pelo momento de inércia reduzido

Na análise de variância para os dados de resistência à flexão (f_M) não houve significância para os tratamentos realizados confirmando novamente a hipótese de que a resistência da viga monobloco é igual, exceto variabilidade natural do material, a da VLC com emenda em qualquer ponto da zona tracionada, e com ligação ideal entre lâminas, quando utilizado para o cálculo o respectivo momento de inércia reduzido.

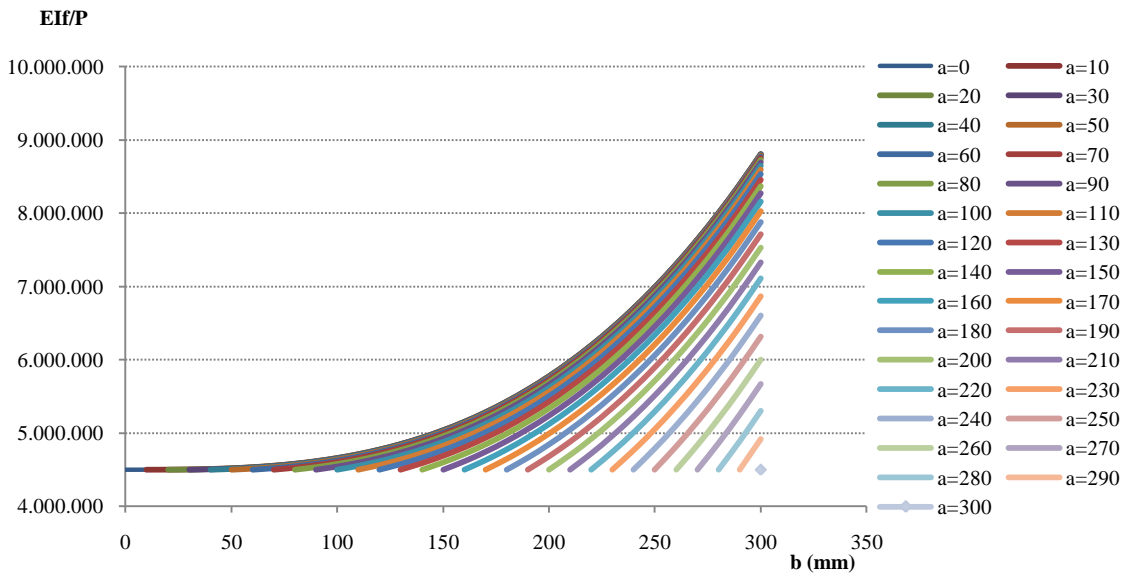
4.4 Simulações

A Figura 52 mostra os resultados da simulação da flecha (f) feita através da Equação (23), segundo a teoria de Garcia (2008), para uma viga biapoiada com aplicação de carga no centro do vão variando valores de a e b , ou seja, variando a espessura do corte e sua posição em relação ao apoio, para os valores 0,2; 0,3; 0,4 e 0,5 da relação $h_{\text{corte}}/h_{\text{viga}}$.

Essa simulação foi feita para os valores de 3, 4 e 60 cm respectivamente de b , h e L da 3ª etapa de ensaios. A idéia pode ser ampliada para outras situações de tal forma que num futuro próximo seja possível o cálculo da flecha de uma VLC através da evolução das fórmulas da resistência dos materiais que foi iniciada no presente trabalho.



relação $h_{\text{corte}}/h_{\text{viga}} = 0,2$ (a)



relação $h_{\text{corte}}/h_{\text{viga}} = 0,3$ (b)

