



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
CENTRO TECNOLÓGICO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

Ananda Cristina Pertile

**Análise numérica de vigas de madeira laminada colada reforçadas em situação de
incêndio**

FLORIANÓPOLIS

2018

Ananda Cristina Pertile

**Análise numérica de vigas de madeira laminada colada reforçadas em situação de
incêndio**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação
em Engenharia Civil da Universidade Federal de Santa
Catarina para a obtenção do título de mestre em
Engenharia Civil.

Orientadora: Prof^a. Dr^a. Poliana Dias de Moraes

Florianópolis

2018

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor,
através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Pertile, Ananda Cristina

Análise numérica de vigas de madeira laminada colada
reforçadas em situação de incêndio / Ananda Cristina Pertile
; orientadora, Poliana Dias de Moraes, 2018.
121 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa
Catarina, Centro Tecnológico, Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Civil, Florianópolis, 2018.

Inclui referências.

1. Engenharia Civil. 2. Madeira laminada colada
reforçada. 3. Incêndio. 4. Análise numérica. I. Moraes,
Poliana Dias de. II. Universidade Federal de Santa
Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil.
III. Título.

Ananda Cristina Pertile

Análise numérica de vigas de madeira laminada colada reforçadas em situação de incêndio

O presente trabalho em nível de mestrado foi avaliado e aprovado por banca examinadora composta pelos seguintes membros:

Prof^a. Ângela do Valle, Dr^a.

Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Marcos Souza Lenzi, Dr.

Universidade Federal de Santa Catarina

Prof^a. Edna Moura Pinto, Dr^a.

Universidade Federal do Rio Grande do Norte

Certificamos que esta é a **versão original e final** do trabalho de conclusão que foi julgado adequado para obtenção do título de mestre em Engenharia Civil.

Prof. Eneid Ghisi, PhD.

Coordenador do Programa

Prof^a. Dr^a. Poliana Dias de Moraes

Orientadora

Florianópolis, 17 de setembro de 2018.

Ao meu amado noivo, Mateus e aos meus queridos pais, Edson e
Teresa.

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus, por ter me dado à oportunidade de realizar esse trabalho e por sempre me auxiliar no percurso que percorri para chegar até aqui.

Reconheço profundamente a minha orientadora, professora Dr^a. Poliana, por ter se encarregado de me auxiliar nessa tarefa. Agradeço toda a dedicação, disponibilidade e confiança que depositou no meu trabalho. Sei que o percurso que trilhei não foi o mais tranquilo, mas em nenhum momento me senti desamparada para finalizá-lo.

Ao meu amado noivo, Mateus, agradeço de todo o coração, por ter sido meu porto seguro nessa jornada, por ter apoiado as minhas decisões, por ter enxugado minhas lágrimas quando necessário e por ter partilhado as alegrias que encontrei pelo caminho. Não teria conseguido chegar nesse momento se não fosse pelo seu apoio e amor.

Agradeço, em especial, aos meus pais, Edson e Teresa, por todo o apoio e compreensão durante esta etapa da minha vida. Agradeço-lhes também por serem o meu exemplo de dedicação e de trabalho árduo, por terem me ensinado a batalhar pelo que desejamos e a colocar dedicação em tudo que fazemos. Este agradecimento também se estende à minha irmã Anayana, por ter me mostrado o caminho do sucesso e ter me ajudado a trilhá-lo.

A todos os professores e funcionários do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil – PPGEC da UFSC. Agradeço também, especialmente, aos professores membros da banca de avaliação, os professores Ângela do Valle, Marcos Lenzi e Edna Moura Pinto.

Aos meus colegas do GRUPEX, por todo o auxílio e bons momentos de convivência. Agradecimento em especial aos amigos Auro (que tem minha gratidão eterna), Marcos (que me ajudou com o ponto de partida dessa dissertação), Vanessa, Priscila, às Marianas, Steffi, Alfredo, Ana, Alverlando e Beth por todos os momentos e ajudas partilhados.

Aos que me acolheram em Santa Catarina, com todo amor e carinho, especialmente à tia Tati e a Luiza, que tanto me ajudaram e me trouxeram o conforto de um lar e aos tios Cátia e Marcelo, pela acolhida em sua casa no início dessa caminhada. Agradeço também ao Jude, meu fiel companheiro durante a execução deste trabalho.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) – Código de Financiamento 001. Meus agradecimentos, também, ao CNPq, pela bolsa recebida no início de minha jornada no meio acadêmico.

“Toda modificação para melhor reclama luta, tanto quanto qualquer ascensão exige esforço.”
(Emmanuel).

RESUMO

A Madeira Laminada Colada (MLC) é um material estrutural amplamente utilizado em países da Europa e da América do Norte. Existe, nesses países, uma crescente tendência do uso de elementos de MLC reforçados, seja para aumentar a capacidade portante de membros ou reforçar elementos já em uso que foram danificados. Apesar dessa tendência, no Brasil, o uso deste material, reforçado ou não, ainda é reduzido. A preocupação com a combustibilidade da madeira pode ser uma das explicações para este fato, pois, quando em situação de incêndio, as vigas de MLC podem ter sua camada exterior carbonizada e seu interior aquecido, o que resulta em perda da seção transversal do elemento e redução das propriedades mecânicas da madeira, que ocasiona perda no desempenho mecânico destas. Por isso, existe a necessidade de se avaliar o comportamento da MLC reforçada em situação de incêndio. O objetivo deste trabalho é desenvolver um modelo numérico para análise de vigas de madeira laminada colada com reforços de fibra de carbono e chapa de aço em situação de incêndio a fim de estimar o tempo de falha e os deslocamentos transversais máximos das vigas. Neste trabalho, foi desenvolvido um modelo numérico termomecânico, utilizando o *software* ANSYS, para a obtenção da distribuição da temperatura no interior das vigas para por meio de uma análise térmica transiente e, posteriormente, por meio de uma análise mecânica, determinar os deslocamentos transversais das vigas. O tempo resistência ao fogo das vigas foi determinado utilizando o Método dos Momentos Fletores Resistentes (MMFR), que foram obtidos por meio de rotina programada no *software* MATLAB R2013a, e, para as vigas sem reforço, também foi utilizado o Método da Seção Reduzida (MSR). Foi avaliada também a influência dos reforços no desempenho mecânico das vigas em MLC em situação de incêndio e foi constatado que a presença de PRFC nas vigas aumentou o tempo de falha e diminuiu seus deslocamentos transversais. A presença do aço, apesar de aumentar o tempo de falha, fez com que, a partir de determinado tempo, os deslocamentos transversais da viga fossem superiores aos da viga em MLC sem reforço. O modelo numérico desenvolvido foi validado com dados experimentais obtidos na literatura e os resultados obtidos demonstraram que o modelo desenvolvido descreve adequadamente a evolução dos deslocamentos e o tempo de falhas das vigas de MLC com reforço de aço e sem reforço. Porém, para vigas com reforço de PRFC, o modelo necessita de aperfeiçoamento para a determinação do tempo de resistência ao fogo, apesar de descrever corretamente a evolução dos deslocamentos destas.

Palavras-chave: Madeira Laminada Colada Reforçada. Incêndio. Análise Numérica. Aço. Polímeros Reforçados com Fibras.

ABSTRACT

Glued Laminated Wood (glulam) is a structural material widely used in countries in Europe and North America. There is a growing tendency in these countries to use reinforced glulam elements, either to increase the carrying capacity of members or to reinforce elements already in use that have been damaged. Despite this trend, in Brazil, the use of this material, reinforced or not, is still reduced. Concern about wood combustibility may be one of the explanations for this fact, because when in fire situation, the glulam beams may have their outer layer charred and their interior heated, which results in loss of the element's cross section and reduction of the wood's mechanical properties, which causes loss in their mechanical performance. Therefore, there is a need to assess the behavior of the reinforced glulam in fire situation. The objective of this work is to develop a numerical model for analysis of glulam beams reinforced with carbon fiber reinforcements (CFRP) and steel plate in fire situation in order to estimate the failure time and the maximum transverse displacements of the beams. In this work, a thermomechanical numerical model was developed, using the ANSYS software, to obtain the temperature distribution inside the beams to, by means of a transient thermal analysis, and subsequently, by means of a mechanical analysis, to determine the transverse displacements of the beams. The fire resistance time of the beams was determined using the resistant bending moments method, which was obtained through a routine programmed in the MATLAB R2013a software, and for the non-reinforced beams, the reduced cross section method was also used. It was also evaluated the influence of reinforcements on the performance of glulam beams in fire and it was found that the presence of CFRP in the beams increased the failure time and decreased the transverse displacements. The presence of steel, despite increasing the failure time, made that, from a certain time, the transverse displacements of the beam were higher than those of the glulam beam without reinforcement. The developed numerical model was validated with experimental data obtained in the literature and the results showed that the developed model adequately describes the displacement evolution and the failure time of the steel reinforced and non-reinforced glulam beams, but for CFRP reinforced beams the model needs improvement for the determination of the fire resistance time, despite correctly describing the evolution of their displacements.

Keywords: Reinforced Glued Laminated Timber. Fire. Numerical analysis. Steel. Fiber Reinforced Polymers.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Coeficiente de modificação da massa específica da madeira, com 12% de teor de umidade, em função da temperatura.....	22
Figura 2 – Condutividade térmica da madeira em função da temperatura.....	23
Figura 3 – Calor específico da madeira em função da temperatura.	24
Figura 4 - Zonas de degradação térmica da madeira.	26
Figura 5 - Redução da resistência à tração paralela às fibras devido ao aumento de temperatura.....	31
Figura 6 - Efeito da temperatura na resistência à tração paralela às fibras para vários teores de umidade.	31
Figura 7 - Resistência à compressão relativa em função da temperatura, enquanto aquecida e após resfriamento.....	32
Figura 8 - Resistência à compressão relativa paralela às fibras a 0% de teor de umidade.....	33
Figura 9 - Efeito da temperatura na resistência à compressão paralela às fibras da madeira balsa.....	33
Figura 10 - Efeito da temperatura na resistência ao cisalhamento, 100% a 20 °C.	34
Figura 11 - Resistência ao cisalhamento da madeira paricá, em função da temperatura.	35
Figura 12 - Fator de redução para resistência paralela às fibras de coníferas.	35
Figura 13 - Efeito da temperatura na resistência à tração perpendicular às fibras para vários teores de umidade.	36
Figura 14 - Efeito da temperatura no módulo de elasticidade longitudinal.....	37
Figura 15 - Efeito imediato da temperatura no módulo de elasticidade em relação aos valores a 20 °C.	37
Figura 16 - Fator de redução do módulo de elasticidade paralelo às fibras de coníferas.....	38
Figura 17 – Comportamento da fluência para diferentes níveis de carregamento.	39
Figura 18 – Estágios e taxas de fluência.	40
Figura 19 – Representação esquemática do efeito da temperatura na fluência da madeira.	40
Figura 20 - Esquema de um elemento de madeira laminada colada.	42
Figura 21 - Fatores de modificação da relação tensão-deformação do aço carbono em função da temperatura.	50
Figura 22 - Calor específico do aço carbono em função da temperatura.	50
Figura 23 - Condutividade térmica do aço em função da temperatura.....	51
Figura 24 - Diagrama de tensão-deformação dos materiais de PRF e do aço.....	52

Figura 25 - Módulo de elasticidade normalizado do PRFC em função da temperatura.....	53
Figura 26 - Fatores de redução da resistência à tração do PRFC em relação à temperatura. ...	54
Figura 27 - Calor específico normalizado do PRFC em função da temperatura.	54
Figura 28 – Condutividade térmica normalizada do PRFC em função da temperatura.	55
Figura 29 - Evolução da temperatura do ambiente devido ao incêndio	59
Figura 30 - Evolução da temperatura do ambiente devida ao incêndio.....	62
Figura 31 – Viga em MLC em situação de incêndio.....	67
Figura 32 – Ilustração da seção transversal de uma viga de madeira submetida à situação de incêndio.	68
Figura 33 – Seção transversal das vigas estudadas (dimensões em mm).....	70
Figura 34 – Aplicação de carregamento e vinculação usada no modelo de elementos finitos.	71
Figura 35 – Ilustração das malhas geradas nos modelos das vigas.	74
Figura 36 – Elementos finitos utilizados no modelo numérico desenvolvido.....	79
Figura 37 – Representação da seção transversal utilizada para o cálculo dos momentos fletores resistentes.	81
Figura 38 – Fluxograma da análise numérica termomecânica realizada	85
Figura 39 – Esquema da viga estudada: seção transversal, vínculos e aplicação da carga.	88
Figura 40 – Campos de temperatura para as vigas.	89
Figura 41 – Evolução do deslocamento do ponto médio e da temperatura para a viga de Lyptus® obtido numericamente.	90
Figura 42 – Evolução do deslocamento vertical máximo e da temperatura da viga sem reforço	92
Figura 43 – Tempo de falha e temperatura da viga sem reforço	94
Figura 44 – Evolução do deslocamento vertical máximo e da temperatura da viga 2 (com reforço de aço).....	95
Figura 45 – Evolução do deslocamento vertical máximo e da temperatura da viga 3 (com reforço de aço).....	96
Figura 46 – Evolução do deslocamento vertical máximo e da temperatura da viga 4 (reforçada com PRFC em fábrica)	98
Figura 47 – Evolução do deslocamento vertical máximo e da temperatura da viga 5 (reforçada com PRFC em fábrica)	99
Figura 48 – Evolução do deslocamento vertical máximo e da temperatura da viga 6 (reforçada com PRFC <i>in loco</i>).....	100

Figura 49 – Evolução do deslocamento vertical máximo e da temperatura da viga 7 (reforçada com PRFC <i>in loco</i>)	101
Figura 50 – Evolução do deslocamento transversal máximo e da temperatura das vigas para avaliação da influência dos reforços.....	104
Figura 51 – Tempo de falha e temperatura das vigas para avaliação da influência dos reforços.	105
Figura 52 – Espessura de carbonização das vigas analisadas.....	107
Figura 53 – Taxa de carbonização das vigas em função da área residual da seção transversal.	110
Figura 54 – Posicionamento das lâminas na composição das vigas.....	121

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Valores médios usuais de resistência e do módulo de elasticidade de algumas espécies de pinus, para 12% de teor de umidade.....	20
Tabela 2 - Alterações na estrutura da madeira seca devidas à temperatura.	25
Tabela 3 – Processo de pirólise da madeira.....	27
Tabela 4 – Taxa de carbonização para diferentes tipos de madeira.	28
Tabela 5 – Influência da temperatura e da umidade sobre as propriedades mecânicas da madeira.	29
Tabela 6 – Resumo das propriedades dos elementos de MLC analisados em situação de incêndio.	46
Tabela 7 – Resumo das propriedades dos elementos de MLC analisados em situação de incêndio.	49
Tabela 8 – Tensões de ruptura à tração e módulo de elasticidade dos PRF.....	52
Tabela 9 – Propriedades térmicas e mecânicas do PRFC à temperatura ambiente.	55
Tabela 10 – Características típicas dos adesivos a base de epóxi.	56
Tabela 11 - Resumo dos desempenhos de vigas de MLC reforçadas	57
Tabela 12 - Resumo dos desempenhos de vigas de MLC reforçadas	64
Tabela 13 - Resumo das malhas geradas na análise térmica	74
Tabela 14 - Intensidade das cargas mecânicas aplicadas às vigas.....	76
Tabela 15 - Resumo dos desempenhos de vigas de MLC reforçadas	102
Tabela 16 - Resumo dos resultados obtidos na avaliação da influência dos reforços em vigas de MLC em situação de incêndio	105
Tabela 17 – Taxa de carbonização das vigas estudadas	108
Tabela 18 - Resumo das propriedades das vigas estudadas.....	121

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas
ANSI – American National Standards Institute
ASTM – American Society for Testing and Materials
AWC – American Wood Council
CFD - Computational Fluid Dynamics
EBR - Externally Bonded Reinforcement
EF – Elementos Finitos
FIB – Fédération Internationale du béton/International Federation for Structural Concrete
ISO – International Organization for Standardization
MLC – Madeira Laminada Colada
MMFR – Método do Momento Fletor Resistente
MSR – Método da Seção Reduzida
NBR – Norma Brasileira
NSM - Near Surface Mounted Reinforcement
PRF – Polímero Reforçado por Fibras
PRFA – Polímero Reforçado por Fibras de Aramida
PRFC – Polímero Reforçado por Fibras de Carbono
PRFV – Polímero Reforçado por Fibras de Vidro
PSF – Ponto de Saturação das Fibras
TRRF – Tempo de Resistência Requerido ao Fogo

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	15
1.1	JUSTIFICATIVA.....	16
1.2	OBJETIVOS.....	17
2	MADEIRA	19
2.1	PROPRIEDADES FÍSICAS DA MADEIRA.....	20
2.1.1	Teor de umidade	21
2.1.2	Massa específica	22
2.1.3	Condutividade térmica	23
2.1.4	Difusividade térmica	24
2.1.5	Calor específico	24
2.2	INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA SOBRE AS PROPRIEDADES DA MADEIRA	25
2.2.1	Influência da temperatura na composição química da madeira	25
2.2.2	Carbonização da madeira	26
2.2.3	Influência da temperatura nas propriedades mecânicas da madeira	29
2.2.3.1	Resistência à tração paralela às fibras	30
2.2.3.2	Resistência à compressão paralela às fibras	32
2.2.3.3	Resistência ao cisalhamento.....	34
2.2.3.4	Resistências à tração e à compressão perpendiculares às fibras	35
2.2.3.5	Módulo de elasticidade longitudinal	36
2.3	CARACTERÍSTICAS REOLÓGICAS DA MADEIRA.....	38
2.3.1	Fluência na madeira	38
2.4	MADEIRA LAMINADA COLADA.....	41
2.4.1	Propriedades de vigas em MLC em situação de incêndio	43
2.4.1.1	Taxa de carbonização de vigas em MLC	44
2.4.1.2	Propriedades mecânicas de vigas em MLC em situação de incêndio	45

2.4.1.3	Influência dos adesivos no comportamento de vigas em MLC em situação de incêndio	46
2.4.2	Madeira laminada colada reforçada	47
2.4.2.1	Técnicas para reforço de elementos estruturais	47
2.4.2.2	Materiais para reforço	48
2.4.2.2.1	<i>Aço</i>	48
2.4.2.2.2	<i>Polímeros reforçados com fibra (PRF)</i>	51
2.4.2.3	Adesivos	55
2.4.2.4	Desempenho da MLC reforçada	56
3	AÇÃO TÉRMICA DEVIDA AO INCÊNDIO	58
3.1	CURVAS TEMPERATURA-TEMPO PARA INCÊNDIOS	59
3.1.1	Curva padrão	60
3.1.2	Curva de hidrocarbonetos	61
3.1.3	Curva de incêndio exterior	61
3.1.4	Curvas de incêndio paramétricas	62
3.2	MODELOS AVANÇADOS DE INCÊNDIO	63
3.2.1	Modelos de zona	63
3.2.2	Modelos computacionais de dinâmica de fluidos	63
3.3	TEMPO REQUERIDO DE RESISTÊNCIA AO FOGO	64
3.4	ANÁLISE DE ELEMENTOS ESTRUTURAIS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO	65
4	MODELAGEM NUMÉRICA POR ELEMENTOS FINITOS DE VIGAS EM MLC REFORÇADAS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO	67
4.1	O PROBLEMA DE VIGAS EM MLC EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO E O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS	67
4.2	VIGAS EM MLC ESTUDADAS NESTA DISSERTAÇÃO	70
4.3	ANÁLISE TÉRMICA TRANSIENTE	71
4.3.1	Ação térmica	72
4.3.2	Propriedades térmicas dos materiais	72

4.3.3	Modelo de elementos finitos para a análise térmica.....	73
4.3.4	Modelo térmico para a determinação dos momentos fletores resistentes.....	75
4.4	ANÁLISE MECÂNICA.....	75
4.4.1	Ação mecânica	76
4.4.2	Propriedades mecânicas dos materiais.....	77
4.4.3	Modelo de elementos finitos para a análise mecânica.....	78
4.5	MÉTODOS PARA A DETERMINAÇÃO DO TEMPO DE FALHA DAS VIGAS EM MLC REFORÇADAS	80
4.5.1	Método do momento fletor resistente (MMFR).....	80
4.5.2	Método da Seção Reduzida (MSR)	82
4.6	DETERMINAÇÃO DA TAXA DE CARBONIZAÇÃO DAS VIGAS EM MLC ...	86
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES	87
5.1	VALIDAÇÃO DO MODELO	87
5.1.1	Viga bi apoiada em MLC com carga aplicada no meio do vão em situação de incêndio.....	88
5.1.2	Viga em MLC sem reforço	90
5.1.2.1	Evolução do deslocamento transversal máximo da viga.....	91
5.1.2.2	Tempo de falha da viga	93
5.1.3	Vigas em MLC reforçadas com aço.....	94
5.1.3.1	Evolução dos deslocamentos transversais máximos das vigas reforçadas com aço ..	94
5.1.3.2	Tempo de falha das vigas reforçadas com aço	96
5.1.4	Vigas em MLC reforçadas com PRFC em fábrica.....	97
5.1.4.1	Evolução dos deslocamentos transversais máximos das vigas reforçadas com PRFC em fábrica	97
5.1.4.2	Tempo de falha das vigas reforçadas com PRFC em fábrica.....	99
5.1.5	Vigas em MLC reforçadas com PRFC <i>in loco</i>.....	100
5.1.5.1	Evolução dos deslocamentos transversais máximos das vigas reforçadas com PRFC <i>in loco</i>	100

5.1.5.2	Tempo de falha das vigas reforçadas com PRFC <i>in loco</i>	102
5.1.6	Síntese da avaliação dos modelos numéricos	102
5.2	INFLUÊNCIA DOS REFORÇOS NO DESEMPENHO DE VIGAS EM MLC EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO	103
5.3	TAXA DE CARBONIZAÇÃO DAS VIGAS EM MLC COM E SEM REFORÇO OBTIDAS COM O MODELO NUMÉRICO	107
5.3.1	Espessura da carbonização das vigas analisadas.....	107
5.3.2	Taxa de carbonização das vigas analisadas	108
6	CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	111
	REFERÊNCIAS	112
	ANEXO A – Descrição das vigas em MLC estudadas	120

1 INTRODUÇÃO

O entendimento do comportamento da madeira a altas temperaturas é fundamental para tornar seguro e prático o uso desse material em projetos estruturais. Isso reforça a necessidade de pesquisas adicionais na área a fim de definir critérios de projeto que considerem a ação térmica em elementos de madeira e compreender o seu comportamento em situação de incêndios, uma vez que o objetivo principal do projeto de estruturas em situação de incêndio é limitar, a níveis aceitáveis, a probabilidade de morte, de ferimentos e de perda de patrimônio em caso de incêndio (BUCHANAN, 2005).