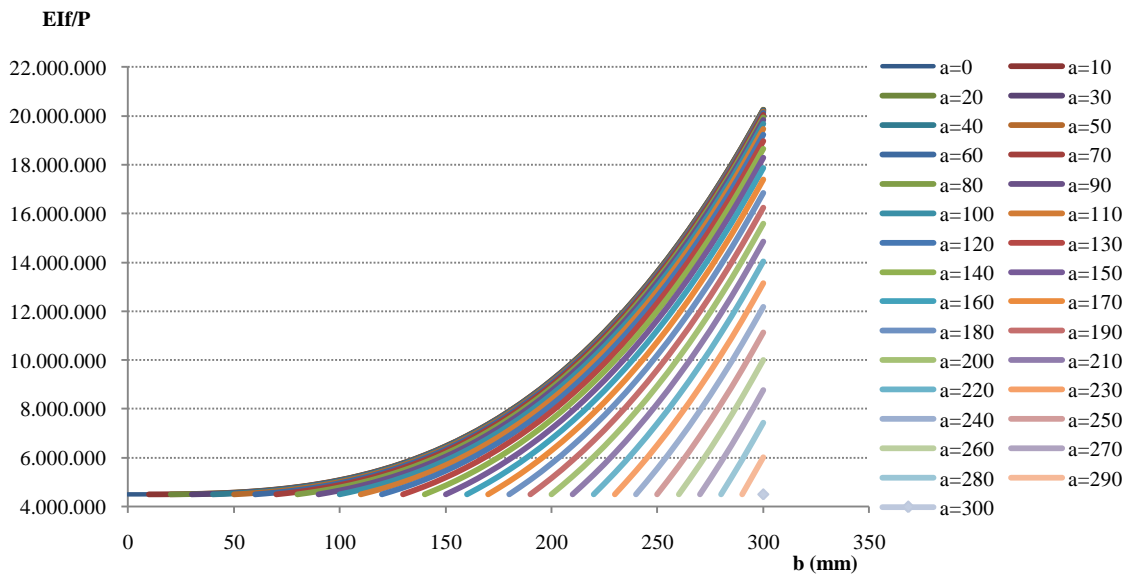
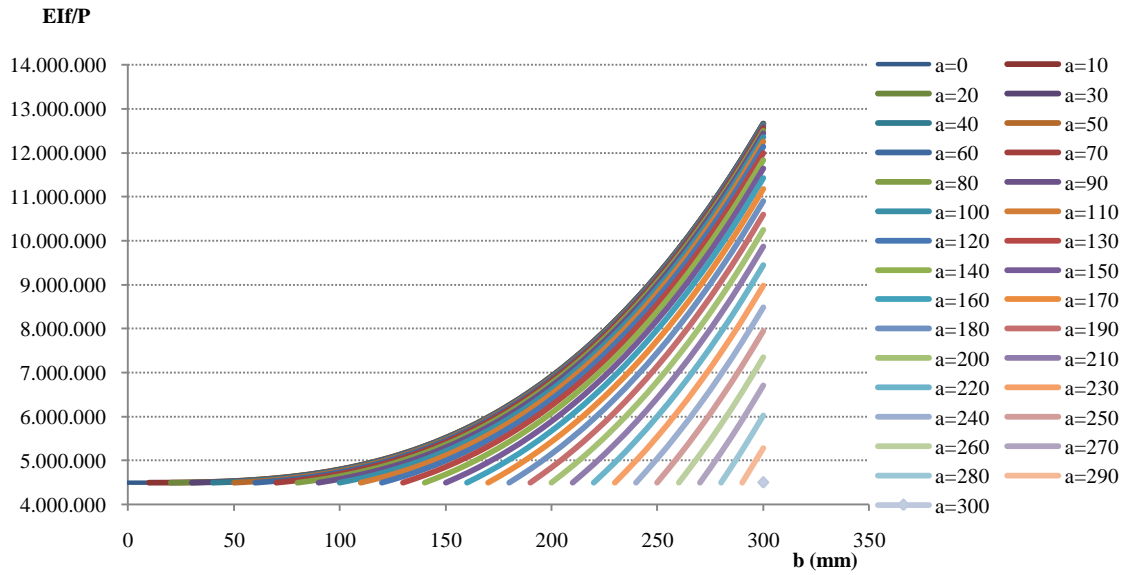


Figura 52 – Simulação da flecha (f) em função de a e b para os valores de 0,2 (a); 0,3 (b); 0,4 (c); e 0,5 (d) da relação $h_{\text{corte}}/h_{\text{viga}}$

Observou-se nessas figuras que para o vão adotado de 600 mm a flecha não foi alterada pelo corte quando ele estiver localizado a menos de 100 mm do apoio, independentemente da espessura do corte.

Observou-se ainda que quanto mais próximo ao centro do vão maior a influência do corte sobre o E_{M0} e quanto maior a espessura do corte na zona próxima ao centro do vão, maior sua influência sobre o módulo de elasticidade da viga.

A partir da distância de 100 mm do apoio quanto mais próximo ao centro do vão maior a variação dos valores de E_{M0} e quanto maior a altura do corte maior a influência sobre os valores do módulo de elasticidade indicada pela forte acentuação das curvas no gráfico.

O ponto assinalado na Figura 52 (a) refere-se a uma espessura de corte de 44 mm determinado na 3ª etapa de ensaios para igualar o módulo de elasticidade do corpo-de-prova com corte de 4 mm a 8 cm do centro do vão ao corpo-de-prova isento de defeito. Obteve-se para esse ponto o valor de 5.000.000 para a variável EIf/P e os valores de 17.398 MPa, 182.329 mm⁴ e 2.010 N respectivamente para E, I e P correspondem à amostra da Figura 45 (b). Calculou-se o valor da flecha (f) para a amostra tratada nessa figura.

$$f = \frac{5000000 \cdot 2010}{17398 \cdot 182329} = 3,17\text{mm}$$

Esse valor coincide com o valor observado na Figura 45 (b).

5 CONCLUSÕES

O módulo de elasticidade (E) é uma propriedade da madeira que se diferencia da rigidez (EI) pelo momento de inércia (I) que é uma propriedade geométrica da viga.

O corte na borda tracionada da viga influencia na sua rigidez à flexão através da redução do momento de inércia. Essa redução começa antes do corte e termina depois dele.

O módulo de elasticidade não é influenciado pelo corte, pois é uma propriedade do material, porém o cálculo errôneo dessa propriedade no dimensionamento de vigas laminadas coladas leva a uma interpretação equivocada.

O corte na borda tracionada não influencia na resistência da viga à flexão quando utilizado para o cálculo dessa propriedade o momento de inércia reduzido e momento fletor máximo. Isso acontece porque uma fissura oriunda de tensões cisalhantes se inicia no corte e se propaga paralelamente à grã em direção à seção crítica no meio do vão. Essas tensões cisalhamentos são oriundas de tensões normais e não do esforço cortante.

A concentração de tensões na área circundante ao corte pode ser compensada por uma redução no momento de inércia que deve ser levado em consideração no dimensionamento de vigas laminadas coladas em que se utilizem emendas de topo nas lâminas tracionadas.

A correlação entre o módulo de elasticidade (E_{M0}) e a massa específica (ρ_{12}) é perturbada pelo corte efetuado na borda tracionada do corpo-de-prova, deixando de seguir o padrão conhecido para a madeira sem defeito.

REFERÊNCIAS

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM D3737 – 07**: standard practice for establishing allowable properties for structural glued laminated timber (Glulam). West Conshohocken, 2007. 28 p.

_____. **ASTM D143 – 09**: standard test methods for small clear specimens of timber. West Conshohocken, 2009. 31 p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 7190:1997**: projeto de estruturas de madeira. Rio de Janeiro, 1997. 107 p.

AZAMBUJA, M.A.; CARREIRA, M.R.; DIAS, A.A.; FIORELLI, J.; CARRASCO, E.V.M.; DUARTE, R.S.; DIAS, G.L.; SZUCS, C.A.; VALLE, A. Proposta de normalização para madeira laminada colada (MLC). **Revista Madeira: Arquitetura e Engenharia**. São Carlos, v. 5, n. 13, maio/ago. 2004.

BONO, T.C. **Madeira laminada colada na arquitetura**: sistematização de obras executadas no Brasil. 1996. 310 p. Dissertação (Mestrado em Arquitetura) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1996.

BURGER, L.M., RICHTER, H. G. **Anatomia da madeira**. São Paulo; Nobel, 1991. 154 p.

CARRASCO, E.V.M. **Resistência, elasticidade e distribuição de tensões nas vigas retas de madeira laminada colada**. 1989. 348 p. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1989.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **EN 408:1995**: timber structures – structural timber and glued laminated timber – determination of some physical and mechanical properties. Bruxelles, 1995. 23 p.