Os elementos estruturais de madeira, quando em situação de incêndio, são submetidos a fluxos de calor de convecção e de radiação, causando a degradação térmica da madeira, que resulta na eliminação de gases combustíveis em torno da superfície da madeira, que inicialmente se inflamam e queimam rapidamente. A madeira queimada se torna uma camada de carvão que isola a madeira maciça abaixo e a taxa inicial de queima diminui para uma taxa mais lenta. Essa carbonização resulta na redução da seção resistente da madeira e também a na redução em sua seção transversal (BUCHANAN, 2005). O calor externo, por meio de condução, atinge a camada de madeira abaixo da camada carbonizada, provocando alterações nas propriedades físico-químicas da madeira, como a densidade, o calor específico e a condutividade térmica. Essas mudanças nas características físicas da madeira resultam na mudança das propriedades mecânicas do elemento estrutural, como na resistência à tração, à compressão, ao cisalhamento e no módulo de elasticidade, reduzindo, conseqüentemente, sua capacidade resistente. Sendo assim, o projeto de estruturas de madeira em situação de incêndio deve ser baseado na resistência e na rigidez do elemento residual, considerando-se a profundidade da camada de carbonização e as propriedades mecânicas da madeira a temperaturas elevadas (BUCHANAN, 2005).

A Madeira Laminada Colada (MLC) se apresenta como um material que pode diminuir as desvantagens do uso da madeira maciça, pois pode ser fabricada em diversos formatos, pode ter os defeitos da madeira removidos e o teor de umidade das peças controlado, gerando elementos finais com características mais desejáveis por projetistas (STARK *et al.*, 2010). No Brasil, o uso da MLC ainda é reduzido e necessita ser incentivado, por meio de divulgação de conhecimento sobre a técnica e suas vantagens (MARTINS, 2016).

Algumas situações de projeto demandam maior capacidade portante dos elementos estruturais e, para evitar o uso de elementos com seções transversais demasiadamente grandes, são utilizados materiais de reforços para atender aos requisitos de projeto. Os reforços mais utilizados em madeira laminada colada são: aço em barras ou chapas, fibras, como as de carbono, vidro, aramida, fibras naturais e polímeros reforçados por fibras (PRF), (NADIR *et al.*, 2016). A presença desses elementos em vigas de MLC, mesmo em pequenas proporções, pode aumentar, significativamente, a capacidade resistente e a rigidez dos elementos (ISSA e KMEID, 2005).

Muitos estudos experimentais mostraram que elementos de MLC expostos a elevadas temperaturas se comportam da mesma maneira que elementos de madeira serrada, com mesma seção transversal, com possíveis exceções de elementos fabricados com adesivos de caseína e à base de epóxi. No caso da MLC reforçada, Buchanan (2005) relata que o reforço dos elementos com barras de aço coladas nas lâminas de madeira com adesivo à base de epóxi não resulta em um sistema com boa resistência ao fogo devido à presença do epóxi, bem como o reforço de vigas de MLC com PRF, apesar de aumentar a resistência da viga à flexão em temperatura ambiente, não resulta em melhorias na resistência ao fogo, pois o PRF tem baixo desempenho mecânico em temperaturas elevadas.

1.1 JUSTIFICATIVA

A necessidade de compreender o comportamento de estruturas de madeira em situação de incêndio motivou diversas instituições, como o *Forest Products Laboratory* e *Swiss Federal Institute of Technology* a realizarem estudos na área, para que o uso da madeira seja amplamente difundido transmitindo segurança a seus usuários (MARTINS, 2016).

Apesar de, no Brasil, existirem normas para projetos de estruturas em situação de incêndio, como a NBR 14432:2001 – Exigências de resistência ao fogo de elementos construtivos de edificações – Procedimento, e as normas NBR 15200:2012 – Projeto de estruturas de concreto em situação de incêndio e NBR 14323:2013 – Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios em situação de incêndio, a norma NBR 7190:1997 – Projeto de Estruturas de madeira não apresenta critérios para o dimensionamento de estruturas de madeira em situação de incêndio, nem tampouco existe uma norma específica para o projeto de estruturas de madeira em tal situação. Isto demonstra o descompasso do Brasil em relação aos outros países do mundo, já que a Europa com a

norma EN 1995-1-2:2004 - *Design of timber Structures Part 1-2: General Structural fire design* e diversos outros países como Estados Unidos com a norma *ANSI/AWC NDS:2015 - National Design Specification for Wood Construction*, Austrália com a norma *AS 1720.4:2006 - Timber Structures: Fire-resistance of structural timber members* e Nova Zelândia com a norma *NZS 3603:1993 - Timber Structures Standard*, apresentam considerações sobre o projeto de estruturas de madeira em situação de incêndio.

Além da crescente necessidade de estudos sobre a madeira submetida a altas temperaturas, recentemente, também foram desenvolvidas pesquisas sobre o uso de materiais de reforço em estruturas, principalmente sobre o desempenho de tais materiais em situação de incêndio (POOLEY, 1996).

Pesquisas recentes que unam esses dois temas de interesse são escassas, tanto em âmbito nacional quanto internacional, portanto, necessitam ser ampliadas para que critérios de cálculo e projeto de estruturas de madeira laminada colada reforçadas em situação de incêndio sejam desenvolvidos.

1.2 OBJETIVOS

O objetivo geral desta pesquisa é desenvolver um modelo numérico para avaliar o comportamento termomecânico de vigas de madeira laminada colada com reforços de fibra de carbono, de chapa de aço e sem reforço em situação de incêndio a fim de estimar o tempo de falha e os deslocamentos transversais máximos das vigas, sendo que os objetivos específicos são:

- a) validar os valores obtidos com o modelo numérico desenvolvido em elementos finitos com os resultados experimentais obtidos de ensaios com vigas em tamanho real submetidas à situação de incêndio;
- b) avaliar os deslocamentos transversais, o tempo de falha e os métodos do Momento Fletor Resistente (MMFR) e da Seção Reduzida (MSR) para a determinação dos deslocamentos e tempos de falha das vigas em MLC em situação de incêndio;
- c) avaliar a influência dos reforços na evolução dos deslocamentos transversais e no tempo de falha de vigas em MLC;

- d) avaliar a taxa de carbonização obtidas por meio do modelo numérico desenvolvido de vigas em MLC e comparar os resultados com valores disponíveis na literatura.

2 MADEIRA

A madeira é um notável material de engenharia. Ao contrário da maioria dos materiais estruturais utilizados na construção civil, a madeira não advém de processamento de recursos não renováveis, não exige grandes quantidades de energia para sua produção e não emite gases de efeito estufa no processo de fabricação (WIEMANN, 2010).

Além de suas vantagens ambientais, a madeira é adequada para grande gama de aplicações, como utilização na indústria moveleira, na construção civil e na fabricação de objetos decorativos pela sua variedade de espécies com diferentes características, sendo encontrada com diferentes tamanhos, formas e condições.

Dentro da indústria da construção, é aplicada em estruturas de coberturas e de painéis, de *decks*, de pisos, de elementos estruturais como vigas, pilares e treliças, caixaria para estruturas de concreto, escoramento e até mesmo em dormentes ferroviários.

Os avanços tecnológicos e as extensivas pesquisas na área tornaram possível superar problemas relacionados com dimensões máximas disponíveis em toras e em madeira serrada. Com técnicas de laminação, de ligações dentadas, de compensados e de aglomerados, é possível obter produtos uniformes e de alta qualidade, em diversos tamanhos e formatos, fazendo com que a limitação do material esteja relacionada à capacidade de fabricação e/ou o transporte das peças (PORTEOUS e KERMANI, 2007).

As vantagens da utilização da madeira como material estrutural são muitas e amplamente divulgadas por grupos de estudos e por pesquisadores da área (FALK, 2010; WIEMANN, 2010; AUGUSTIN, 2008; PORTEOUS e KERMANI, 2007). Dentre essas vantagens estão: possuir alta relação resistência/peso; ser renovável, biodegradável e contribuir na fixação de carbono; possuir propriedades isolantes contra o calor, o som e a eletricidade; possuir a capacidade de absorver e de dissipar vibrações sob algumas condições de uso; ser facilmente moldada com ferramentas e conectada por: pregos, pinos, parafusos, adesivos e cavilhas; ser resistente à oxidação, ácidos, água salgada e outros agentes corrosivos; ter boa resistência ao choque; poder ser recuperada se danificada; poder ser tratada com conservantes e retardantes de fogo; se tratada corretamente é durável e seus padrões de fibras e cores a tornam um material esteticamente agradável e versátil.

No entanto, a madeira apresenta desvantagens como: grande variabilidade em suas propriedades mecânicas, as quais apresentam dependência do teor de umidade e da duração da carga, a anisotropia, as propriedades mecânicas na direção perpendicular às fibras são muito menores que as propriedades na direção paralela às fibras, retratibilidade e inchamento, o que pode resultar em rachaduras, e degradação por insetos e fungos (AUGUSTIN, 2008). Porém, levando-se em consideração todos os fatores particulares do material, as vantagens do uso estrutural da madeira são superiores as de muitos materiais disponíveis.

Com o forte crescimento de políticas ambientais e de incentivos fiscais, cada vez mais a madeira para uso na construção civil tem sido proveniente de florestas plantadas, sendo que, para a produção de elementos de madeira laminada colada e serrada, compensados e placas, comumente, são utilizadas madeiras das espécies *Pinus elliotti*, *Pinus caribaea*, *Eucalyptus citriodora*, *Eucalyptus grandis* e *Tectona grandis*. O estado de Santa Catarina possui 654.106 hectares de florestas plantadas, nos quais 82,73% são cultivos da espécie pinus (MENDES, *et al.*, 2016).

A norma brasileira NBR 7190:1997 – Projeto de estruturas de madeira indica os valores médios usuais de resistência e de rigidez de algumas madeiras, tanto nativas como de reflorestamento. Esses valores para algumas das espécies de pinus, madeira utilizada para construção dos elementos em estudo nesse trabalho são apresentados na Tabela 1.

Tabela 1 - Valores médios usuais de resistência e do módulo de elasticidade de algumas espécies de pinus, para 12% de teor de umidade.

Nome comum	ρ_{ap} (kg/m ³)	f_{c0} (MPa)	f_{t0} (MPa)	f_{t90} (MPa)	f_v (MPa)	E_{c0} (MPa)
<i>Pinus caribaea</i>	579	35,4	64,8	3,5	7,8	8.431
<i>Pinus elliottii</i>	560	40,4	66,0	2,5	7,4	11.889
<i>Pinus taeda</i>	645	44,4	82,8	2,8	7,7	13.304

ρ_{ap} é a densidade aparente;

f_{c0} é a resistência à compressão paralela às fibras;

f_{t0} é a resistência à tração paralela às fibras;

f_{t90} é a resistência à tração normal às fibras;

f_v é a resistência ao cisalhamento;

E_{c0} é o módulo de elasticidade longitudinal obtido no ensaio de compressão paralela às fibras.

Fonte: Adaptado de NBR 7190:1997.

2.1 PROPRIEDADES FÍSICAS DA MADEIRA

As propriedades físicas da madeira apresentam grande variabilidade, seja entre diferentes espécies ou entre árvores de mesma espécie. Essa variabilidade está relacionada

com: o tipo de solo, com o clima no local de crescimento e a fisiologia da árvore, a composição química da madeira, entre outros.

As propriedades físicas influenciam, de maneira direta e significativa, o desempenho estrutural da madeira. Fatores como teor de umidade, massa específica, resistência ao fogo, durabilidade natural, devem ser conhecidos para o uso eficiente da madeira como material estrutural.

2.1.1 Teor de umidade

O teor de umidade da madeira é definido como o peso da água na madeira, expressa como uma fração, geralmente uma porcentagem, do peso da madeira seca. Peso, retração, resistência e outras propriedades dependem do teor de umidade da madeira (SIMPSON e TENWOLDE, 1999).

Segundo Kuklik (2008), a água pode se apresentar na madeira de três maneiras: em forma livre, em forma impregnada e na constituição das moléculas. A água na forma livre não está associada em nível molecular com a madeira e está contida nos lúmens das células, a água na forma impregnada se encontra dentro da parede celular mantida por ligações de hidrogênio e por forças de van der Waals, e requer maior energia para remoção. A água de constituição se encontra em combinação química com os constituintes do material lenhoso da madeira, sendo assim, bastante difícil a sua remoção.

Quando a parede celular está saturada de água, mas não existe água livre no lúmen celular, esta condição é denominada de ponto de saturação de fibra (PSF). O PSF para a maioria das espécies está na faixa de 25 a 35%. Essa situação é de considerável importância na engenharia, uma vez que abaixo deste ponto haverá mudanças consideráveis na maioria das propriedades físicas e mecânicas da madeira. Acima do PSF, a maioria das propriedades é aproximadamente constante (KUKLÍK, 2008).

O teor de umidade da madeira abaixo do ponto de saturação da fibra é função da umidade relativa e da temperatura do ar circundante. O teor de umidade de equilíbrio é definido como o teor de umidade na qual a madeira não ganha nem perde a umidade para o ambiente (SIMPSON e TENWOLDE, 1999).

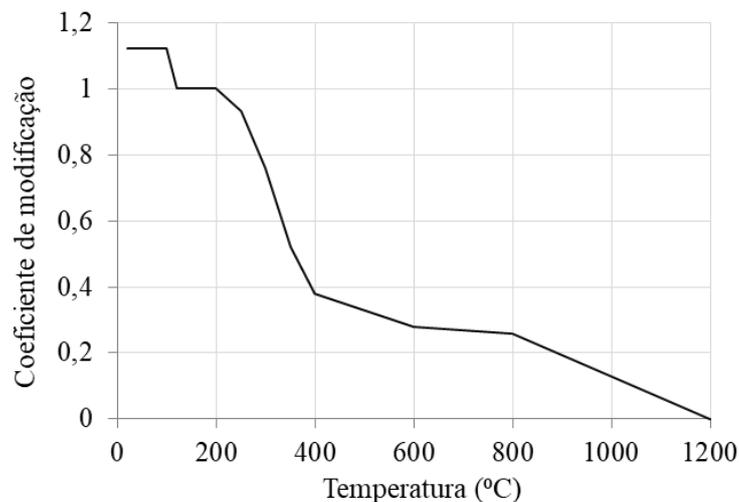
2.1.2 Massa específica

A massa específica é uma importante característica física da madeira, pois se correlaciona com várias outras características físicas, anatômicas, mecânicas e químicas, tornando-se um bom indicador de qualidade da madeira (LOBÃO *et al.*, 2004; SANTOS *et al.*, 2004). A massa específica é a massa de madeira dividida pelo volume da amostra, sendo que o teor de umidade do material, no momento de sua determinação, deve ser informado (WIEDENHOEFT, 2010), ou se deve fazer a correção do valor para o teor de umidade padrão de 12%.

A estrutura anatômica da madeira determina a sua massa específica. Esta última aumenta à medida que a proporção de células com parede celular espessas cresce. Em todas as madeiras, a massa específica está relacionada à proporção do volume de material da parede celular ao volume de lúmen dessas células em um volume específico determinado (WIEDENHOEFT, 2010).

O efeito da elevação da temperatura na massa específica da madeira pode ser representado por meio de uma curva apresentada na norma EN 1995-1-2:2004. Entre 20 °C e 99 °C é acrescido o valor do teor de umidade ao coeficiente de modificação da massa específica, entre 120 °C e 200 °C esse fator é unitário e então decresce até atingir valor nulo a 1.200 °C, conforme Figura 1

Figura 1 – Coeficiente de modificação da massa específica da madeira, com 12% de teor de umidade, em função da temperatura.



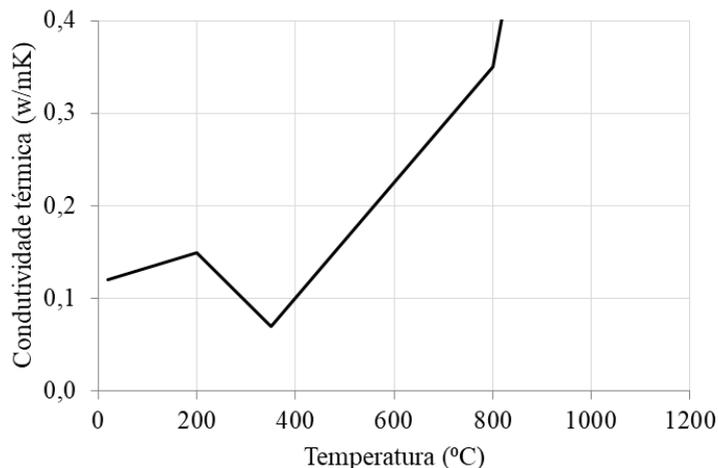
Fonte: EN 1995-1-2 (2004).

2.1.3 Condutividade térmica

A condutividade térmica é uma medida da taxa de fluxo de calor através de uma unidade de espessura de um material submetido a um gradiente de temperatura. A condutividade da madeira folhosa estrutural, com 12% de teor de umidade está na faixa de 0,1 a 1,4 W/(mK) em comparação com 216 para alumínio; 45 para aço; 0,9 para concreto; 1,0 para vidro; 0,7 para gesso e 0,036 para lã mineral (SIMPSON e TENWOLDE, 1999).

A condutividade térmica da madeira é afetada por uma série de fatores: densidade, teor de umidade, conteúdo extrativo, direção do grão, irregularidades estruturais, como nódulos, ângulo da fibra e temperatura, sendo essa relação diretamente proporcional para a densidade, o teor de umidade, o conteúdo extrativo da madeira e a temperatura (SIMPSON e TENWOLDE, 1999). Na Figura 2 é apresentada a condutividade térmica da madeira em função da temperatura, conforme a norma EN 1995-1-2:2004. Tais coeficientes levam em consideração o aumento da transferência de calor devido a fissuras da madeira acima de 500 °C e o consumo da camada de carvão a cerca de 1000 °C, uma vez que as rachaduras no carvão aumentam a transferência de calor devida à radiação e à convecção (EN 1995-1-2:2004).

Figura 2 – Condutividade térmica da madeira em função da temperatura.



Fonte: EN 1995-1-2 (2004).

2.1.4 Difusividade térmica

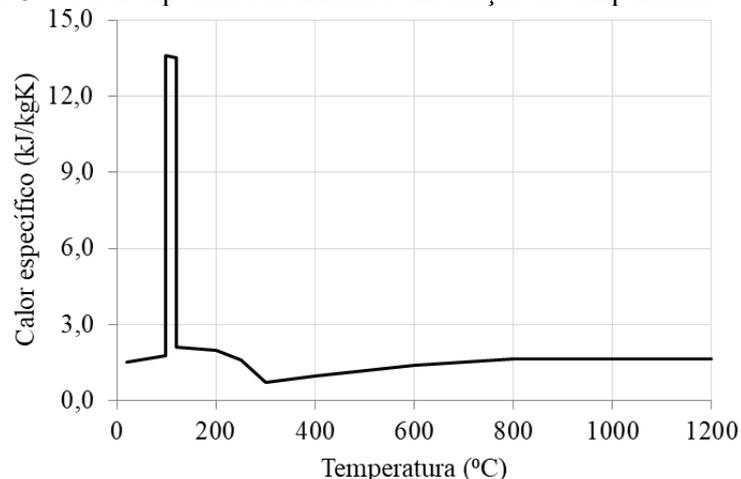
A difusividade térmica é a medida de quão rápido um material pode absorver o calor do seu entorno, é a razão entre a condutividade térmica e o produto da densidade e da capacidade calorífica. As conclusões sobre a sua variação com a temperatura e a densidade são baseadas no cálculo do efeito dessas variáveis na capacidade térmica e na condutividade térmica. A difusividade térmica da madeira é muito inferior a de outros materiais estruturais. Isso se deve à baixa condutividade térmica, à densidade moderada e à capacidade calorífica da madeira. Um valor típico para a madeira é de $1,6 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$, em comparação com $1,0 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ para aço e $1,0 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ para pedra e lã mineral (GLASS e ZELINKA, 2010).

2.1.5 Calor específico

O calor específico é uma grandeza física que indica a quantidade de energia necessária para aumentar em uma unidade de massa, uma unidade de temperatura. O calor específico da madeira depende do teor de umidade e da temperatura, mas é praticamente independente da densidade ou da espécie da madeira (GLASS e ZELINKA, 2010).

Steinhagen (1977) relata que, de maneira geral, o calor específico da madeira aumenta com a elevação da temperatura e que, se a madeira contém água, sua capacidade térmica é maior que aquela da madeira seca, devido à capacidade térmica da água. A Figura 3 ilustra o calor específico da madeira em função da temperatura apresentado na norma EN 1995-1-2:2004.

Figura 3 – Calor específico da madeira em função da temperatura.



Fonte: EN 1995-1-2 (2004).

2.2 INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA SOBRE AS PROPRIEDADES DA MADEIRA

À medida que a madeira atinge temperaturas elevadas, os seus diferentes polímeros sofrem degradação térmica, afetando seu desempenho. A extensão das mudanças ocorridas na estrutura da madeira depende do nível de temperatura atingindo e do tempo de exposição ao calor. Nessa seção, serão apresentados os principais efeitos da elevação da temperatura nas propriedades mecânicas da madeira.

2.2.1 Influência da temperatura na composição química da madeira

Na Tabela 2, são apresentadas as alterações na estrutura da madeira provocadas pelo aquecimento. Essas alterações influenciam na resistência e no regime de deformação da madeira em temperaturas pirolíticas.

Tabela 2 - Alterações na estrutura da madeira seca devidas à temperatura.