FIORELLI, J. **Estudo teórico e experimental de vigas de madeira laminada colada reforçadas com fibra de vidro**. 2005. 108 p. Tese (Doutorado em Ciência e Engenharia de Materiais) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2005.

FOREST PRODUCTS LABORATORY. **Wood handbook**: wood as engineering material. Madison: USDA, Forest Service, Forest Products Laboratory, 1999. 463 p.

FREAS, A.D. **Factors affecting strength and design principles of glued laminated construction**. Madison: USDA, Forest Service, Forest Products Laboratory, 1962. 23 p. (Report, 2061).

FREAS, A.D.; SELBO, M.L. **Fabrication and design of glued laminated wood structural members**. Washington: USDA, Forest Service, Forest Products Laboratory, 1954. 225 p. (Technical Bulletin, 1069).

GARCIA, J.N. **Memorial**. 2008. 164 p. Concurso para Professor Titular - Escola Superior de Agricultura “Luiz de Queiroz” – Universidade de São Paulo. Piracicaba.

GARCÍA, L.; GUINDEO, A.; PALACIOS, P.; PERAZA ORAMAS, C. **La madera y su tecnología**. Madrid: Asociación de Investigación Técnica de las Industrias de La Madera; Mundi-Prensa, 2002.

JIMÉNEZ PERIS, F.J.; CUEVAS ESPINOSA, I.; MORALES MÉNDEZ, E. **Madera laminada encolada estructural (MLE), resistência al fuego y características mecânicas**. Badajoz: Ed. Abecedario, 2006. 224 p.

LIMA, I.L. **Influência do desbaste e da adubação na qualidade da madeira serrada de *Eucalyptus grandis* Hill ex-Maiden**. 2005. 137 p. Tese (Doutorado em Recursos Florestais) – Escola Superior de Agricultura Luiz de Queiroz, Universidade de São Paulo, Piracicaba, 2005.

PARRA SERRANO, L.J. **Resistência à tração da madeira e resistência ao cisalhamento no plano de cola, seus impactos na geometria do dente e propriedades mecânicas de emendas dentadas**. 2009. 106 p. Dissertação (Mestrado em Recursos Florestais) – Escola Superior de Agricultura Luiz de Queiroz, Universidade de São Paulo, Piracicaba, 2009.

PIZZI, A. **Advanced wood adhesives technology**. New York: Marcel Dekker, 1994. 297 p.

RHUDE, A.J. Structural glued laminated timber: history of its origins and early development. **Forest Products Journal**, Madison, v. 46, n. 1, p. 15–22, Jan. 1996.

SÁNCHEZ MAZAIRA, A. **La madera laminada encolada**. Madrid: Fundación Escuela de Edificación, Colégio Oficial de Aparejadores y Arquitectos Técnicos de Madrid, 1992. 142 p.

SELLERS JR., T. Wood adhesive innovations and applications in North America. **Forest Products Journal**, Madison, v. 51, n. 6, p. 12–22, 2001.

BIBLIOGRAFIA CONSULTADA

BOHANNAN, B.; KOCK, P. Beam strength as affected by placement of laminae. **Forest Products Journal**. Madison, v. 15, n. 7, p. 289-296, July 1965.

BOHANNAN, B.; MOODY, R.C. Evolution of glulam strength criteria. **Forest Products Journal**, Madison, v. 23, n. 6, p. 19-24, June 1973.

BOHN, A.R. **Influência da espessura das lâminas de cola na madeira laminada colada**. 1995. 92 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1995.

CARRASCO, E.V.M. Análise teórica de vigas de madeira laminada colada: uma contribuição ao estado da arte, parte I. In: ENCONTRO BRASILEIRO EM MADEIRAS E ESTRUTURAS DE MADEIRA, 5., 1995, Belo Horizonte. **Anais...** Belo Horizonte: EEUFMG; CEFET; IBRAMEM, 1995a. v. 1, p. 475-496.

_____. Análise teórica de vigas de madeira laminada colada: uma contribuição ao estado da arte, parte II. In: ENCONTRO BRASILEIRO EM MADEIRAS E ESTRUTURAS DE MADEIRA, 5., 1995, Belo Horizonte. **Anais...** Belo Horizonte: EEUFMG; CEFET; IBRAMEM, 1995b. v. 1, p. 497-515.