Temperatura (°C)	Alterações na estrutura da madeira
55	Alteração da estrutura natural da lignina. Hemicelulose começa a amolecer.
70	Início da retração transversal da madeira.
110	Lignina começa a lentamente perder massa.
120	Conteúdo de hemicelulose começa a diminuir, α -celulose começa a aumentar. Lignina começa a amolecer.
140	Água higroscópica é liberada.
160	Lignina é derretida e começa a ressolidificar.
180	Hemicelulose começa rapidamente a perder massa após 4% de perda. A lignina no torus escoa.
200	A madeira começa a perder massa rapidamente. Formação das resinas fenólicas. Celulose desidrata acima dessa temperatura.
210	Lignina endurece. Celulose amolece e despolimeriza. Reação endotérmica muda para exotérmica.
225	A cristalinidade da celulose diminui e se recupera.
280	Lignina perde 10% de massa. Celulose inicia perda de massa.
288	Temperatura assumida da carbonização da madeira.
300	Cerne amolece de maneira irreversível.
320	Degradação completa da hemicelulose.
370	Celulose perde 83% da massa inicial.
400	Madeira completamente carbonizada.

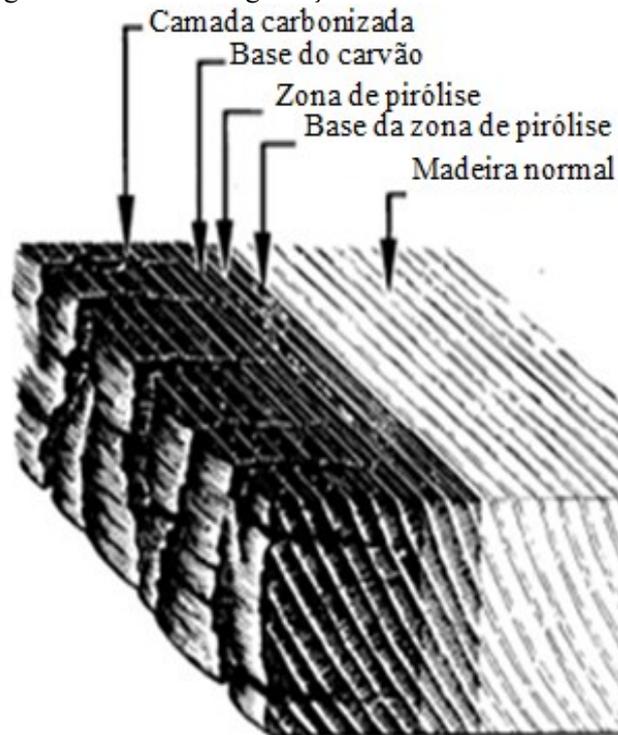
Fonte: Schaffer (1973).

2.2.2 Carbonização da madeira

A madeira é suscetível à combustão, contudo este processo não ocorre de maneira imediata, caracterizando bom desempenho e estabilidade do material ao fogo. A madeira não queima diretamente, ela passa por um processo de pirólise, no qual temperaturas extremas criadas pelo fogo fazem com que os componentes da madeira se decomponham em forma de voláteis, de alcatrão e de carvão altamente reativo (FRIQUIN, 2010).

Diversos autores investigaram o processo de pirólise da madeira, indicando que esse processo se desenvolve em quatro etapas (FRIQUIN, 2010; DIETENBERGER e HASBURGH, 2016), indicadas na Tabela 3. A localização dessas etapas na madeira é ilustrada na Figura 4.

Figura 4 - Zonas de degradação térmica da madeira.



Fonte: Schaffer (1968).

A temperatura da superfície externa da camada carbonizada se aproxima da temperatura do incêndio, com um elevado gradiente de temperatura pela região carbonizada. O limite entre a camada carbonizada e o restante da madeira é bastante distinto e corresponde a uma temperatura entre 288 e 300 °C (BUCHANAN, 2005). Abaixo da camada carbonizada, existe uma camada de madeira aquecida de aproximadamente 35 mm. A camada com

temperaturas acima de 200 °C é denominada de zona de pirólise. A parte interna do elemento permanece com sua temperatura inicial por um período considerável de tempo (BUCHANAN, 2005).

A carbonização da madeira é regida, principalmente, pela sua densidade, permeabilidade ao longo do grão, teor de umidade, espessura da camada de carbonização e dimensão do elemento submetido ao fogo. Além desses aspectos do material, fatores externos como temperatura do compartimento, fator de abertura do local e tipo de fonte de calor também podem afetar a taxa com a qual a madeira carboniza (FRIQUIN, 2010).

Tabela 3 – Processo de pirólise da madeira.

Zona de temperatura	Temperaturas notáveis	Efeito na estrutura da madeira
Zona 1: entre 100 e 200 °C	130 °C: compostos orgânicos voláteis podem ser detectados.	<ul style="list-style-type: none"> - A madeira se torna desidratada; - Geração de vapor de água e outros gases e líquidos não combustíveis; - Ocorrência de reações de oxidação exotérmica se a madeira for exposta a temperaturas elevadas por longo período.
	150 – 200 °C: os extrativos naturais se decompõem.	
	160 – 180 °C: lignina, celulose e hemicelulose começam a se decompor em taxa crescente.	
Zona 2: entre 200 e 300 °C	200 °C: início da pirólise da hemicelulose.	<ul style="list-style-type: none"> - Grau de polimerização da celulose diminui; - Reações exotérmicas de carvão exposto e voláteis com oxigênio atmosférico se manifestam como combustão incandescente.
	225 °C: início da pirólise da lignina.	
	280 – 300 °C: início da formação de carvão.	
Zona 3: entre 300 e 450 °C	300 – 350 °C: despolimerização da celulose.	<ul style="list-style-type: none"> - Produção de gases inflamáveis; - Formação da camada de carbonização; - O resíduo de carvão catalisa as reações secundárias.
	350 – 360 °C: ignição ocorre mesmo na presença de pequena chama piloto.	
	450 °C: término da emissão de voláteis.	
Zona 4: acima de 450 °C	-	- Carvão sofre degradação por e forma CO ₂ , CO e H ₂ O

Fonte: Friquin (2010); Dietenberger e Hasburgh (2016).

Ao analisar a madeira como um material estrutural, a formação da camada de carbonização é um parâmetro fundamental para análise do desempenho de estruturas de

madeira em situação de incêndio, considerando-se a diminuição da resistência mecânica do elemento, devido à redução de sua seção transversal (PINTO *et al.*, 2008). A degradação térmica da madeira, dependente do tempo. Ela é quantificada pela taxa de carbonização, a qual é definida como a razão entre a profundidade da linha de carvão, em relação à superfície original da madeira, e o tempo de duração do fogo (FRANGI e FONTANA, 2003). Ela pode ser estimada por meios de ensaios padronizados e depende, principalmente, da densidade e do teor de umidade da madeira. A maioria das normas, como a europeia EN 1995-1-2:2004, a americana ANSI/AWC NDS:2015, a australiana AS 1720.4:2006 e a neozelandesa NZS 3603:1993, adota um valor constante entre 0,60 e 0,75 mm/min para madeiras de coníferas e em torno de 0,50 mm/min para madeiras de folhosas. Também consideram a taxa de carbonização para madeira laminada colada como sendo a mesma que para madeira maciça (BUCHANAN, 2005). É importante ressaltar que a taxa de carbonização da madeira pode ser diferente do apresentado pelas normas caso haja a existência de proteção contra o fogo na superfície da madeira.

A Tabela 4 apresenta os valores determinados pelo Eurocode 5 para as taxas de carbonização unidimensionais (β_0) e para as que incorporam o efeito de arredondamento dos cantos (β_n).

Tabela 4 – Taxa de carbonização para diferentes tipos de madeira.

	β_0 (mm/min)	β_n (mm/min)
MLC de madeira macia ou faia com densidade característica $\geq 290 \text{ kg/m}^3$	0,65	0,70
Madeira macia maciça e faia com densidade característica $\geq 290 \text{ kg/m}^3$	0,65	0,80
Madeira folhosa maciça ou MLC de madeira dura com densidade característica de 290 kg/m^3	0,65	0,70
Madeira folhosa maciça ou MLC com densidade característica $\geq 450 \text{ kg/m}^3$	0,50	0,55
Painéis de lâminas paralelas com densidade característica $\geq 480 \text{ kg/m}^3$	0,65	0,70
Painéis de madeira	0,90	-
Painéis de madeira compensada	1,00	-

Fonte: Adaptado de EN 1995-1-2 (2004)

Experimentos realizados mostraram que a taxa de carbonização não é constante e, geralmente, é maior no início do incêndio do que após a formação da camada carbonizada,

pois esta atua como um isolamento térmico crescente entre a superfície exposta ao fogo e a frente de pirólise (FRIQUIN, 2010).

2.2.3 Influência da temperatura nas propriedades mecânicas da madeira

Ao longo das últimas décadas, diversos estudos realizados demonstraram que, de modo geral, as propriedades mecânicas da madeira diminuem com o aumento da temperatura (SCHAFFER, 1973, 1984; GERHARDS, 1982; OSTMAN, 1985; YOUNG e CLANCY, 2001, MANRÍQUEZ e MORAES, 2010; GOODRICH *et al.*, 2010; KRETSCHMANN, 2010).

Um resumo das tendências médias dos efeitos da temperatura nas propriedades mecânicas da madeira, obtidas de diversos estudos, é apresentado na Tabela 5.

Tabela 5 – Influência da temperatura e da umidade sobre as propriedades mecânicas da madeira.

Propriedade	Teor de umidade (%)	Mudança relativa nas propriedades mecânicas em relação a 20 °C (%)	
		-50 °C	+50°C
Módulo de elasticidade paralelo às fibras	0	+11	-6
	12	+17	-7
	>PSF	+50	-
Módulo de elasticidade perpendicular às fibras	6	-	-20
	12	-	-35
	≥20	-	-38
Módulo de elasticidade transversal	>PSF	-	-25
Resistência à flexão	≤4	+18	-10
	11-15	+35	-20
	18-20	+60	-25
	>>PSF	+110	-25
Resistência à tração paralela às fibras	0-12	-	-4
Resistência à compressão paralela às fibras	0	+20	-10
	12-45	+50	-25
Resistência ao cisalhamento paralelo às fibras	>PSF	-	-25
Resistência à tração perpendicular às fibras	4-6	-	-10
	11-16	-	-20
	≥18	-	-30
Resistência à compressão perpendicular às fibras	0-6	-	-20
	≥10	-	-35

Fonte: Gerhards (1982)

2.2.3.1 Resistência à tração paralela às fibras

Diversos estudos sobre a resistência à tração da madeira em elevadas temperaturas podem ser encontrados na literatura (SCHAFFER, 1973, 1984; GERHARDS, 1982, OSTMAN, 1985; LAU e BARRET, 1997). De modo geral, a resistência à tração paralela às fibras diminui com o aumento da temperatura. O decréscimo da resistência ocorre de maneira menos intensa em temperaturas até 100 °C e, a partir desta temperatura, diminui de maneira mais abrupta.

Para corpos de prova de madeira *Douglas fir* de 25,4 mm de largura por 3,2 mm de espessura e 254 mm de comprimento, secos em estufa (teor de umidade 0%), com variação de temperatura de 25 °C a 275 °C foi constatado que resistência à tração é relativamente indiferente a mudanças de temperatura até aproximadamente 170 °C, sendo que, acima dessa temperatura, a resistência à tração decai drasticamente, de aproximadamente 92% do valor a 25 °C para 27% a 288 °C, comportamento atribuído à alteração da fração celulósica de madeira (SCHAFFER, 1973).

A análise dos efeitos da temperatura na resistência à tração paralela às fibras para corpos de prova de *Picea excelsa* (abeto) com 170 mm de comprimento, 1 mm de espessura e 10 mm de largura submetidos até 250 °C, com teor de umidade variando entre 0 e 30% e entre 1 e 2% para temperaturas acima de 100 °C mostrou que o aumento do teor de umidade afeta os parâmetros de resistência com maior intensidade em temperaturas mais elevadas. A resistência à tração aumenta discretamente com o aumento do teor de umidade, até 12%, especialmente entre 25 e 50 °C. Com o posterior aumento na umidade, a resistência à tração decresce significativamente para todas as temperaturas, sendo que a tensão de ruptura é quase constante, independente de temperatura ou teor de umidade, abaixo de 100 °C (OSTMAN, 1985).

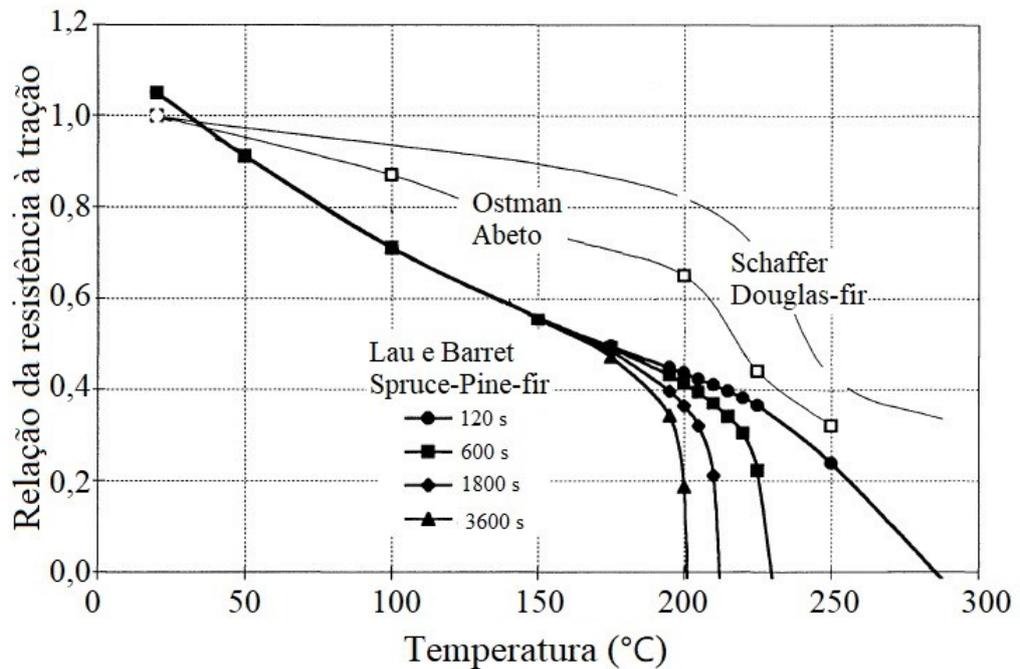
Os ensaios com abeto a 0% de teor de umidade apresentam um decréscimo contínuo da resistência à tração paralela às fibras com o aumento da temperatura. A 200 °C, a madeira apresenta cerca de 60% de sua resistência a 25 °C e a 250 °C, apenas 35% (OSTMAN, 1985).

Lau e Barret (1997) utilizaram corpos de prova de madeira da espécie *Spruce pine fir*, classificada mecanicamente, com espessura de 35 mm e 89 mm de largura contendo entre 9 e 11% de teor de umidade para testar a resistência à tração da madeira, sob três diferentes taxas de carregamento. Como esperado, a resistência dos grupos ensaiados a elevadas temperaturas foram significativamente menores que os resultados obtidos em temperatura

ambiente. Na maioria dos casos expostos a 250 °C, a redução média na resistência variou de 50 a 70%, dependendo da taxa de carregamento utilizada no ensaio (Figura 5)

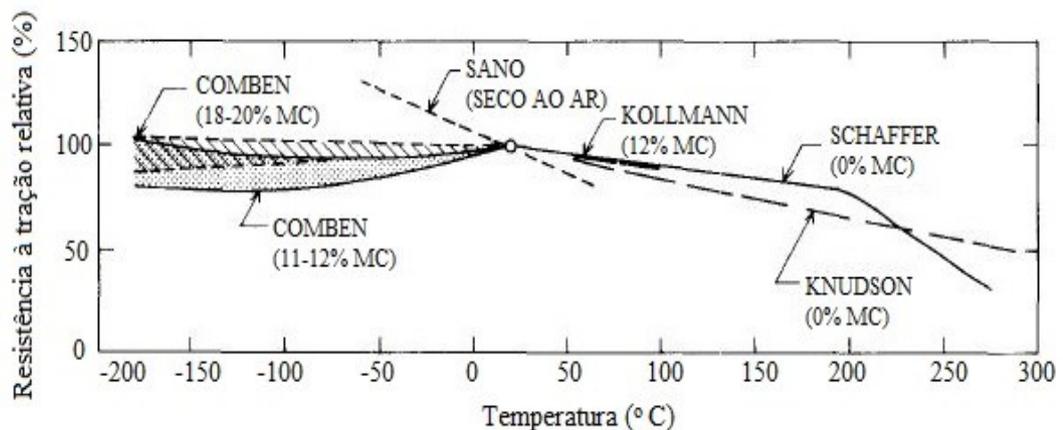
Gerhards (1982) efetuou a revisão de literatura sobre a influência da temperatura na resistência à tração paralela às fibras até aquela data. Observa-se que o efeito da temperatura para essa condição é moderado (Figura 6).

Figura 5 - Redução da resistência à tração paralela às fibras devido ao aumento de temperatura.



Fonte: Adaptada de Lau e Barret (1997).

Figura 6 - Efeito da temperatura na resistência à tração paralela às fibras para vários teores de umidade.



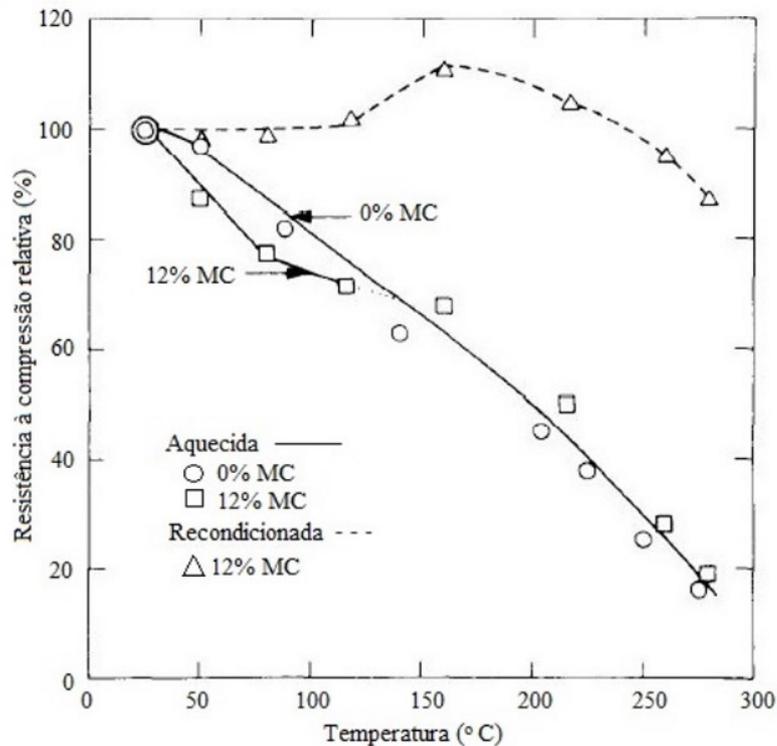
Fonte: Gerhards (1982).

2.2.3.2 Resistência à compressão paralela às fibras

Existem diversos dados disponíveis na literatura sobre a influência da temperatura e do teor de umidade na resistência à compressão paralela às fibras (SCHAFFER, 1973 e 1984; GERHARDS, 1982; YOUNG e CLANCY, 2001; MANRÍQUEZ e MORAES, 2009; GOODRICH *et al.*, 2010), mostrando que, diferentemente da resistência à tração paralela às fibras, o comportamento da resistência à compressão paralela às fibras é bastante sensível a mudanças térmicas induzidas na madeira.

Schaffer (1973) mostrou que a resistência à compressão paralela às fibras decresce uniformemente com o aumento da temperatura, sendo que a 288 °C, a resistência é reduzida a 15% do valor obtido para temperatura ambiente. Para madeira isenta de defeitos, a redução da resistência à compressão paralela às fibras é linear com aumento da temperatura (Figura 7).

Figura 7 - Resistência à compressão relativa em função da temperatura, enquanto aquecida e após resfriamento.



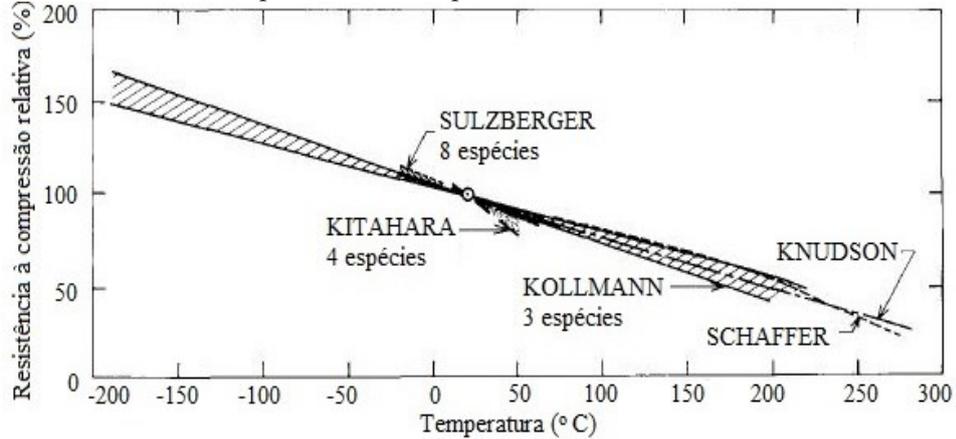
Fonte: Adaptada de Schaffer (1984).

A Figura 8 reúne alguns estudos disponíveis na literatura, na qual se pode perceber a relação linear entre o decréscimo de resistência e o aumento da temperatura.

Ensaio realizado com madeira de *Pinus radiata*, nas dimensões de 90 mm × 35 mm × 300 mm e teor de umidade de aproximadamente 12%, escolhidos por amostragem separada

corroboraram com a tendência de diminuição quase linear da resistência com o aumento da temperatura, obtendo, a 250 °C, valores de resistência reduzidos à aproximadamente 35% do valor em temperatura ambiente (YOUNG e CLANCY, 2001).