CARRASCO, E.V.M.; MOURA, E.J. Fabricação de estruturas de madeira laminada colada de eucalipto. In: ENCONTRO BRASILEIRO EM MADEIRAS E ESTRUTURAS DE MADEIRA, 8., 2002, Uberlândia. **Anais...** Uberlândia, 2002. 1 CD-ROM.

CARRASCO, E.V.M.; TOLENTINO, E. Estudo sobre a influência dos nós na resistência de uma viga de madeira laminada colada. In: ENCONTRO BRASILEIRO EM MADEIRAS E ESTRUTURAS DE MADEIRA, 4., 1992, São Carlos. **Anais...** São Carlos, 1992. p. 109-121.

FIORELLI, J.; DIAS, A.A. Aplicação do método de dimensionamento ASTM D 3039/96 em vigas de MLC fabricadas com *Pinus caribea* var. *Hondurensis* brasileiro. In: ENCONTRO BRASILEIRO EM MADEIRAS E ESTRUTURAS DE MADEIRA, 11., 2008, Londrina. **Anais...** Londrina, 2008. 1 CD-ROM.

FIORELLI, J.; LINDQUIST, M.; DIAS, A.A. Software para dimensionar vigas de madeira laminada colada reforçadas com PRF. In: ENCONTRO BRASILEIRO EM MADEIRAS E ESTRUTURAS DE MADEIRA, 10., 2006, São Pedro. **Anais...** São Pedro: CEVEMAD;UNESP; IBRAMEM, 2006. 1 CD-ROM.

FUSCO, P.B. O estabelecimento de valores de cálculo para o dimensionamento das estruturas de madeira pelo método dos estados limites. In: ENCONTRO BRASILEIRO EM MADEIRAS E ESTRUTURAS DE MADEIRA, 4., 1992, São Carlos. **Anais...** São Carlos, 2002. p. 139-151.

GRONHMANN, S.Z. **Vigas de madeira laminada colada com lâminas pré-classificadas de *Eucalyptus grandis***. 1998. 140 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1998.

LEE, J.J.; PARK, J.S.; KIM, K.M.; OH, J.K. Prediction of bending properties for structural glulam using optimized distributions of knot characteristics and laminar MOE. **Journal of Wood Science**, Tokyo, v. 51, p. 640-647, 2005.

MOODY, R.C.; HERNANDEZ, R. Glued-laminated timber. In: SMULSKI, S. (Ed.). **Engineered wood products: a guide for specifiers, designers and users**. Madison: PFS Research Foundation, 1997. chap. 1, p. 1-39.

NASCIMENTO, A.M. **Avaliação experimental de vigas retas de madeira laminada colada, e seus componentes, feitas com madeira de *Pinus* spp. somente e também reforçadas com madeira de *Corymbia (=Eucalyptus) citriodora***. 2000. 137 p. Tese (Doutorado em Ciências Florestais) – Universidade Federal de Viçosa, Viçosa., 2000.

NASCIMENTO, A.M.; LUCIA, R.M.D.; BAETA, F.C. Comportamento de vigas retas em MLC com emendas de topo e bisel. **Revista Floresta e Ambiente**, Rio de Janeiro, v. 9, n. 1, p. 63-71, jan./dez. 2002.

NASCIMENTO, A.M.; LELIS, R.C.C.; COSTA, D.L.; OLIVEIRA, C.S. Comportamento de ligações adesivas em madeiras de reflorestamento. **Revista Floresta e Ambiente**, Rio de Janeiro, v. 9, n. 1, p. 54-62, jan./dez. 2002.

PANSHIN A.J., DE ZEEUW C. **Textbook of wood technology**. New York: Mc Grow-Hill, 1970. 705 p.

TIMOSHENKO, S.P.; GOODIER J.N. **Teoria da elasticidade**. Rio de Janeiro: Guanabara Dois, 1980. 545 p.

YANG, T.-H., WANG, S.-Y., LIN, C.-J., TSAI, M.-J., LIN, F.-C. Effect of laminate configuration on the modulus of elasticity of glulam evaluated using a strain gauge method. **Journal of Wood Science**, Tokyo, v. 53, p. 31-39, 2007.