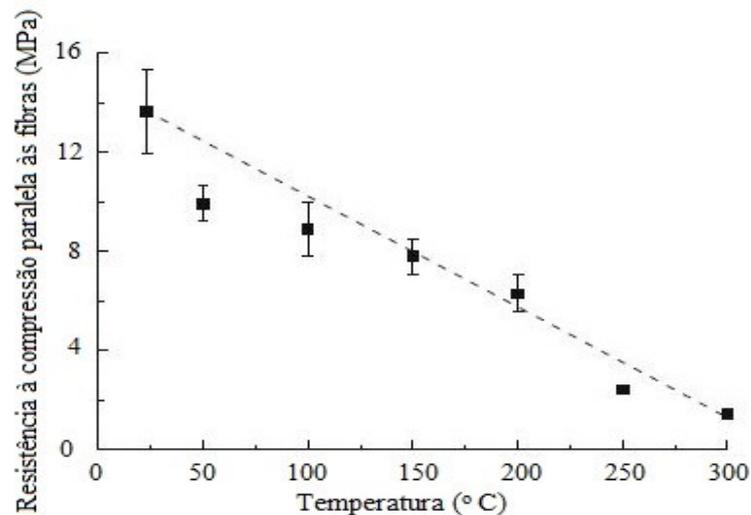
Figura 8 - Resistência à compressão relativa paralela às fibras a 0% de teor de umidade.



Fonte: Gerhards (1982).

Corpos de prova de madeira balsa (*Ochroma pyramidale*) com teor de umidade entre 2 e 8% com dimensões de 30 mm × 15 mm × 30 mm foram submetidos a temperaturas de 20 a 300 °C. Nessa situação, ocorreu decréscimo da resistência com o aumento da temperatura (Figura 9). A 250 °C, a resistência à compressão era de aproximadamente 20% do valor em relação à temperatura ambiente (GOODRICH *et al.*, 2010).

Figura 9 - Efeito da temperatura na resistência à compressão paralela às fibras da madeira balsa.



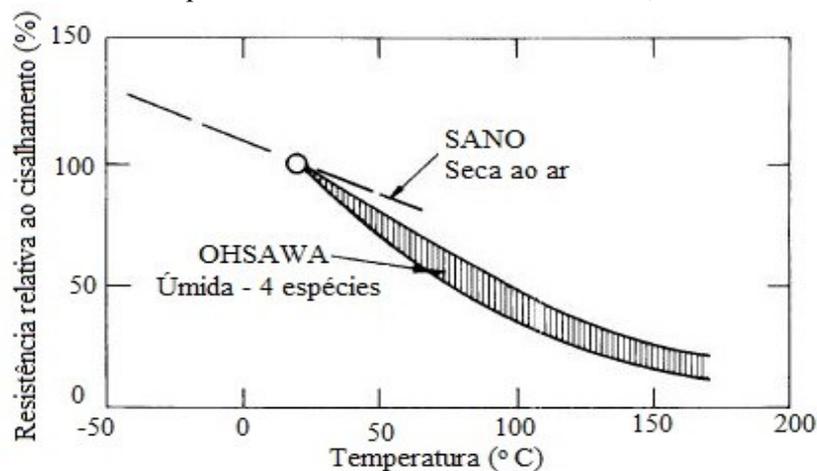
Fonte: Goodrich *et al.* (2010).

O estudo realizado com madeira paricá (*S. amazonicum*), com teor de umidade média de 11,7% entre temperaturas de 20 a 230 °C, com corpos de prova de 50 mm × 50 mm × 150 mm submetidos a um período de condicionamento previamente ao aquecimento obteve redução não monotônica, a 77%, 90% e 35% da resistência à temperatura ambiente em 80, 150 e 230 °C, respectivamente (MANRÍQUEZ e MORAES, 2009).

2.2.3.3 Resistência ao cisalhamento

Poucos dados foram encontrados sobre a resistência ao cisalhamento. A Figura 10 ilustra os dados obtidos para madeira sob duas condições de umidade: madeira seca ao ar e madeira acima do ponto de saturação das fibras. Pode-se concluir que a resistência ao cisalhamento é bastante sensível ao aumento de temperatura.

Figura 10 - Efeito da temperatura na resistência ao cisalhamento, 100% a 20 °C.

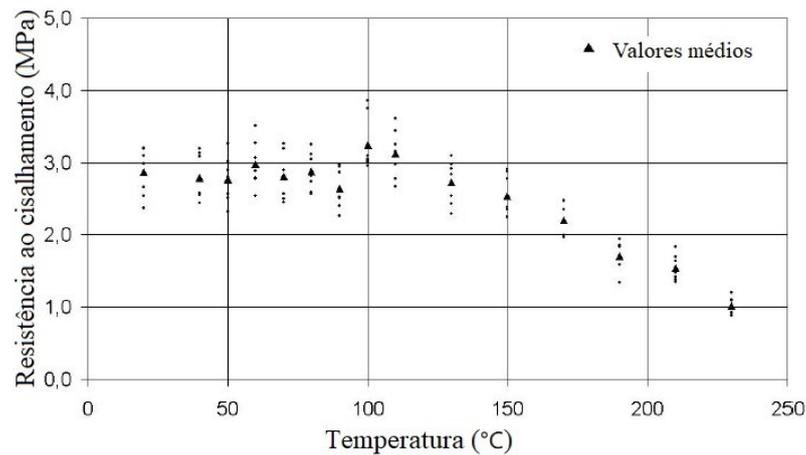


Fonte: Gerhards (1982).

A influência da temperatura sobre a resistência ao cisalhamento do paricá foi determinada por meio de ensaios com corpos de prova com dimensões de 30 mm × 50 mm × 250 mm, teor de umidade médio de 11,63% e massa específica entre 331,7 e 444,23 kg/m³, em uma faixa de temperatura entre 20 e 230 °C (MANRÍQUEZ, 2008). Nessa faixa de temperatura, foi observada uma redução de 35,31% em relação à resistência ao cisalhamento à temperatura ambiente. Acima de 100 °C ocorre uma redução significativa e rápida da resistência ao cisalhamento à medida que a temperatura aumenta (MANRÍQUEZ, 2008), como ilustrado na Figura 11.

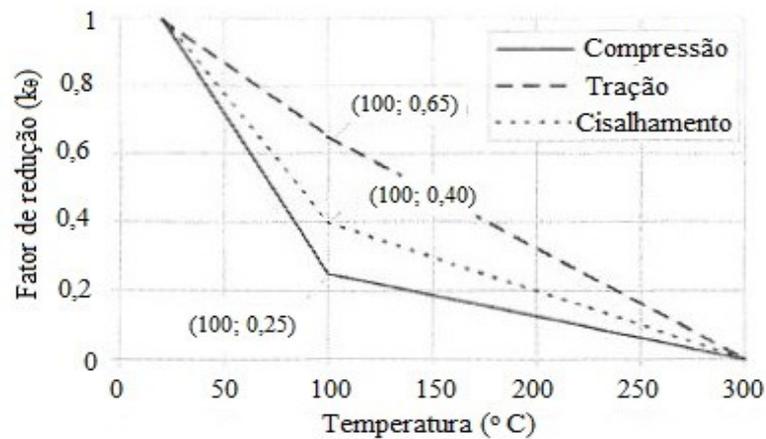
O Eurocode 5 (EN 1995-1-2:2004) prescreve para projetos que os valores das resistências à tração, à compressão e ao cisalhamento paralelos às fibras de coníferas sejam multiplicados por um fator de redução dependente da temperatura (k_{θ}), conforme Figura 12.

Figura 11 - Resistência ao cisalhamento da madeira paricá, em função da temperatura.



Fonte: Adaptada de Manríquez (2008).

Figura 12 - Fator de redução para resistência paralela às fibras de coníferas.



Fonte: EN 1995-1-2 (2004).

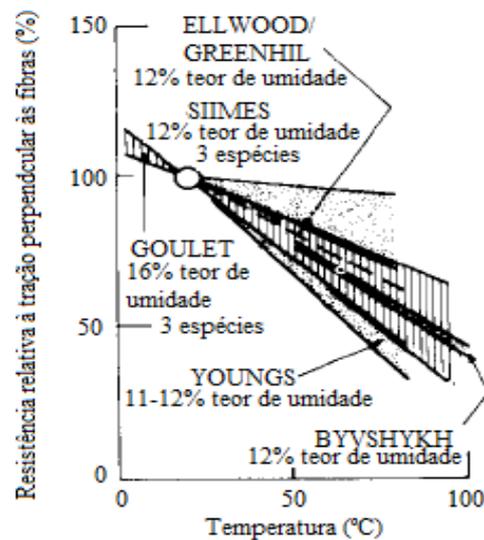
2.2.3.4 Resistências à tração e à compressão perpendiculares às fibras

Estudos encontrados sobre os efeitos da temperatura na resistência à tração perpendicular às fibras se limitam a temperaturas entre zero e 100 °C. Pode-se perceber, na Figura 13, uma grande variabilidade nos efeitos da temperatura sobre a resistência à tração,

principalmente para baixos teores de umidade. De maneira geral, os dados encontrados demonstram que os efeitos da temperatura na resistência à tração perpendicular às fibras aumentam com o acréscimo do teor de umidade e que seus valores em relação aos valores em temperatura ambiente decaem com o acréscimo da temperatura (GERHARDS, 1982).

Sobre os efeitos da temperatura na resistência à compressão perpendicular às fibras, os dados encontrados mostram que o efeito é similar aos obtidos para a resistência à tração perpendicular às fibras (GERHARDS, 1982).

Figura 13 - Efeito da temperatura na resistência à tração perpendicular às fibras para vários teores de umidade.



Fonte: Gerhards (1982).

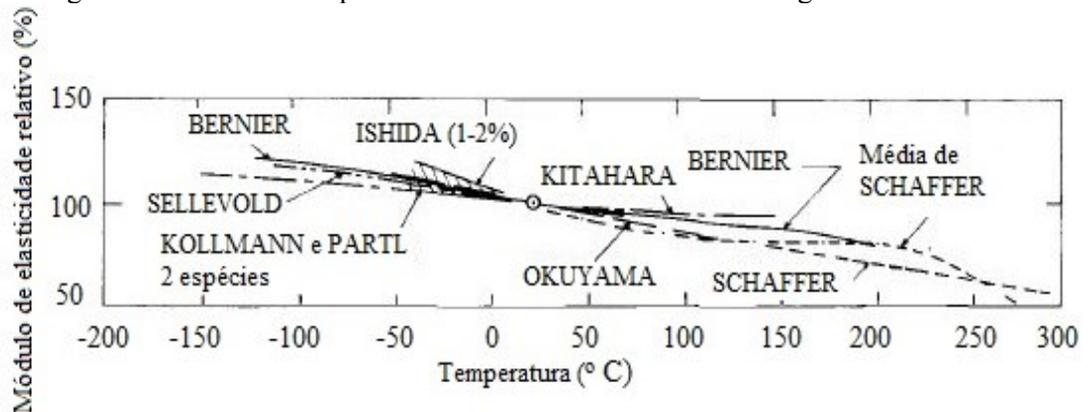
2.2.3.5 Módulo de elasticidade longitudinal

O módulo de elasticidade longitudinal, em função da temperatura, apresenta comportamento similar nos estudos apresentados por Schaffer (1984) e Kretschmann (2010), tendo decréscimos lineares com o aumento da temperatura (Figuras 14 e 15).

Para madeira seca e livre de defeitos, o valor do módulo de elasticidade decresce linearmente com o aumento da temperatura até aproximadamente 200 °C. Para madeira a 12% de teor de umidade, pode-se observar um pequeno decréscimo linear até 180 °C e acima desse nível, o módulo de elasticidade decresce rapidamente (SCHAFFER, 1984).

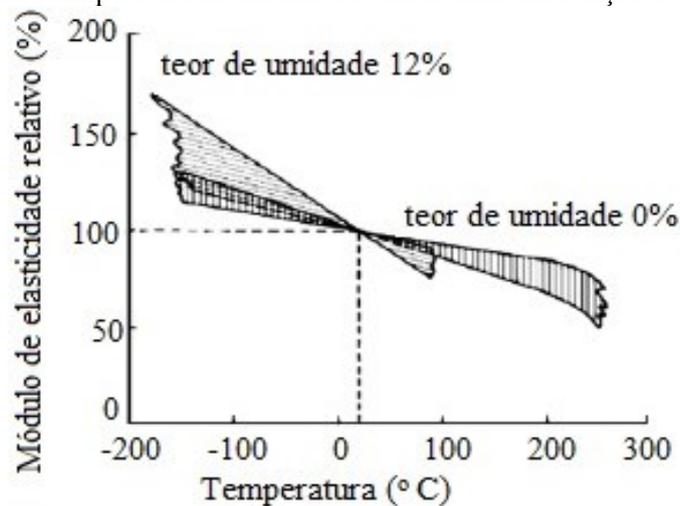
Assim como para os valores de resistências, o Eurocode 5 (EN 1995-1-2:2004) também prescreve um fator de redução em função da temperatura para os valores do módulo de elasticidade (Figura 16).

Figura 14 - Efeito da temperatura no módulo de elasticidade longitudinal.



Fonte: Gerhards (1982).

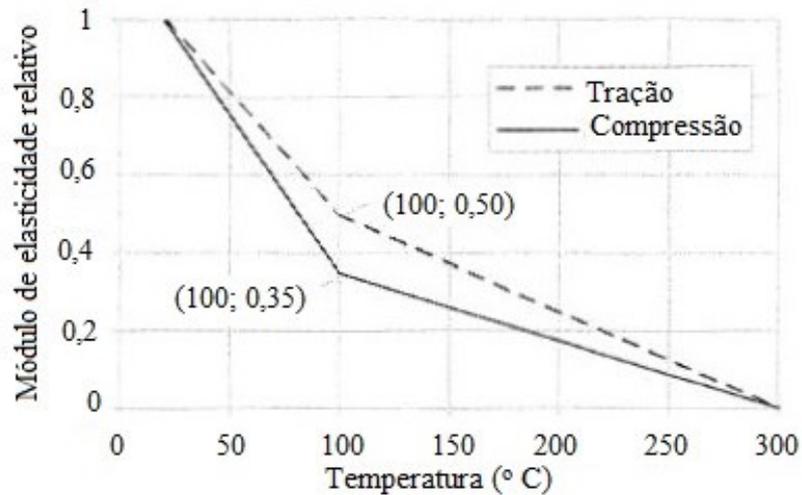
Figura 15 - Efeito imediato da temperatura no módulo de elasticidade em relação aos valores a 20 °C.



Fonte: Kretschmann (2010).

Com os estudos apresentados, pode-se perceber que, mesmo com uma vasta pesquisa na área, os dados sofrem muita variabilidade, principalmente, devida a diferenças de espécies de madeira, de teor de umidade, do ciclo que aquecimento e da taxa de aplicação de carga. Isso evidencia a necessidade de mais pesquisas sobre a influência da temperatura nas propriedades mecânicas da madeira para utilização de dados em projetos estruturais e na modelagem numéricas de estruturas em situação de incêndio.

Figura 16 - Fator de redução do módulo de elasticidade paralelo às fibras de coníferas.



Fonte: EN 1995-1-2 (2004).

2.3 CARACTERÍSTICAS REOLÓGICAS DA MADEIRA

O estudo das características reológicas da madeira, por essa se tratar de um material constituído por polímeros (celulose, hemicelulose e lignina), é importante para entender o comportamento do material ao longo do tempo (BODIG e JAYNE, 1993).

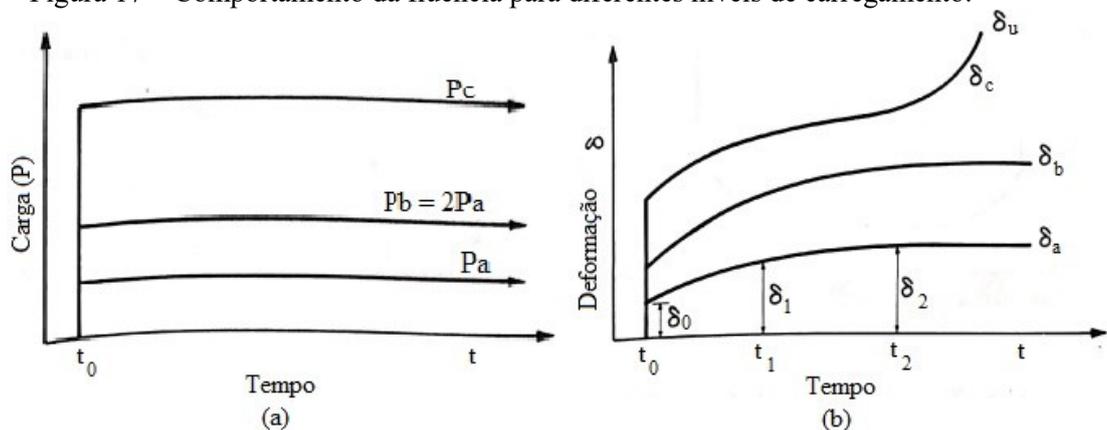
Segundo Bodig e Jayne (1993), a deformação da madeira não permanece constante ao longo do tempo. Com a aplicação de uma determinada tensão, uma deformação elástica inicial surge, subsequentemente, uma deformação adicional se desenvolve com o tempo. De acordo com esses autores, a magnitude dessa deformação dependente do tempo é função de um vasto número de características básicas da madeira, como o alinhamento dos eixos ortotrópicos, a magnitude e o tipo de tensão aplicada, a taxa e/ou a duração do carregamento, o teor de umidade e a temperatura.

2.3.1 Fluência na madeira

Um dos fenômenos reológicos mais importantes da madeira é a fluência, que é a deformação dependente do tempo que ocorre quando uma carga é aplicada e mantida constante ao longo do tempo (BODIG e JAYNE, 1993). A fluência em madeira é um fenômeno extremamente complexo e é afetada por muitas variáveis, incluindo a temperatura, a umidade, a espécie da madeira, a direção das fibras, as condições de carga, e a variabilidade natural da madeira (HOLZER, LOFERSKI e DILLARD, 1989).

A influência do nível de carregamento no comportamento da fluência é ilustrado na Figura 17. Nota-se que, ao aplicar uma carga P_a em um elemento de madeira, resulta uma deformação instantânea δ_0 . Com o passar do tempo, a deformação aumenta para δ_1 no tempo t_1 e, posteriormente, no tempo t_2 , atinge δ_2 , observando-se que a taxa de deformação decresce com o aumento do tempo. Se a carga original P_a for dobrada ($P_b = 2P_a$), a deformação instantânea aumenta e se pode notar que a taxa de deformação nessa situação é maior em qualquer tempo em relação a deformação obtida com a carga P_a . Caso seja aplicada uma carga muito elevada (P_c), o comportamento inicial da fluência é similar ao obtido nos dois casos anteriores, porém, para cargas elevadas, a fluência não atinge uma taxa constante, ao invés disso, a taxa de deformação é elevada e a falha do elemento ocorre na deformação δ_u .

Figura 17 – Comportamento da fluência para diferentes níveis de carregamento.

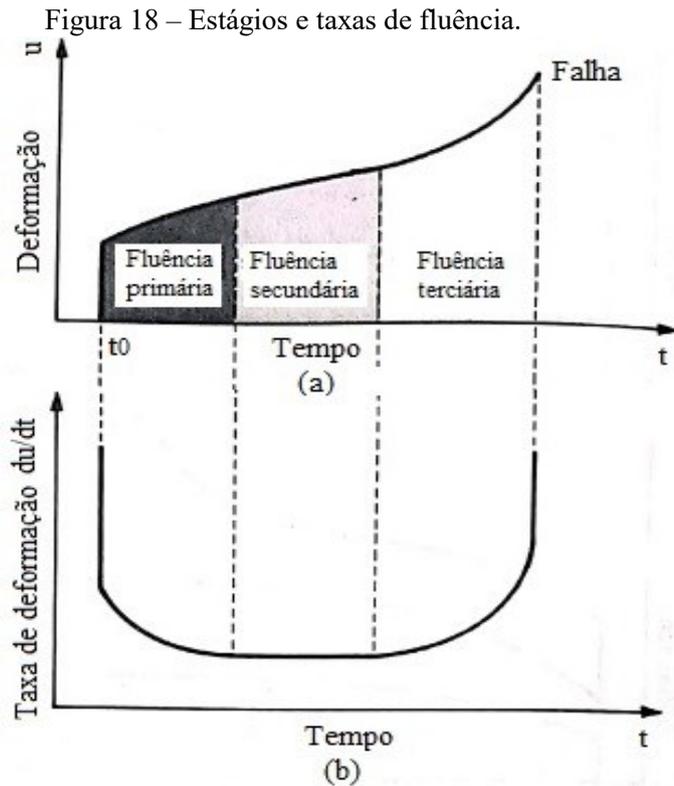


(a) Níveis de carregamento; (b) Deformações correspondentes.
Fonte: Adaptado de Bodig e Jayne (1993).

Três estágios distintos podem ser identificados na deformação devido à fluência: o primário, o secundário e o terciário (Figura 18). Segundo Bodig e Jayne (1993), a fluência primária inclui a região na qual a taxa de deformação é decrescente, a secundária é a região na qual a deformação por fluência é aproximadamente linear e a terciária ocorre na região de aceleração da deformação.

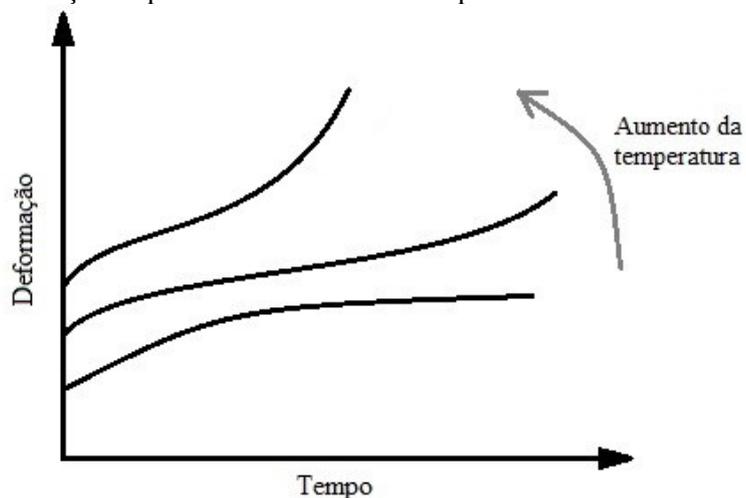
A fluência primária sugere estabilização das tensões, a fluência secundária pode ser considerada como uma condição transitória, enquanto a fluência terciária significa eventual falha, porém nem todos os compósitos de madeira irão apresentar os três estágios de fluência (BODIG e JAYNE, 1993).

A temperatura exerce grande influência na fluência da madeira, encurtando a duração na qual um membro de madeira pode suportar uma carga e aumentando a taxa de fluência. Um aumento de cerca de 28 °C pode causar um aumento de duas a três vezes na fluência (KRETSCHMANN, 2010). Na Figura 19 o efeito da temperatura na fluência é ilustrado.



Fonte: Adaptado de Bodig e Jayne (1993).

Figura 19 – Representação esquemática do efeito da temperatura na fluência da madeira.



Fonte: Adaptado de Bodig e Jayne (1993).

Os efeitos da temperatura na fluência podem ser divididos em duas classes: uma na qual a temperatura é constante durante a aplicação de carga (efeitos diretos da temperatura) e a outra na qual há variação no histórico de aplicação da temperatura (SCHNIEWIND, 1968).

O efeito global da temperatura é uma aceleração da fluência com o aumento da temperatura (HOLZER, LOFERSKI e DILLARD, 1989). Segundo Holzer, Loferski e Dillard (1989), a fluência na tração paralela às fibras é proporcional ao quadrado da temperatura na faixa de 30 a 70 °C. Similarmente, foi determinado em testes de flexão e compressão na faixa de temperatura entre 20 e 50 °C, que a temperatura tem um efeito significativo na fluência (HOLZER, LOFERSKI e DILLARD, 1989).

Já a fluência com relação à temperatura variável resulta em um comportamento complexo que pode ser difícil de prever a partir de testes de fluência em temperatura constante (HOLZER, LOFERSKI e DILLARD, 1989). Por exemplo, uma elevação na temperatura dentro da faixa de 20 a 50 °C durante um teste de flexão resultou em uma resposta de fluência maior do que quando a temperatura foi mantida constante aos 50 °C durante todo o ensaio, sendo este padrão de comportamento reportado por diversos autores, como apresentado no estudo bibliográfico de Schniewind (1968).

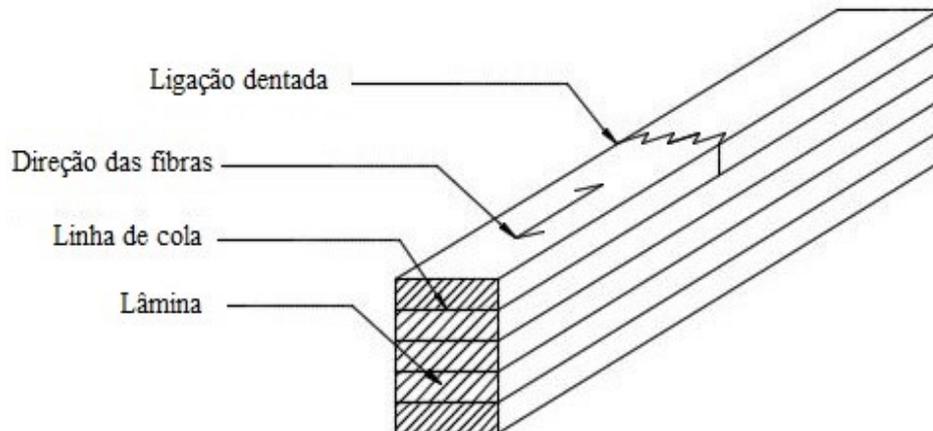
2.4 MADEIRA LAMINADA COLADA

A madeira laminada colada (MLC) é um produto de engenharia fabricado a partir de seções de tábuas (lâminas) de madeira coladas com adesivos, com emendas na direção longitudinal do laminado (por meio de ligações dentadas) e dispostas de modo que as fibras de todos os laminados sejam essencialmente paralelas ao eixo longitudinal da peça (Figura 20).

Como material estrutural, a MLC começou a ser utilizada no século XIX, com a construção de um salão na King Edward College, em 1860. Somente no século XX, quando Otto Hetzer desenvolveu o método “Hetzer-Binder” que a madeira laminada colada se expandiu como um método de construção comercial. Após a Segunda Guerra Mundial, com o desenvolvimento de adesivos de resina sintética impermeáveis, o uso da MLC pode ser expandido para ambientes externos e para pontes. A partir da década de 1970, surgiram melhores técnicas para curvar os elementos em MLC e fábricas com produção em grande

volume, o que revolucionou a disponibilidade e o custo da madeira laminada colada. Atualmente, a madeira laminada colada se estabeleceu como um material de construção de grandes e de médias estruturas, competindo com aço e com concreto. (MALO e ANGST, 2008).

Figura 20 - Esquema de um elemento de madeira laminada colada.



Fonte: Autora.

O uso estrutural da madeira laminada colada apresenta diversas vantagens em relação à madeira serrada tradicional, dentre estas a possibilidade de fabricação em diferentes tamanhos e formato de seção se destaca, uma vez que a madeira serrada depende do tamanho das toras disponíveis (STARK *et al.*, 2010; MALO e ANGST, 2008).

A utilização da MLC em elementos estruturais elimina alguns dos problemas mais comuns do uso estrutural da madeira, como a dependência das resistências mecânicas ao teor de umidade e a presença de defeitos naturais na madeira. Pelo fato do laminado passar por um processo de secagem durante a fabricação da MLC, o elemento resultante apresenta um teor de umidade controlado, assim, em situação de uso, problemas como inchamento e retração são diminuídos (STARK *et al.*, 2010). Deve ser notado, também, que defeitos como nós podem ser removidos durante a fabricação da madeira laminada colada (MALO e ANGST, 2008).

No Brasil, as espécies de madeiras mais comuns utilizadas na fabricação de elementos de madeira laminada colada são pinus, eucalipto e teca, espécies exóticas provenientes de florestas plantadas. Também existe uma tendência de utilização de madeiras tropicais, provenientes de manejo sustentável ou ainda de florestas plantadas, como o paricá, cedrinho, cambará entre outras (ZANGIÁCOMO, 2007).

Os adesivos mais comuns na união dos laminados da MLC são: melamina, fenol resorcinol, adesivo de polímero de poliuretano e adesivo de isocianato de polímero em emulsão. Para as ligações dentadas, os adesivos mais comumente utilizados são: melamina, fenol resorcinol, resorcinol, adesivo de polímero de poliuretano, adesivo de isocianato de polímero de emulsão e emulsão de polímero de poliuretano (AWC, sem data).

Alguns requisitos importantes para a produção de MLC de qualidade devem ser seguidos, dentre os quais se destacam: uso de densidade da madeira entre 400 kg/m³ e 750 kg/m³; utilização de madeira que não possua coeficientes de retração muito diferentes nas direções radial e tangencial em único elemento estrutural; a limitação do teor de umidade das lâminas entre 7% e 14%; a submissão das lâminas a tratamento sobre pressão, previamente à colagem, com preservativos recomendados para a classe de risco em que a peça será submetida (MIOTTO e DIAS, 2009).

2.4.1 Propriedades de vigas em MLC em situação de incêndio

Nesta seção, serão apresentados o comportamento de vigas em MLC em situação de incêndio, a taxa de carbonização para esses elementos, a influência da temperatura em suas propriedades mecânicas e a influência do tipo de adesivo na sua resistência ao fogo.

Pelo fato da madeira ser um material combustível, o seu comportamento frente a altas temperaturas deve ser estudado para que estruturas de madeira sejam seguras em situações de incêndio. O estudo de vigas em madeira laminada colada em situações de incêndio busca mostrar como o elemento se comporta em altas temperaturas, já que o fogo diminui a sua seção transversal, bem como a sua resistência e a sua rigidez na região aquecida próxima à linha de carbonização (YANG *et al.*, 2009 a), sendo que, de maneira geral, o comportamento de vigas em MLC expostas ao fogo é o mesmo de vigas em madeira serrada com mesma seção transversal, com possíveis exceções de elementos produzidos com adesivo à base de caseína e epóxi (BUCHANAN, 2005).

2.4.1.1 Taxa de carbonização de vigas em MLC

Nesta seção serão discutidos os valores das taxas de carbonização e das profundidades de carbonização de vigas em MLC obtidos em ensaios experimentais com elevação de temperatura.

Durante a exposição a elevadas temperaturas, a altura e a largura da madeira diminuem em função da taxa de carbonização da espécie. Somente a parte não carbonizada da madeira contribui com a resistência do elemento e a seção carbonizada da madeira não deve ser considerada com capacidade de carga, conseqüentemente, a taxa de carbonização é a propriedade da madeira mais importante referente à resistência e a integridade ao fogo do elemento (YANG *et al.*, 2009 b).

Frangi e Fontana (2003) realizaram experimentos para a determinação da taxa de carbonização de vigas em madeira serrada ou em madeira laminada colada, fabricadas em abeto (*Picea abies*), submetidas à elevação de temperatura pela curva padrão da norma ISO 834, com exposição ao fogo em três faces. Os valores médios obtidos para as taxas de carbonização variaram entre 0,67 e 0,70 mm/min, em concordância com outros testes de incêndio encontrados na literatura, mas ligeiramente superiores aos valores apresentados pela norma EN-1995-1-2: 2004 (FRANGI e FONTANA, 2003).

Com o propósito de avaliar a taxa de carbonização de vigas em madeira laminada colada, foram realizados experimentos com vigas fabricadas com cinco tipos diferentes de madeira, cedro japonês, taiwania, china fir, douglas fir e pinus, com duas configurações de lâminas, de 38 mm × 190 mm × 1800 mm e de 38 mm × 140 mm × 1800 mm e submetidas a curva de elevação de temperatura da norma chinesa CNS 12514. Os resultados obtidos foram taxas de carbonização entre 0,566 mm/min e 0,911 mm/min (Tabela 6), sendo observado que a taxa de carbonização diminui com o aumento da densidade da madeira. As taxas de carbonização da maioria das vigas em MLC testadas podem se equiparar ao apresentado nas normas EN 1995-1-2:2004 e AS 1720.4:2006. Na mesma amostra de MLC e após as mesmas condições de exposição ao fogo, a profundidade de carbonização e a taxa de carbonização da face inferior foram superiores às das faces laterais (YANG *et al.*, 2009).

Os resultados revelam que as profundidades médias de carbonização de espécimes com maior densidade e menor exposição ao fogo foram menores do que aquelas com densidades menores e maior exposição ao fogo (YANG *et al.*, 2009 b).

Fahrni *et al.* (2019) realizaram testes com seis vigas em MLC fabricadas em abeto, com dimensões de 25 mm × 158 mm × 3800 mm e densidades entre 374,8 e 458,3 kg, submetidas à elevação de temperatura conforme a curva ISO 834 e obtiveram taxas médias de carbonização unidimensionais entre 0,63 mm/min e 0,72 mm/min, com a média das seis vigas sendo 0,67 mm/min e taxas médias de carbonização incorporando o arredondamento dos cantos entre 0,68 mm/min e 0,80 mm/min, com média para as seis vigas de 0,73 mm/min. As médias encontradas por Fahrni *et al.* (2019) para as taxas de carbonização básica e com efeito dos arredondamento dos cantos foram pouco superiores ao apresentado pela norma europeia EM 1995-1-2:2004, de 0,65 mm/min e 0,70 mm/min, respectivamente.

2.4.1.2 Propriedades mecânicas de vigas em MLC em situação de incêndio

Objetivando avaliar os módulos de elasticidade e de ruptura de vigas em MLC, Yang *et al.* (2009) realizaram ensaios de flexão com vigas fabricadas com cinco espécies de madeira: cedro japonês, taiwania, china fir, douglas fir e pinus, com duas configurações de lâminas, de 38 mm × 190 mm × 1800 mm e de 38 mm × 140 mm × 1800 mm e submetidas a curva de elevação de temperatura da norma chinesa CNS 12514.

Foram encontradas reduções entre 7,3 e 39,0% para o módulo de elasticidade das vigas submetidas a elevações de temperatura em relação ao módulo de elasticidade de vigas ensaiadas em temperatura ambiente e para o módulo de ruptura as reduções foram entre 24,1 e 58,0% (YANG *et al.*, 2009).

Na Tabela 6 são apresentados os resultados encontrados por Yang *et al.* (2009) para a taxa e profundidades de carbonização e as taxas residuais do módulo de elasticidade e do módulo de ruptura das vigas analisadas.

Tabela 6 – Resumo das propriedades dos elementos de MLC analisados em situação de incêndio.

Tipo de madeira	Dimensões (mm)	Tempo de exposição (min)	Taxa de carbonização (mm/min)	Profundidade de carbonização (mm)	Taxa residual do módulo de elasticidade (%)	Taxa residual do módulo de ruptura (%)
Cedro japonês	266×140×1800	30	0,680 – 0,718	20,4 – 21,5	81,1	65,1
		45	0,770 – 0,911	34,6 – 41,0	71,7	46,9
	266×190×1800	30	0,709 – 0,753	21,3 – 22,6	86,8	71,9
		45	0,643 – 0,644	28,9 – 29,0	75,5	58,9
		60	0,702 – 0,781	42,1 – 46,8	69,8	42,0
Taiwania	266×140×1800	30	0,756 – 0,783	22,7 – 23,5	75,5	51,9
		45	0,668 – 0,801	30,0 – 36,0	64,2	51,8
	266×190×1800	30	0,655 – 0,665	19,7 – 20,0	88,7	75,1
		45	0,608 – 0,614	27,4 – 27,7	73,6	64,0
		60	0,757 – 0,817	45,4 – 49,0	71,7	42,4
Abeto chinês	266×140×1800	30	0,668 – 0,783	20,0 – 23,5	75,6	62,0
		45	0,604 – 0,739	27,2 – 33,2	73,2	56,2
	266×190×1800	30	0,750 – 0,897	22,5 – 26,9	92,7	75,9
		45	0,587 – 0,709	26,4 – 31,9	80,5	70,3
		60	0,723 – 0,766	43,4 – 46,0	61,0	56,6
Abeto	266×140×1800	30	0,627 – 0,694	18,8 – 20,8	89,6	65,1
		45	0,588 – 0,673	26,4 – 30,3	88,3	57,3
	266×190×1800	30	-	-	-	-
		45	-	-	-	-
		60	0,624 – 0,632	37,4 – 37,9	85,7	53,0
Pinus	266×140×1800	30	0,568 – 0,574	17,0 – 17,2	88,3	71,5
		45	0,530 – 0,583	23,8 – 26,2	88,3	64,0
	266×190×1800	30	-	-	-	-
		45	-	-	-	-
		60	0,547 – 0,566	32,8 – 34,0	73,3	44,8

Fonte: Adaptado de Yang *et al.*, a; b; c (2009)

2.4.1.3 Influência dos adesivos no comportamento de vigas em MLC em situação de incêndio

Os efeitos da temperatura nos adesivos utilizados para a fabricação de MLC também devem ser analisados. Klippel e Frangi (2017) mostraram que o comportamento da vasta maioria dos adesivos não influencia a resistência da MLC ao fogo, corroborando com o que é afirmado na norma EN 1995-1-2:2004 e que a probabilidade de falha dos adesivos estruturais é da mesma ordem que a probabilidade de falha de outros defeitos encontrados na madeira (KLIPPEL e FRANGI, 2017).

Não foram relatadas interferências dos adesivos dos tipos resorcinol-formaldeído, Aerdodux 185, Kaurit W, Kaurit WHK e Kauresin 440, cola de caseína, Cascosinol, emulsão-

polímero-isocianato, poliuretano de um componente, resina de melamina-uréia-formaldeído, resina de fenol-resorcinol-formaldeído e acetato de polivinilo na resistência ao fogo da madeira laminada colada (KLIPPEL e FRANGI, 2017).

Porém, alguns adesivos apresentaram desempenho inferior quando submetidos a elevadas temperaturas, como o polivinil, que não conseguiu limitar efetivamente a separação ou delaminação nas linhas de cola à espessura da zona de pirólise (SCHAFFER, 1968), a resina de ureia-formaldeído, que apresentou aumento de carbonização nas proximidades das linhas de cola (KLIPPEL e FRANGI, 2017) e o adesivo epóxi, que apresenta relatos de não possuir bom comportamento quando exposto ao fogo (BUCHANAN, 2005).

2.4.2 Madeira laminada colada reforçada

A necessidade de materiais estruturais de alto desempenho que, ao mesmo tempo, sejam econômicos, leves e de fáceis instalação e utilização contribuiu para o surgimento da madeira laminada colada reforçada. Nas últimas décadas, os produtos de madeira foram reforçados com diferentes técnicas e materiais, dentre os quais, placas ou barras de aço, placas de alumínio, placas protendidas, lamelas comprimidas, cabos de aço de alta resistência, materiais de fibra de basalto e polímeros reforçados com fibras (PRF) (POOLEY, 1996).

Muitas vantagens são obtidas ao reforçar elemento de madeira laminada colada, como a redução do volume de madeira utilizada, a redução da necessidade de laminados de maior resistência nas faces de tensão extrema, a menor variabilidade do produto, ou seja, a menor interferência das características do crescimento, o controle da fabricação do reforço (ISSA e KMEID, 2004), o aumento na ductilidade, na durabilidade, na estabilidade dimensional e a diminuição da fadiga do produto (NADIR *et al.*, 2016).

2.4.2.1 Técnicas para reforço de elementos estruturais

O FIB (2001) classifica em duas as técnicas para o reforço de estruturas: o reforço colado externamente (*Externally Bonded Reinforcement* - EBR) e o reforço aplicado próximo à superfície (*Near Surface Mounted Reinforcement* - NSM) (FIB, 2001). A técnica de reforço colado externamente consiste em unir um material de reforço na parte externa de um elemento

estrutural já existente. Ela pode ser subdividida em três principais técnicas: a colocação úmida (*wet lay-up*), o sistema baseado em elementos pré-fabricados e sistemas especiais (FIB, 2001). A técnica de reforço aplicado próximo à superfície consiste em realizar uma fenda, entalhe ou ranhura na superfície do elemento a ser reforçado e unir o material de reforço nessa fenda ou entalhe por meio de adesivos (LU *et al.*, 2015).

Segundo Lu *et al.* (2015), a técnica do reforço aplicado próximo à superfície apresenta diversas vantagens em relação à técnica do reforço colado externamente, pois torna menos propensa o descolamento do reforço do substrato, o reforço é mais facilmente instalado entre membros adjacentes para evitar falhas de descolamento; possui menor exposição ao ambiente externo, evitando o impacto acidental e danos mecânicos, incêndio e vandalismo; apresenta mudanças insignificantes na aparência estética das estruturas reforçadas

2.4.2.2 Materiais para reforço

Os materiais mais utilizados para reforços de estruturas, descritos na literatura são aço, fibras, fibras naturais e polímeros reforçados com fibras (POOLEY, 1996). Os tópicos a seguir apresentam as principais características do aço e dos polímeros reforçados com fibra, que são os materiais de reforço de interesse nessa pesquisa.

2.4.2.2.1 Aço

Os reforços de aço em vigas de madeira laminada colada comumente se apresentam em formas de placas coladas na parte tracionada e externa da viga ou em forma de barras, pré-tensionadas ou não, inseridas nas lâminas de madeira (YANG *et al.*, 2016).

O aço apresenta certas desvantagens como reforço estrutural. Apesar de apresentar bom aumento de resistência nas peças, este material está susceptível à corrosão, aumenta consideravelmente o peso do elemento estrutural e as despesas com o transporte e a instalação e quando usados em placas, eles podem se curvar com aplicação de cargas térmicas (GLISOVIC *et al.*, 2016, KIM e HARRIES, 2010).

A norma EN 1993-1-1, 2005 - *Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings* apresenta alguns valores para tensão de escoamento e a tensão última de aços estruturais laminados a quente, geralmente utilizados como reforços na forma de placas ou chapas. Na Tabela 7 são apresentados estes valores para alguns tipos de aço. Para o

módulo de elasticidade a norma determina o valor de 210.000 MPa, de 12×10^{-6} por K para o coeficiente linear de expansão térmica, de 81.000 MPa para o módulo de cisalhamento e de 0,3 para o coeficiente de Poisson.

Tabela 7 – Resumo das propriedades dos elementos de MLC analisados em situação de incêndio.

Aço	Espessura nominal do elemento (mm)			
	Espessura ≤ 40 mm		40 mm < Espessura ≤ 80 mm	
	Tensão de escoamento (MPa)	Tensão última (MPa)	Tensão de escoamento (MPa)	Tensão última (MPa)
S 235	235	360	215	360
S 275	275	430	255	410
S 355	355	490	335	470
S 450	440	550	410	550

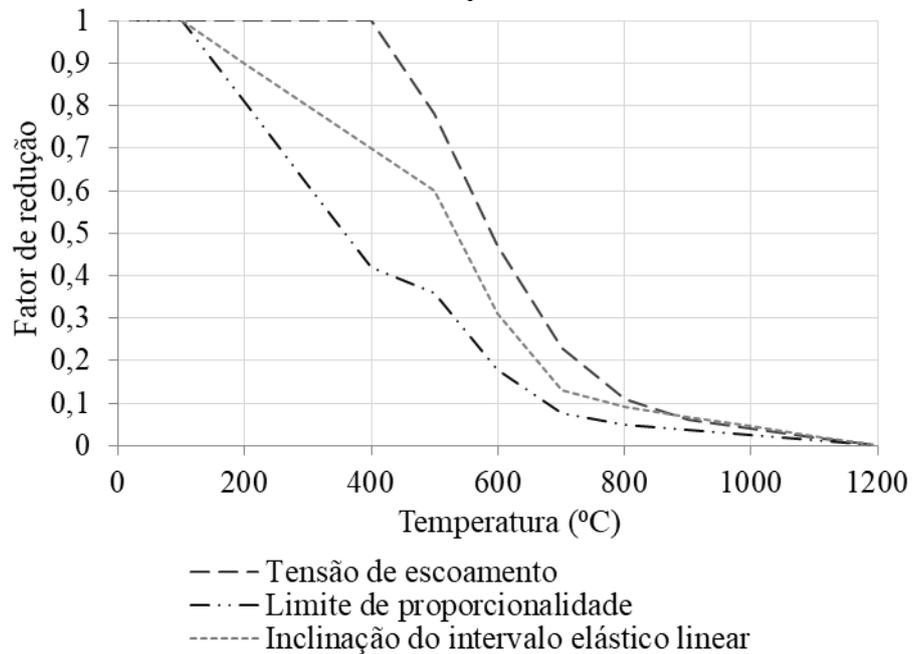
Fonte: EN 1993-1-1 (2005).

Em condições de incêndio, as temperaturas no aço aumentarão, resultando em e deterioração transiente de suas propriedades mecânicas. Em geral, o aço a uma temperatura de 590 °C retém resistência e rigidez aproximadamente iguais a 50% de sua resistência e rigidez à temperatura ambiente e a 704 °C, esse valor passa a 20% sendo que um esgotamento quase total da resistência ocorre a aproximadamente 1.200 °C (GEWAIN, IWANKIW e ALFAWAKHIRI, 2003).

Segundo Silva (2012), se no processo de aquecimento o aço não atingir a temperatura crítica de 720 °C ele recupera totalmente a sua resistência quando resfriado e acima de 870 °C, a microestrutura metalúrgica do aço passa por uma transformação permanente em relação à sua composição química original que resultará no espessamento e endurecimento dos grãos (GEWAIN, IWANKIW e ALFAWAKHIRI, 2003).

A norma europeia EN 1993-1-2:2005 - *Design of steel structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design* prescreve os procedimentos para projeto de estruturas metálicas em situação e incêndio e nela são apresentados os coeficientes de modificação da tensão de escoamento, do limite de proporcionalidade e da inclinação do intervalo elástico linear (relativo ao módulo de elasticidade) do aço em função da temperatura, como é apresentado na Figura 21.

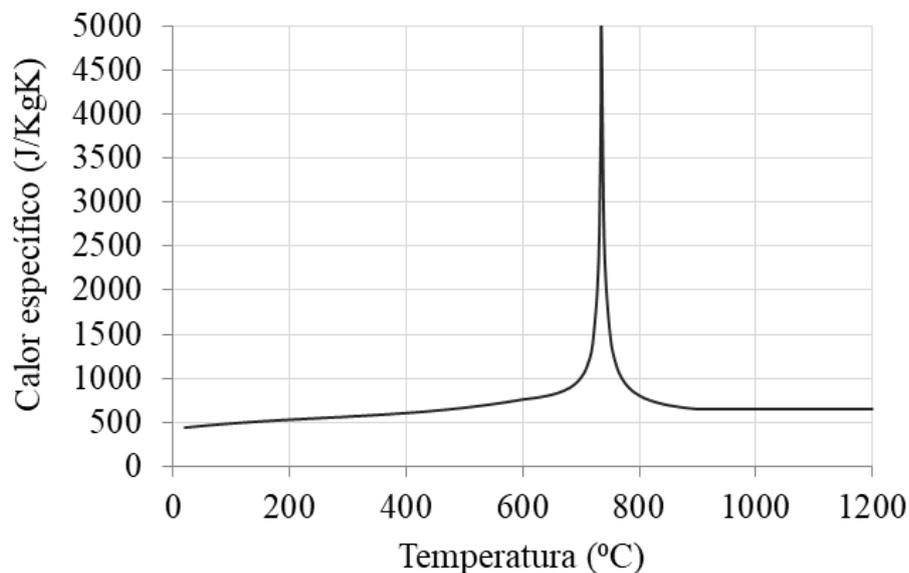
Figura 21 - Fatores de modificação da relação tensão-deformação do aço carbono em função da temperatura.



Fonte: Adaptada de EN 1993-1-2 (2005).

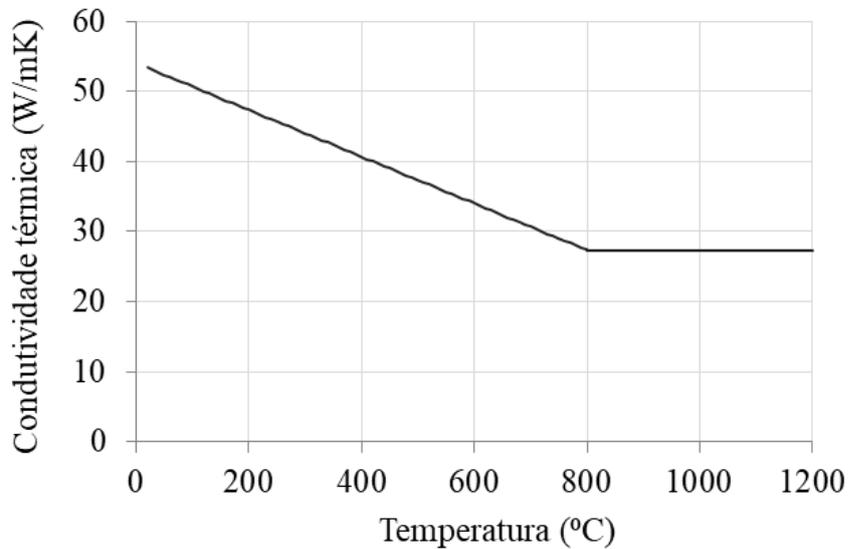
As propriedades térmicas do aço e seu comportamento em função da temperatura também são apresentados na norma EN 1993-1-2:2005 e as Figuras 22 e 23 ilustram a influência da temperatura no calor específico e na condutividade térmica do aço, respectivamente. A norma prescreve ainda que a densidade do aço pode ser considerada como sendo 7.850 kg/m^3 e sua emissividade como sendo 0,7 independentes de sua temperatura.

Figura 22 - Calor específico do aço carbono em função da temperatura.



Fonte: EN 1993-1-2 (2005).

Figura 23 - Condutividade térmica do aço em função da temperatura.



Fonte: EN 1993-1-2 (2005).

2.4.2.2.2 Polímeros reforçados com fibra (PRF)

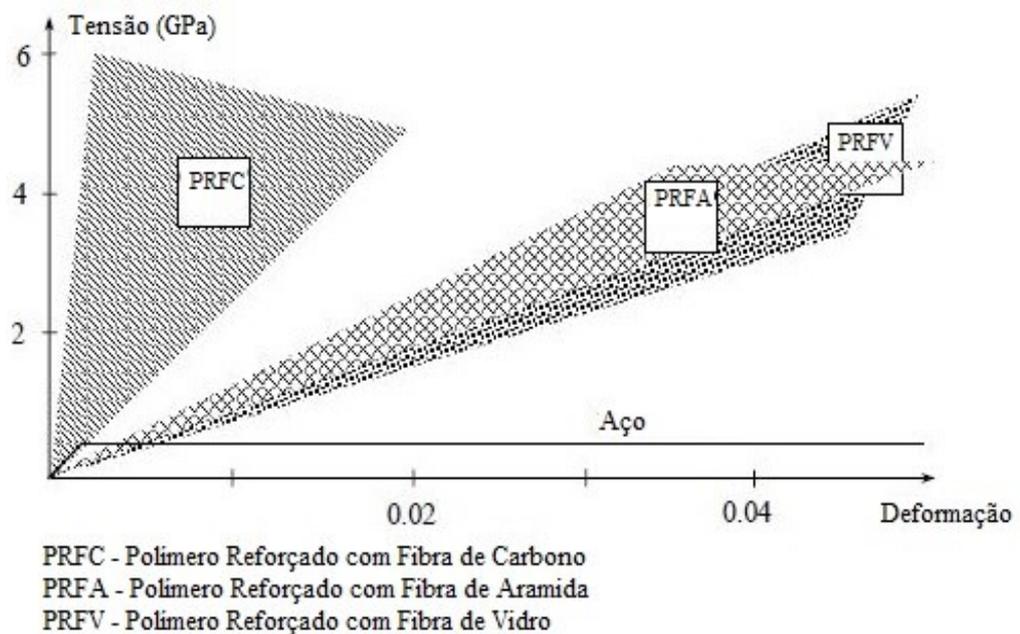
Os reforços de PRF consistem em um grande número de fibras com pequeno diâmetro (entre 5 e 20 μm), contínuas, direcionadas, e não metálicas com elevado desempenho mecânico, agrupadas em uma matriz de resina (FIB, 2001). Os reforços de PRF podem ser encontrados nas formas de placas, tiras, folhas, lâminas e barras, sendo a última mais utilizada para reforços internos e as demais para reforços externos (FIB, 2001). Podem ser compostos por diferentes tipos de fibra, como a de vidro, de carbono e de aramida e suas frações volumétricas na composição são aproximadamente de 50 a 70% para tiras e, entre 25 a 35% para folhas. Assim, as fibras são os principais constituintes do suporte de tensão, enquanto a resina transfere tensões entre fibras e as protege (FIB, 2001).

Os reforços utilizando PRF apresentam algumas vantagens sobre os reforços em aço e em alumínio, pois possuem melhor relação resistência/peso, não sofrem corrosão, apresentam baixos custos de manutenção em longo prazo, oferecem capacidade de personalização e instalação rápida no local. Os materiais com base de PRF, em geral, possuem comportamento elástico linear a falhas sem qualquer deformação significativa ou deformação plástica, levando a ductilidade reduzida (FIB, 2001).

Uma desvantagem dos PRF em relação ao aço é o custo elevado do material, em relação ao seu peso, porém quando as comparações de custos são feitas com base em resistência esse efeito é diminuído. Outra desvantagem do uso de PRF é a degradação prematura e o colapso quando exposto a altas temperaturas, visto que algumas resinas epóxi começam a amolecer em torno de 45 a 70 °C (FIB, 2001).

Os reforços de PRF são muito utilizados devido a suas elevadas resistências e baixo peso. A Figura 24 ilustra as faixas da relação tensão-deformação dos PRF e do aço comum.

Figura 24 - Diagrama de tensão-deformação dos materiais de PRF e do aço.



Fonte: FIB (2001).

Os valores de resistência à tração e do módulo de elasticidade dos materiais de PRF variam de acordo com o fabricante, sendo os valores mais comuns encontrados na literatura apresentados na Tabela 8.

Tabela 8 – Tensões de ruptura à tração e módulo de elasticidade dos PRF.

Tipo de fibra	Tensão de ruptura à tração (GPa)	Módulo de elasticidade (GPa)
Carbono	1,3 – 2,8	170 - 300
Vidro	2,3 – 3,9	74 - 87
Kevlar (aramida)	2,65	165
Twaron (aramida)	2,8	125
Technora (aramida)	3,4	73

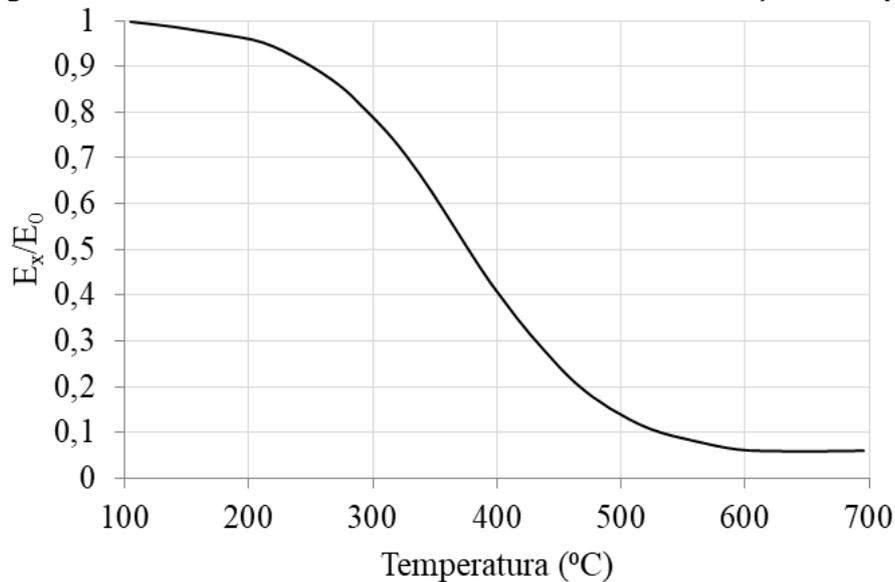
Fonte: FIB (2001) e Erki e Rizkalla (1993).

É importante ressaltar que, devido às inúmeras configurações dos reforços com PRF, os dados sobre suas propriedades e comportamentos físicos e mecânicos disponíveis na literatura são divergentes e não podem ser resumidos em um comportamento geral. Suas propriedades podem mudar conforme a fibra usada, a matriz de resina empregada, a geometria das fibras (tiras, placas, barras, etc.), entre outros fatores.

Não foram encontrados muitos estudos que caracterizam o comportamento dos PRF em função da temperatura e, nos estudos encontrados, existem grandes divergências entre os resultados (Hawileh *et al.*, 2009). Será dado foco no Polímero Reforçado com Fibra de Carbono (PRFC), pois é o material de interesse para essa pesquisa.

O comportamento do módulo de elasticidade do PRFC é apresentado na Figura 25 e percebe-se que, antes de atingir 400 °C, o PRFC já apresenta redução de 50% do valor de seu módulo de elasticidade a temperatura ambiente, sendo praticamente zero a 700 °C.

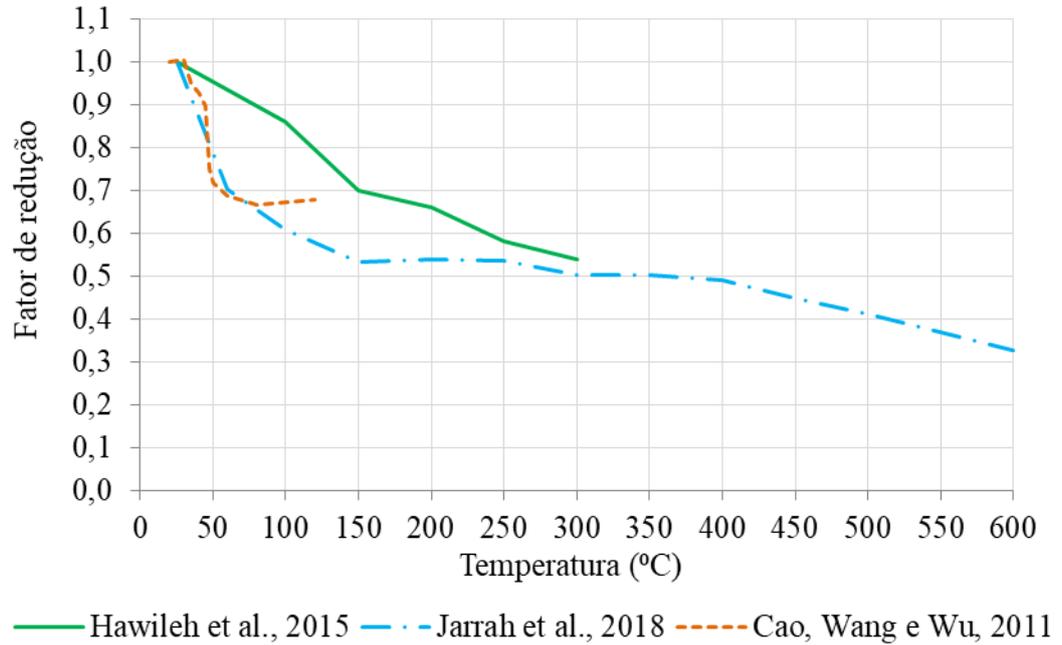
Figura 25 - Módulo de elasticidade normalizado do PRFC em função da temperatura.



Fonte: Adaptada de Hawileh *et al.* (2009)

Na Figura 26 são apresentados os comportamentos da resistência à tração de polímeros reforçados com fibra de carbono em função da temperatura.

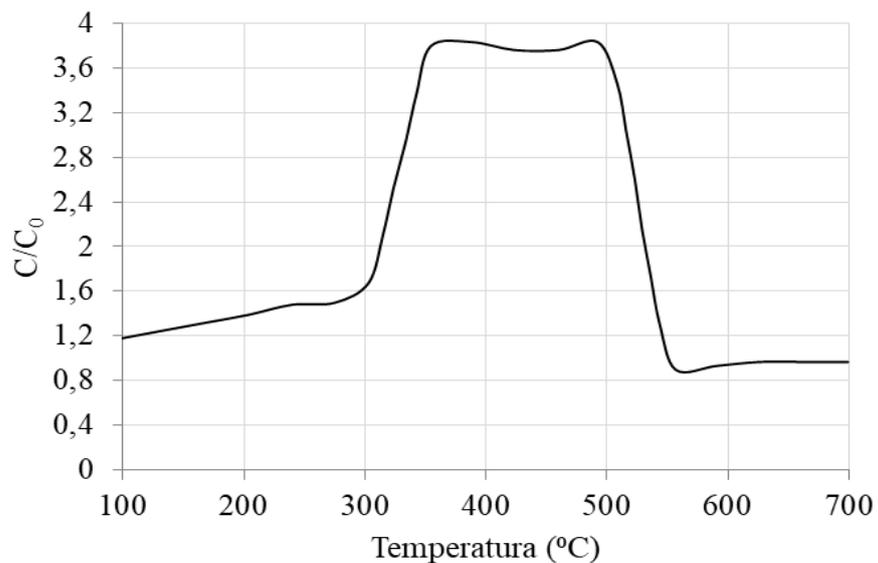
Figura 26 - Fatores de redução da resistência à tração do PRFC em relação à temperatura.



Fonte: Adaptada de Hawileh *et al.* (2015), Jarrah *et al.* (2018) e Cao, Wang e Wu (2011).

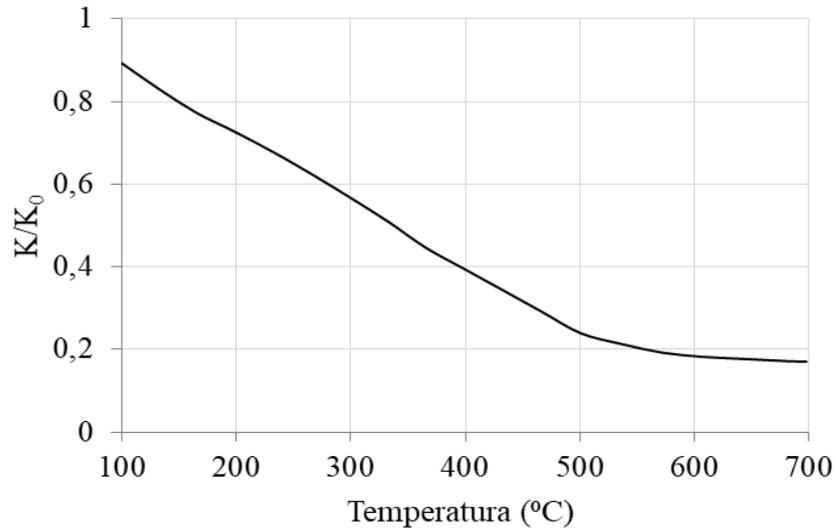
As propriedades térmicas dos PRFC em função da temperatura também foram estudadas por Hawileh *et al.* (2009) e os valores normalizados do calor específico e da condutividade térmica em função da temperatura são apresentados nas Figuras 27 e 28, respectivamente.

Figura 27 - Calor específico normalizado do PRFC em função da temperatura.



Fonte: Adaptada de Hawileh *et al.* (2009).

Figura 28 – Condutividade térmica normalizada do PRFC em função da temperatura.



Fonte: Adaptada de Hawileh *et al.* (2009).

Os valores do calor específico, da condutividade térmica, e do coeficiente de expansão térmica, em temperatura ambiente, para o PRFC utilizado nesta pesquisa são apresentados na Tabela 9.

Tabela 9 – Propriedades térmicas e mecânicas do PRFC à temperatura ambiente.

Condutividade térmica (W/m K)	Calor específico (J/kg K)	Coefficiente de expansão térmica
1,3	1.310	$0,9 \times 10^{-6}$

Fonte: Adaptado de Hawileh *et al.* (2009)

2.4.2.3 Adesivos

A função do adesivo é criar uma união entre o elemento a ser reforçado e o elemento de reforço, de modo que a apresentar o comportamento como um elemento único. Um dos tipos de adesivo mais utilizado para essa união é o adesivo a base de epóxi, constituído da mistura de uma resina epóxi com um endurecedor. Dependendo das exigências da aplicação, o adesivo pode conter *fillers*, amaciantes, aditivos de endurecimento e outros (FIB, 2001). Na Tabela 10, são apresentadas as características típicas dos adesivos a base de epóxi.

Tabela 10 – Características típicas dos adesivos a base de epóxi.

Propriedade (a 20°C)	Adesivo epóxi
Densidade (kg/m ³)	1.100 – 1.700
Módulo de elasticidade (GPa)	0,5 - 20
Módulo de cisalhamento (GPa)	0,2 - 8
Coefficiente de Poisson	0,3 – 0,4
Resistência à tração (MPa)	9 - 30
Resistência à compressão (MPa)	55 - 110
Resistência ao cisalhamento (MPa)	10 - 30
Coefficiente de expansão térmica (10 ⁻⁶ /°C)	25 - 100
Temperatura de transição vítrea (°C)	45 - 80

Fonte: FIB (2001).

A aplicação bem sucedida do adesivo epóxi requer atenção às exigências de temperaturas e às técnicas de mistura e de aplicação, às temperaturas de cura, às técnicas de preparação de superfície, às propriedades de expansão térmica, às propriedades de fluência, de abrasão e de resistência química (FIB, 2001).

Outro parâmetro importante a considerar é o comportamento do material em função da temperatura e a temperatura de transição vítrea do adesivo (FIB, 2001). A temperatura de transição vítrea de um material é a temperatura de passagem do estado vítreo, relativamente rígido, para um estado amolecido, maleável, sem que haja mudança em sua fase física.

2.4.2.4 Desempenho da MLC reforçada

Diversos estudos foram encontrados sobre o comportamento mecânico de vigas de MLC reforçadas (ISSA e KMEID, 2004; MICELLI *et al.*, 2005; McCONNELL *et al.*, 2014; NADIR *et al.*, 2016; YANG *et al.*, 2016; SORIANO *et al.*, 2016), sendo os resultados desses estudos sumarizados na Tabela 11.

Os estudos encontrados mostram que há diversas vantagens em utilizar a MLC reforçada, pois os reforços apresentaram resultados satisfatórios no aumento de resistência e rigidez em relação aos custos adicionais dos materiais.

ISSA e KMEID (2004) constataram que o uso de reforço produz a mudança no modo de falha de vigas. Vigas sem reforço apresentam o comportamento frágil na falha enquanto que vigas de MLC reforçada apresentam comportamento dúctil.

Tabela 11 - Resumo dos desempenhos de vigas de MLC reforçadas

Espécie de madeira	Tipo de reforço	Seção transversal do elemento (mm)	Aumento na capacidade de carga (%)	Aumento na rigidez (%)	Autor do estudo
Abeto	Barra de aço de 12 mm, reforço passivo	45 × 155	29,4	28,1	McCONNELL <i>et al.</i> (2014)
Abeto	Cabo de aço de 12 mm, protendido, não aderente	45 × 155	17,6	8,1	McCONNELL <i>et al.</i> (2014)
Abeto	Cabo de aço de 12 mm, protendido, aderente	45 × 155	40,1	30,0	McCONNELL <i>et al.</i> (2014)
<i>Pinus elliotti</i>	Barra de aço CA 50, na proporção de 2%	52 × 154	53,1	52,0	SORIANO <i>et al.</i> (2016)
<i>Pinus elliotti</i>	Barra de aço CA 50, na proporção de 4%	52 × 154	79,2	73,0	SORIANO <i>et al.</i> (2016)
-	Chapa de aço de 1,5 mm	36 × 60	35,60	-	ISSA e KMEID (2004)
<i>Douglas fir</i>	Barra de aço de 12 mm e de 16 mm	75 × 300	32,4 – 44,5	-	YANG <i>et al.</i> (2016)
<i>Douglas fir</i>	Barras de PRFV	75 × 300	11,3 – 34,1	-	YANG <i>et al.</i> (2016)
<i>Douglas fir</i>	Placas de PRFV	75 × 300	Máximo de 12,3	-	YANG <i>et al.</i> (2016)
<i>Douglas fir</i>	Placas de PRFC	75 × 300	20,8 – 51,6	-	YANG <i>et al.</i> (2016)
-	Placas de PRFC de 1,2 mm	36 × 60	55,93	-	ISSA e KMEID (2004)
Abeto europeu	Barras de PRFC, na proporção de 0,51%	120 × 200	26,0	8,0	MICELLI <i>et al.</i> (2005)
Abeto europeu	Barras de PRFC, na proporção de 1,03%	120 × 200	82,0	19,0	MICELLI <i>et al.</i> (2005)
Seringueira	Folhas de PRFC	40 × 60	45,86 – 50,62	36,19 – 64,12	NADIR <i>et al.</i> (2016)
Seringueira	Folhas de PRFV	40 × 60	36,91 – 40,00	26,29 – 45,76	NADIR <i>et al.</i> (2016).

Fonte: Indicadas na Tabela

Vigas de MLC feitas de abeto europeu com reforços de barras de polímeros reforçados com fibra de carbono nas taxas de 0,51% e 1,03% obtiveram aumento de 26% e 82%, respectivamente, na capacidade de carga em relação a vigas sem reforço (MICELLI *et al.*, 2005) e vigas de MLC em abeto, com seção transversal de 45 mm × 155 mm × 3 m com reforços de aço apresentaram maior resistência à flexão e maior rigidez em relação a vigas não reforçadas fabricadas com o mesmo material (McCONNELL *et al.*, 2014).

Vigas de MLC de seringueira (*Hevea brasiliensis*) reforçadas com folhas de PRFV e de PRFC, em diferentes proporções, também apresentaram considerável aumento na rigidez e na resistência à flexão em relação a vigas não reforçadas, sendo que o aumento percentual no custo de uma viga reforçada com fibra de vidro com uma camada foi de 14% em relação à viga não reforçada. Os aumentos correspondentes na capacidade do momento foram de 37% e 46%, respectivamente (NADIR *et al.*, 2016).

Vigas de *Douglas fir* com 6 m de comprimento e seção transversal de 75 mm × 300 mm foram reforçadas com: barras de aço de 12 mm e de 16 mm, barras de polímeros reforçados com fibra de vidro, placas de polímeros reforçados com fibra de vidro e placas de polímeros reforçados com fibra de carbono. O aumento na capacidade de carga variou entre 11,3 e 51,6%, conforme apresentado na Tabela 11 (YANG *et al.*, 2016).

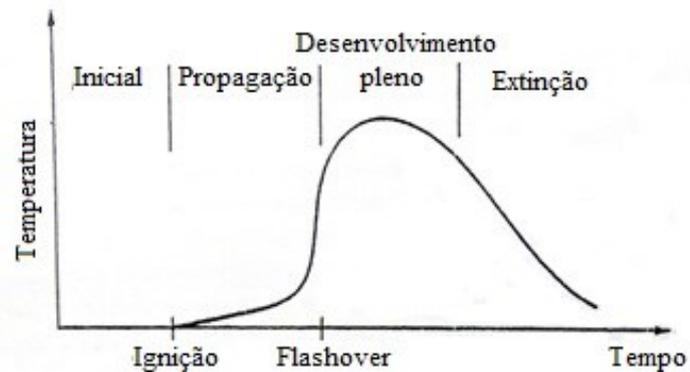
Vigas de MLC produzidas em *Pinus elliotii*, com seção transversal de 52 mm × 154 mm × 3000 mm, reforçadas com aço CA50 em uma proporção de 2% e 4% apresentaram aumento tanto em sua rigidez como em sua capacidade de carga (SORIANO *et al.*, 2016).

3 AÇÃO TÉRMICA DEVIDA AO INCÊNDIO

Incêndio é a ocorrência de fogo, o qual é um processo de combustão caracterizado por emissão de luz e de calor, fora de controle (NBR 13860:1997). O acontecimento de um incêndio depende da conjuntura de quatro elementos: combustível, comburente, fonte de calor e reação em cadeia. A real representação de um incêndio é bastante complexa, devido à quantidade de variáveis envolvidas, porém, pode ser retratado em quatro etapas: inicial ou de ignição, propagação, desenvolvimento pleno e extinção (BUCHANAN, 2005) ilustrado na Figura 29. No processo inicial do desenvolvimento do incêndio, o aquecimento de um potencial combustível ocorre. A ignição é o início da combustão flamejante, marcando a transição para a etapa de propagação (BUCHANAN, 2005). No período de propagação, a maioria dos incêndios se espalha lentamente, a princípio, em superfícies combustíveis e, à medida que o fogo se propaga, mais rapidamente, fornecendo retorno radiante de chamas e de gases quentes para outros elementos combustíveis. Se as temperaturas da camada superior atingirem cerca de 600 °C, a taxa de queima aumenta rapidamente (BUCHANAN, 2005), levando ao flashover, quando o fogo deixa de ser um fenômeno local dentro do compartimento e espalha-se para todos os elementos combustíveis disponíveis (PURKISS, 2007). No período de desenvolvimento pleno, as temperaturas e o fluxo de calor radiante

dentro do compartimento são tão grandes que todas as superfícies expostas calor queimam. A taxa de queima é normalmente governada pela ventilação disponível (BUCHANAN, 2005).

Figura 29 - Evolução da temperatura do ambiente devido ao incêndio



Fonte: Buchanan (2005)

Se o fogo se desenvolver livremente, ou seja, nenhuma ação seja feita para extingui-lo, eventualmente o combustível queima e as temperaturas caem no período de extinção, onde a taxa de queima, novamente, torna-se função do próprio combustível em vez da ventilação (BUCHANAN, 2005).

Nem todos os incêndios seguem o comportamento apresentado na Figura 29, pois podem ser extintos prematuramente, por falta de material combustível, de ventilação ou por interferência externa, como sistemas de chuveiros automáticos ou ação humana.

3.1 CURVAS TEMPERATURA-TEMPO PARA INCÊNDIOS

As curvas temperatura-tempo fornecem a temperatura dos gases quentes no ambiente devido ao desenvolvimento do incêndio. Elas podem ser classificadas em nominais e paramétricas (LENNON, *et al.*, 2007). As curvas temperatura-tempo nominais são um meio simples de estimar a temperaturas do ambiente devido ao incêndio para avaliar materiais e elementos estruturais com relação a um conjunto comum de critérios de desempenho, submetidos a cargas térmicas e mecânicas bem definidas, sob condições prescritas de carregamento e de suporte (LENNON, *et al.*, 2007).

A norma europeia EN 1991-1-2:2002 apresenta três tipos de curvas nominais: a curva padrão, a curva para incêndios externos e a curva para incêndios de hidrocarbonetos, a quais são detalhadas a seguir.

3.1.1 Curva padrão

A maioria das normas relacionadas a incêndio apresenta uma curva padrão de temperatura-tempo para testes em fornalhas, considerando o modelo de uma elevação padronizada na temperatura de um incêndio plenamente desenvolvido em um compartimento, supondo que, geralmente, a maioria do material combustível do incêndio é de origem celulósica (PURKISS, 2007).

Grande parte das normas internacionais se baseia nos testes de incêndio apresentados nas normas ASTM E119 – 18b:2018 - *Standard Test Methods for Fire Tests of Building Construction and Materials* ou ISO 834:1999 - *Fire-resistance tests – Elements of building construction*, que apresentam, curvas padrão similares para ensaios de elementos em fornalhas. A norma americana ASTM E119 apresenta sua curva temperatura-tempo em forma de pontos discretos que determinam sua característica e a curva resultante pode ser visualizada na Figura 30.

A curva de incêndio padrão da ISO 834, dada pela Equação 1 e ilustrada na Figura 30, é adotada pelas normas europeias EN 1991-1-2:2002 e EN 13501-2:2007 e pela norma brasileira NBR 14432:2001.

$$T = 345\log_{10}(8t + 1) + 20, \quad (1)$$

onde T é a temperatura média dos gases na fornalha, em °C, no instante t; t é o tempo, em min. A norma EN 1991-1-2:2002 determina que o coeficiente de transferência de calor, nessa situação, seja considerado 25 W/m²K.

As curvas padrão apresentadas têm a função principal de quantificar a severidade do fogo em elementos em uma base pré-definida, sendo fundamentais para ensaios de laboratório que visam determinar os efeitos de altas temperaturas em elementos estruturais. Estas não representam a realidade da maioria dos incêndios, pois não consideram o período após o *flashover* e foram baseadas na queima de materiais celulósicos, enquanto que a queima de materiais plásticos, por exemplo, pode criar um aumento de temperatura inicial muito superior ao apresentado por estas (BUCHANAN, 2001).

3.1.2 Curva de hidrocarbonetos

Em situações nas quais petroquímicos ou plásticos formam parte significativa da carga geral de incêndio, o aumento de temperatura é muito rápido devido aos valores caloríficos muito maiores desses materiais (LENNON, *et al.*, 2007). A curva temperatura-tempo para incêndios de materiais à base de hidrocarbonetos é apresentada na norma EN 1991-1-2:2002, com a determinação de que o coeficiente de transferência de calor, nessa situação, seja considerado $50 \text{ W/m}^2\text{K}$ e pode ser visualizada na Figura 30.

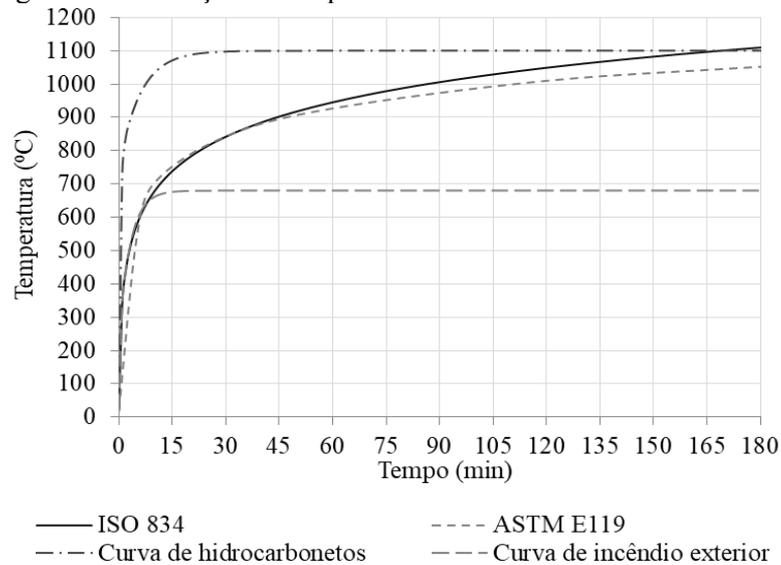
3.1.3 Curva de incêndio exterior

A curva de incêndio exterior é usada para representar a ação térmica decorrente de incêndios no lado exterior de paredes de separação externas, que podem ser expostas ao fogo a partir de diferentes partes da fachada, isto é, diretamente a partir do interior do compartimento respectivo de fogo ou a partir de um compartimento situado abaixo ou adjacente à respectiva parede externa (EN 1991-1-2:2002). A norma EN 1991-1-2:2002 determina que o coeficiente de transferência de calor, nessa situação, seja considerado $25 \text{ W/m}^2\text{K}$.

A Figura 30 ilustra as quatro curvas nominais temperatura-tempo apresentadas, as curvas padrão da ASTM E119 e ISO 834, a de hidrocarbonetos e a de incêndio exterior, dadas pela norma EN 1991-1-2:2002.

As curvas nominais não permitem uma análise dos elementos estruturais na fase de resfriamento do incêndio. A não ocorrência de falha estrutural do elemento durante o pico de temperatura não significa que não ocorrerá falha durante ou após a fase de resfriamento, o que coloca em risco as brigadas de incêndio e as pessoas que procedem uma inspeção da construção após um incêndio (GERNAY e FRANSSEN, 2015). Uma representação mais adequada de um incêndio real em forma de curva de temperatura-tempo pode ser obtida utilizando o modelo de incêndio paramétrico apresentado na norma EN 1991-1-2:2002.

Figura 30 - Evolução da temperatura do ambiente devida ao incêndio



Fonte: Adaptado de Buchanan (2005)

3.1.4 Curvas de incêndio paramétricas

Uma representação mais realista de incêndios compreende uma fase de aquecimento seguida por uma fase de resfriamento, durante a qual a temperatura no compartimento está diminuindo de volta à temperatura ambiente. As curvas de incêndio paramétricas representam todo o período após o *flashover* do incêndio, incluindo a fase de extinção do fogo, podendo assim, prever a resistência da estrutura a uma queima completa do compartimento de origem (BUCHANAN, 2001). Essa característica dos incêndios naturais não é contemplada pelas representações nominais das curvas temperatura-tempo apresentadas anteriormente.

Os incêndios naturais em um compartimento podem ser caracterizados por uma relação temperatura-tempo. Devido à variabilidade nos parâmetros que afetam o incêndio natural, uma infinidade de relações temperatura-tempo podem ser obtidas em teoria (GERNAY e FRANSSSEN, 2015).

Para melhor análise dos elementos, considerando um cenário mais próximo do comportamento de um incêndio natural, algumas normas, como a EN 1991-1-2:2002 apresentam modelos de incêndios naturais, podendo estes ser divididos em: modelos simplificados e modelos avançados. A norma brasileira NBR 14432:2001 admite a análise do comportamento da estrutura ou das subestruturas em situação de incêndio natural, porém não fornece formulação para tal.

3.2 MODELOS AVANÇADOS DE INCÊNDIO

Os modelos avançados de incêndios podem ser utilizados para fornecer informações com base em solução de variáveis termodinâmicas e aerodinâmicas em vários pontos dentro de uma zona controlada. Esses modelos têm sido usados efetivamente para modelar o movimento de fumaça e de gases tóxicos. Eles podem ser estendidos para modelar o ambiente térmico para cenários específicos de incêndio *pós-flashover* (LENNON, *et al.*, 2007).

Modelos avançados de incêndio incluem modelos de zona baseados em uma solução das equações para a conservação de massa e de energia ou modelos complexos de dinâmica de fluidos computacionais (CFD – *Computational Fluid Dynamics*), sendo que, normalmente, esses modelos incluem processos iterativos (LENNON, *et al.*, 2007).

3.2.1 Modelos de zona

Nos modelos de zona, as equações de conservação de massa, de impulso e de energia são aplicadas a cada zona em um processo dinâmico que calcula o tamanho, a temperatura e a concentração de espécies de cada zona, à medida que o fogo progride, juntamente, com o fluxo de fumaça e de produtos tóxicos através de aberturas nas paredes e no teto, sendo que estes modelos não calculam o desenvolvimento do fogo em objetos e em superfícies (BUCHANAN, 2005).

3.2.2 Modelos computacionais de dinâmica de fluidos

Modelos computacionais de dinâmica de fluidos são modelos de incêndio capazes de resolver, numericamente, as equações diferenciais parciais que contém, em todos os pontos do compartimento, as variáveis termodinâmicas e aerodinâmicas (EN 1991-1-2, 2002). Os modelos dinâmicos de fluidos computacionais são utilizados para a análise de sistemas que envolvem fluxo de calor, transferência de calor e fenômenos associados, resolvendo as equações fundamentais do fluxo de fluido. Essas equações representam as afirmações matemáticas das leis de conservação da física (EN 1991-1-2, 2002).

3.3 TEMPO REQUERIDO DE RESISTÊNCIA AO FOGO

A norma NBR 14432:2001 – Exigências de resistência ao fogo de elementos construtivos de edificações – Procedimento apresenta critérios de resistência ao fogo, considerando condições de exposição ao incêndio padrão. Esses critérios pressupõem o atendimento de todas as exigências dos regulamentos aplicáveis, especialmente, quanto às compartimentações horizontal e vertical, às saídas de emergência e aos *sprinklers* e também consideram a severidade ou o potencial destrutivo dos incêndios, condicionados por fatores associados ao tipo de ocupação, à área, à profundidade do subsolo, à altura da edificação e à facilidade de acesso para combate ao incêndio.

Os requerimentos de projeto da NBR 14432:2001 são apresentados na forma de tempo de resistência requerido ao fogo (TRRF) e os valores prescritos pela norma para diferentes situações são apresentados na Tabela 12.

Tabela 12 - Resumo dos desempenhos de vigas de MLC reforçadas

Grupo	Ocupação/uso	Divisão	Profundidade do Subsolo (m)		Altura da edificação (m)				
			Classe S ₂ h _e > 10	Classe S ₁ h _e ≤ 10	Classe P ₁ h ≤ 6	Classe P ₂ 6 < h ≤ 12	Classe P ₃ 12 < h ≤ 23	Classe P ₄ 23 < h ≤ 30	Classe P ₅ h > 30
A	Residencial	A-1 a A3	90	60 (30)	30	30	60	90	120
B	Serviços de hospedagem	B-1 e B-2	90	60	30	60 (30)	60	90	120
C	Comercial varejista	C-1 a C-3	90	60	60 (30)	60 (30)	60	90	120
D	Serviços profissionais, pessoais e técnicos	D-1 a D-3	90	60 (30)	30	60 (30)	60	90	120
E	Educacional e cultura física	E-1 a E-6	90	60 (30)	30	30	60	90	120
F	Locais de reunião de público	F-1, F-2, F-5, F-6 e F-8	90	60	60 (30)	60	60	90	120
G	Serviços automotivos	G-1 G-2 não abertos lateralmente; G-3 a G-5	90	60 (30)	30	60 (30)	60	90	120
		G-1 G-2 abertos lateralmente	90	60 (30)	30	30	30	30	60
H	Serviços de saúde e institucionais	H-1 a H-5	90	60	30	60	60	90	120
I	Industrial	I-1	90	60 (30)	30	30	60	90	120
		I-2	120	90	60 (30)	60 (30)	90 (60)	120 (90)	120
J	Depósitos	J-1	90	60 (30)	30	30	30	30	60
		J-2	120	90	60	60	90 (60)	120 (90)	120

Fonte: NBR 14432 (2001)

3.4 ANÁLISE DE ELEMENTOS ESTRUTURAIS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

A análise estrutural em situação de incêndio deve considerar como relevantes quatro etapas: a escolha do cenário de incêndio de projeto, a determinação do incêndio de projeto correspondente, o cálculo da evolução da temperatura nos elementos estruturais e a análise do comportamento mecânico da estrutura exposta ao fogo (EN 1991-1-2:2002).

O cenário de incêndio usado para o projeto, bem como a definição do incêndio de projeto correspondente, deve ser determinado baseado em uma avaliação de risco de incêndio, sendo que para as estruturas em que os riscos de incêndio específicos resultam de outras ações acidentais, esse risco deve ser considerado ao determinar o conceito geral de segurança.

Durante a análise de temperatura, o posicionamento do membro analisado em relação ao fogo deve ser considerado, sendo que para membros externos, deve-se considerar a exposição ao fogo através de aberturas em fachadas e em telhados. Para paredes de separação externas, considera-se a exposição ao fogo interior a partir do compartimento respectivo ou do exterior, a partir de outros compartimentos.

As ações térmicas para a análise de temperatura são fornecidas pelo fluxo de calor líquido (\dot{h}_{net}) à superfície do elemento, sendo que nas superfícies expostas ao fogo, o fluxo líquido de calor deve ser determinado considerando a transferência de calor por convecção e por radiação, conforme Equação 2.

$$\dot{h}_{\text{net}} = \dot{h}_{\text{net,c}} + \dot{h}_{\text{net,r}}, \quad (2)$$

sendo $\dot{h}_{\text{net,c}}$ o fluxo líquido de calor devido à convecção, dado pela Equação 3 e $\dot{h}_{\text{net,r}}$ o fluxo líquido de calor devido à radiação, dado pela Equação 4.

$$\dot{h}_{\text{net,c}} = \alpha_c (\theta_g - \theta_m), \quad (3)$$

$$\dot{h}_{\text{net,r}} = \Phi \cdot \varepsilon_m \cdot \varepsilon_f \cdot \sigma \cdot [(\theta_r + 273)^4 - (\theta_m + 273)^4], \quad (4)$$

onde α_c é o coeficiente de transferência térmica por convecção, em $\text{W/m}^2\text{K}$; θ_g é a temperatura dos gases na proximidade dos elementos expostos ao fogo, em $^{\circ}\text{C}$; θ_m é a temperatura da superfície do elemento, em $^{\circ}\text{C}$; Φ é o fator de forma; ε_m é a emissividade da superfície do

elemento; ε_f é a emissividade do incêndio; σ é a constante de Stephan-Boltzmann e θ_r é a temperatura de radiação efetiva do ambiente de incêndio, em °C.

A análise do comportamento mecânico da estrutura exposta ao fogo deve ser realizada para a mesma duração utilizada na análise térmica. As maiores alterações da análise mecânica em altas temperaturas com relação à análise em temperatura ambiente é o uso de cargas aplicadas menores e propriedades mecânicas reduzidas do material devido à temperatura (BUCHANAN, 2005).

A resistência ao fogo pode ser verificada no domínio do tempo, conforme a Equação 5, no domínio da resistência, conforme Equação 6, ou no domínio da temperatura, de acordo com a Equação 7.

$$t_{fi,d} \geq t_{fi,requ}, \quad (5)$$

$$R_{fi,d,t} \geq E_{fi,d,t}, \quad (6)$$

$$\theta_d \leq \theta_{cr,d}, \quad (7)$$

onde $t_{fi,d}$ é o valor de projeto da resistência ao fogo; $t_{fi,requ}$ é o tempo de resistência ao fogo necessário; $R_{fi,d,t}$ é o valor de projeto da resistência do membro na situação de incêndio no instante t; $E_{fi,d,t}$ é o valor de projeto dos efeitos relevantes das ações na situação de incêndio no instante t; θ_d é o valor de projeto da temperatura do material e $\theta_{cr,d}$ é o valor de projeto da temperatura crítica do material.

4 MODELAGEM NUMÉRICA POR ELEMENTOS FINITOS DE VIGAS EM MLC REFORÇADAS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

Neste capítulo, são apresentados os modelos desenvolvidos nesta dissertação para a análise termomecânica, cujo objetivo é determinar a evolução do deslocamento transversal máximo e o tempo de falha de vigas em MLC com reforço em situação de incêndio.

4.1 O PROBLEMA DE VIGAS EM MLC EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO E O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Quando em situação de incêndio, vigas em MLC são expostas a fluxos de calor por convecção e por radiação. Nesta situação, as faces externas da viga, inicialmente, queimam rapidamente, criando uma camada de madeira carbonizada (Figura 31).

Figura 31 – Viga em MLC em situação de incêndio.



Fonte: White e Woeste (2013)

Essa carbonização da madeira e causa perda em sua seção transversal, e, por esse motivo, é necessário analisar se a seção transversal residual da viga é suficiente para suportar os esforços ao qual está submetida, sem entrar em colapso. A exposição das vigas em MLC ao incêndio também causa um aumento na temperatura nas camadas internas da madeira (abaixo

da camada carbonizada), devido à condução do calor pelo material. Devido ao fato da madeira ser um polímero tridimensional composto por uma rede de celulose, hemicelulose e lignina (ROWELL *et al.*, 2005) este aquecimento causa grandes mudanças em suas propriedades físico-químicas, que, por sua vez, acarretam redução de suas propriedades mecânicas e, conseqüentemente, redução de sua capacidade resistente. Na Figura 32 é apresentada uma ilustração da seção transversal de uma viga de madeira que foi submetida à situação de incêndio.

Figura 32 – Ilustração da seção transversal de uma viga de madeira submetida à situação de incêndio.



Fonte: Adaptado de Dietenberger e Hasburgh (2016)

O Método dos Elementos Finitos (MEF) é um procedimento geral de discretização de problemas contínuos colocados por equações matematicamente definidas. O método dos elementos finitos pode ser considerado como uma aproximação de problemas contínuos, de modo que, o contínuo é dividido em um número finito de partes (elementos), cujo comportamento é especificado por um número finito de parâmetros; e a solução do sistema completo como um conjunto de seus elementos segue precisamente as mesmas regras aplicáveis aos problemas discretos padrões (ZIENKIEWICS e TAYLOR, 2000).

Nos problemas de transferência de calor em que o objetivo é determinar o campo de temperaturas em um determinado corpo ou região, o valor da temperatura é diferente para cada ponto, configurando um problema de diversas incógnitas. O MEF reduz a solução do problema a um número finito de pontos, chamados de nós. O campo de temperaturas é então definido por um conjunto de funções de interpolação para cada elemento (PURKISS, 2007).

A discretização do domínio em elementos uni, bi ou tridimensionais depende do formato do elemento estrutural e das condições de exposição ao fogo. A adoção de modelos de incêndio nos quais a temperatura dos gases é considerada com o mesmo valor em toda a

superfície exposta permite a simplificação dos problemas a problemas unidimensionais ou estados planos. Em elementos lineares como vigas e pilares, pode-se considerar o campo de temperaturas independente do eixo longitudinal e adotar-se análise bidimensional da seção transversal (PURKISS, 2007).

Nos problemas de análises mecânicas estruturas, o procedimento básico do MEF consiste em dividir o corpo em um número finito de elementos, assumidos interconectados em um número discreto de pontos nodais situados em seu contorno e, ocasionalmente, em seu interior. As incógnitas do problema são os deslocamentos desses problemas. Então, um conjunto de funções é escolhido para definir unicamente o estado de deslocamento de cada elemento finito e, em seus limites, em termos de seus deslocamentos nodais. As funções de deslocamento definem, então, um estado único de deformações de cada elemento em termos de deslocamentos nodais. Essas deformações, em conjunto com as relações constitutivas do material, definem o estado de tensões ao longo dos elementos e, portanto, também em seus contornos (ZIENKIEWICS e TAYLOR, 2000).

O método dos elementos finitos é ideal para a análise da fluência de elementos estruturais se as leis constitutivas do material para fluência em tensão, compressão e cisalhamento estiverem disponíveis. Dados extensos de fluência foram coletados por pesquisadores para numerosas espécies de madeira, no entanto, devido a objetivos experimentais conflitantes, nem todos são diretamente aplicáveis à modelagem do comportamento em longo prazo de estruturas de madeira (HOLZER, LOFERSKI e DILLARD, 1989), portanto no modelo desenvolvido nesse trabalho, o efeito da fluência não foi considerado.

Para que seja possível se determinar numericamente os deslocamentos transversais e o tempo de falha das vigas em MLC reforçadas, é necessário desenvolver um modelo numérico em elementos finitos para, primeiramente, realizar a análise térmica dos elementos, determinando os campos de temperatura que atuam nestes em cada momento da análise.

Na análise térmica, as vigas são submetidas à elevação de temperatura caracterizada por uma curva temperatura \times tempo. O *software* resolve as equações de transferência de calor e então gera os campos de temperatura, sendo que as propriedades físicas dos materiais, como densidade, calor específico e condutividade térmica, são função da temperatura. Com os dados obtidos na análise térmica, é possível efetuar a determinação dos deslocamentos

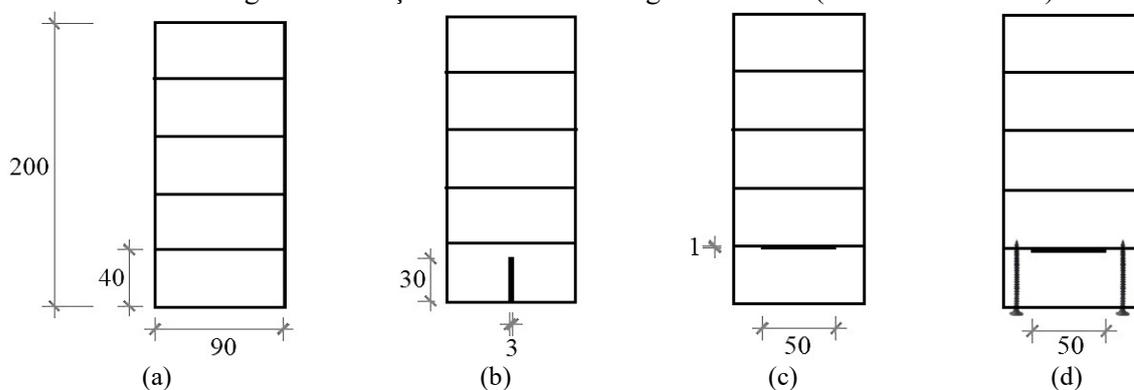
transversais da viga, sendo que no modelo desenvolvido, as propriedades mecânicas do material também são função da temperatura. A segunda etapa, a determinação do tempo de falha das vigas, utiliza o campo de temperatura gerado para o cálculo dos momentos fletores resistentes das vigas. Com os valores dos momentos resistentes, é possível determinar o tempo de falha das vigas, que é caracterizado pelo momento em qual o momento fletor resistente da viga se torna imediatamente inferior ao momento fletor solicitante pela carga aplicada na viga.

4.2 VIGAS EM MLC ESTUDADAS NESTA DISSERTAÇÃO

Neste trabalho foram estudadas sete vigas em MLC produzidas com madeira da espécie *Pinus spp.*, submetidas à elevação de temperatura em todas suas quatro faces. Dessas sete vigas, uma é em MLC sem reforço (Viga 1), duas em MLC com reforço de chapa de aço tipo S235, com tensão de escoamento de 235 MPa (Viga 2 e Viga 3), duas em MLC com reforço de PRFC instalado em fábrica (Viga 4 e Viga 5) e duas em MLC com reforço de PRFC instalado *in loco* (Viga 6 e Viga 7), sendo as quatro reforçadas com de fibra de carbono unidirecional Sikawrap-230C, ensaiadas por Gómez *et al.* (2013)

As vigas são constituídas por cinco lâminas de madeira nas dimensões 90 mm × 40 mm × 2600 mm, formando uma seção transversal de 90 mm × 200 mm. O adesivo utilizado para a colagem das lâminas foi o Cascophen RS-216-M, à base de resorcinol-formol. A Figura 33 ilustra as seções transversais das vigas estudadas.

Figura 33 – Seção transversal das vigas estudadas (dimensões em mm).

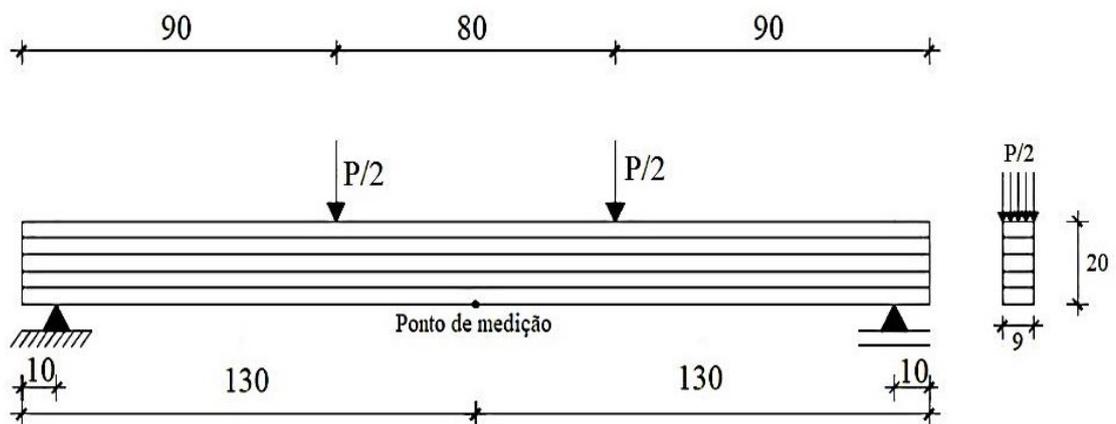


- (a) Viga em MLC sem reforço;
- (b) Viga em MLC com reforço de aço;
- (c) Viga em MLC com reforço de PRFC em fábrica;
- (d) Viga em MLC com reforço de PRF *in loco*.

Fonte: Autora

Os ensaios realizados por Gómez *et al.* (2013) apresentaram um arranjo estrutural de flexão em quatro pontos segundo as especificações da norma ASTM D198-09, para que a ruptura da viga ocorresse devido à flexão. As cargas mecânicas aplicadas nas vigas nesse trabalho seguiram a configuração apresentada na Figura 34 e era de aproximadamente 50% da carga teórica de serviço à temperatura ambiente da viga sem reforço.

Figura 34 – Aplicação de carregamento e vinculação usada no modelo de elementos finitos.



Fonte: Autora

Informações mais detalhadas sobre as propriedades e as características das vigas estudadas nesse trabalho podem ser encontradas no Anexo A.

4.3 ANÁLISE TÉRMICA TRANSIENTE

Nesta seção é descrito o modelo adotado para a análise térmica transiente das vigas, tais como a ação térmica, as propriedades térmicas dos materiais e a descrição em elementos finitos. O modelo desenvolvido é tridimensional e não linear, pois as propriedades físicas dos materiais são função da temperatura e a ação térmica varia com o tempo. O tempo máximo de análise foi de 40 min com passo de tempo de 10 s.

A madeira foi modelada como sendo isotrópica termicamente, ou seja, o comportamento de suas propriedades físicas em função da temperatura é o mesmo em todas as direções, uma vez que a norma EN 1995-1-2:2004 não apresenta os valores das propriedades térmicas fazendo distinção nas direções das fibras da madeira. A geração interna de calor devido às reações exotérmicas da madeira em combustão foi desprezada, pois a

norma EN 1995-1-2:2004 prescreve a condutividade térmica efetiva da madeira, a qual leva em consideração o efeito da geração de calor no interior do elemento.

Na análise térmica, a transferência de calor para a superfície do elemento foi modelada conforme a norma EN 1991-1-2:2002 e apresentado na Equação 2, usando coeficiente de transferência de calor por convecção de 25 W/m²K.

As análises numéricas apresentadas neste tópico contêm simulações térmicas realizadas com modelos tridimensionais implementados no *software* computacional ANSYS *Mechanical APDL* 16.0. O desenvolvimento e a distribuição da temperatura na seção transversal dos elementos estudados na análise térmica foram usados como dados de entrada para a análise mecânica subsequente (KLIPPEL, 2014).

4.3.1 Ação térmica

A ação térmica foi modelada pelas as curvas de temperaturas registradas por Gómez *et al.* (2013) em ensaios de vigas MLC reforçadas, as quais são diferentes da evolução de temperatura definida pela curva ISO384, pois o forno utilizado nos ensaios era elétrico, apresentava potência limitada e inércia térmica elevada (GÓMEZ *et al.*, 2013). A temperatura inicial do forno, em todos os casos apresentados, foi superior à temperatura ambiente, pois, previamente aos ensaios, foram realizados testes de controle de aquecimento (GÓMEZ *et al.*, 2013). As curvas de temperaturas utilizadas nas modelagens das vigas 1 a 7 podem ser observadas nas figuras 41 a 48, respectivamente.

4.3.2 Propriedades térmicas dos materiais

Na análise térmica são consideradas as mudanças graduais das propriedades térmicas da madeira no interior do elemento com o aumento da temperatura. Propriedades como densidade, condutividade térmica e calor específico da madeira e carvão são funções da temperatura (KLIPPEL, 2014). Os valores da condutividade térmica, do calor específico (Figuras 2 e 3, respectivamente) e da emissividade seguiram o apresentado na norma EN 1995-1-2:2004. A emissividade térmica foi considerada 0,8, valor constante ao longo do tempo. O coeficiente de dilatação térmico da madeira foi adotado como $0,37 \times 10^{-6}$ por unidade de temperatura.

A densidade da madeira à temperatura ambiente foi considerada como 420 kg/m³ a 12% de teor de umidade, valor obtido de Manríquez (2012), por se tratar do mesmo tipo de

madeira das vigas ensaiadas. A densidade da madeira foi considerada função da temperatura, por meio dos coeficientes de modificação apresentados na norma EN 1995-1-2:2004 (Figura 1).

Na modelagem, as propriedades térmicas do aço usadas foram prescritas pela norma EN 1993-1-2:2005. As figuras 22 e 23, respectivamente, apresentam os valores do calor específico e da condutividade térmica do aço carbono, em função da temperatura, usados no modelo. A densidade do aço foi considerada como sendo 7.850 kg/m^3 , independentemente da temperatura, sua emissividade pode ser considerada 0,7 e com valor constante (EN 1993-1-2:2005) e seu coeficiente de expansão térmica como 12×10^{-6} por unidade de temperatura (EN 1993-1-1:2005).

Para os reforços de PRFC, as propriedades, como calor específico e condutividade térmica, foram apresentadas na Tabela 9 e seus fatores de redução foram mostrados nas figuras 27 e 28, respectivamente. A Tabela 9 também apresenta o valor do coeficiente de expansão térmica utilizado nesta pesquisa. A densidade do polímero foi adotada como sendo 1.760 kg/m^3 , de acordo com o manual do fabricante (SIKA CORPORATION, 2006) e foi considerada constante com a temperatura, pois a lâmina de madeira protege o material da perda de massa. A emissividade do material foi considerada 0,8 (HUBBARD *et al.*, 2011) e independente da variação da temperatura.

4.3.3 Modelo de elementos finitos para a análise térmica

Para a modelagem numérica para a análise térmica, foi utilizado o elemento finito SOLID70 (Figura 36 a), do programa computacional ANSYS, com o qual pode ser realizada a análise tridimensional. Este elemento possui oito nós com um único grau de liberdade, que é a temperatura. Ele pode ser usado em análises térmicas tridimensionais estacionárias ou transientes (ANSYS Inc, 2013). As seções transversais analisadas neste trabalho foram discretizadas com elementos de dimensões máximas de 10 mm por questão de limitação do processador (Intel Core i5) utilizado para as análises.

A superfície de irradiação de calor foi simulada por meio do elemento SURF152 (Figura 36 b), que pode ser usado para várias aplicações de carga e efeitos de superfície. Este elemento é aplicável em análises térmicas tridimensionais e pode ser sobreposto em uma face

de área de qualquer elemento térmico 3D (ANSYS Inc, 2013). A temperatura dos gases do compartimento em chamas é aplicada diretamente ao nó extra do elemento.

As informações referentes às malhas geradas para análise das vigas, como número de nós e de elementos gerados e suas dimensões máximas são apresentadas na Tabela 13 e na Figura 35.

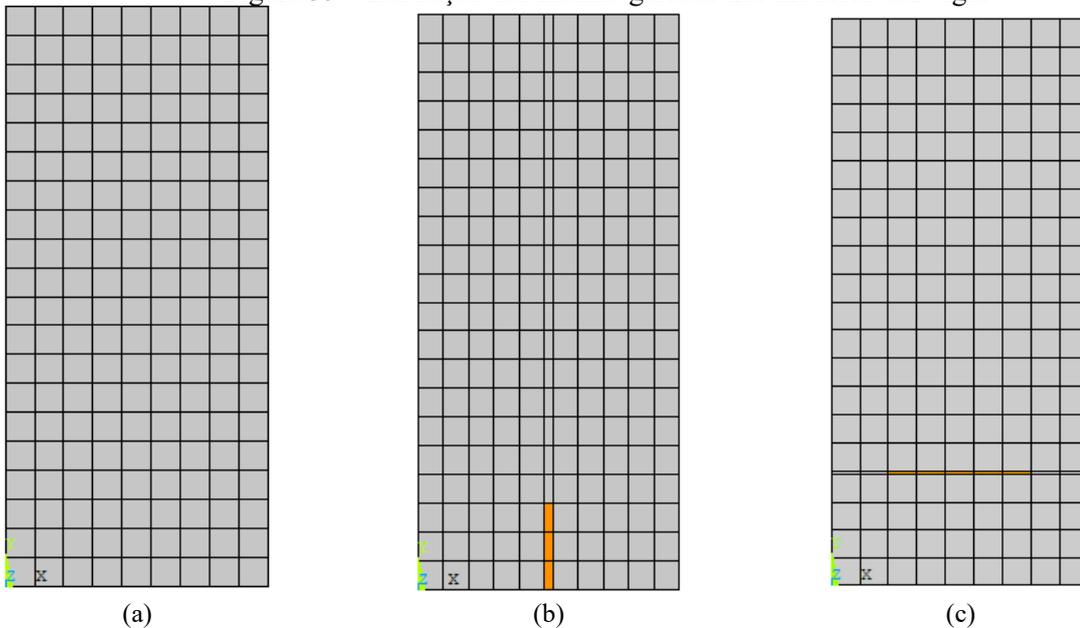
Tabela 13 - Resumo das malhas geradas na análise térmica

Viga	Número de nós	Número de elementos		Dimensões (Largura × Altura × Profundidade em mm)	
		Viga	Superfície de irradiação	Madeira	Material de reforço
MLC sem reforço	54.810	46.800	15.080	10×10×10	-
MLC com reforço de aço	65.772	57.200	16.120	(a)	3×10×10
MLC com reforço de PRFC em fábrica e <i>in loco</i>	57.420	49.140	15.600	(a)	10×1×10

(a) os elementos representando a madeira nas vigas reforçadas foram gerados automaticamente pelo ANSYS de modo a manter uma malha regular com elementos que não possuíssem arestas com mais de 10 mm.

Fonte: Autora

Figura 35 – Ilustração das malhas geradas nos modelos das vigas.



- (a) Viga sem reforço;
 (b) Viga com reforço de aço;
 (c) Viga com reforço de PRFC.

Fonte: Autora

O modelo térmico considera uma análise térmica não linear e transiente, com passo de tempo de 10 segundos. O problema não linear foi solucionado incrementalmente pelo método de Newton-Raphson, com a convergência padrão do programa, controlada pela norma Euclidiana com tolerância $\xi = 0,005$. Para cada passo de tempo da análise o número máximo permitido de iterações foi determinado como 100, no modelo térmico.

4.3.4 Modelo térmico para a determinação dos momentos fletores resistentes

Para o cálculo dos momentos fletores resistentes, que serão utilizados na determinação do tempo de falha das vigas, foi criada uma variação bidimensional do modelo térmico apresentado na seção 4.3.3.

Foi utilizado o elemento finito PLANE55 (Figura 36 c) com tamanho máximo da aresta do elemento de 5 mm., do programa computacional ANSYS, que possui quatro nós com um único grau de liberdade e temperatura por nó. Esse elemento é aplicável em análises térmicas bidimensionais, estacionárias ou transitórias e foi configurado para avaliar o coeficiente de transferência de calor por convecção na temperatura diferencial (diferença entre a temperatura da superfície do corpo e a temperatura do fluido) (ANSYS Inc, 2013). A superfície de irradiação de calor foi simulada por meio do elemento SURF151 (Figura 36 d), que é o equivalente bidimensional do elemento SURF152 (ANSYS Inc, 2013).

As ações térmicas, as propriedades dos materiais, a não linearidade física dos materiais, a análise transiente, o tamanho do passo de tempo e o método para resolução do problema de transferência de calor foram os mesmos apresentados nas seções 4.3.2 e 4.3.3.

4.4 ANÁLISE MECÂNICA

Nesta seção, é apresentada a metodologia adotada para a determinação dos deslocamentos das vigas. O modelo termomecânico foi desenvolvido com o objetivo de obter a evolução do deslocamento transversal das vigas de MLC reforçadas quando submetidas tanto à carga mecânica, que é constante ao longo do tempo, quanto à carga térmica, que varia com o tempo da análise. Será descrito o modelo adotado para a análise mecânica das vigas, como a ação mecânica, as propriedades mecânicas dos materiais e a descrição em elementos

finitos. O modelo desenvolvido é tridimensional, transiente, e considera as propriedades mecânicas da madeira e dos elementos de reforço como funções da temperatura, porém não considera o comportamento reológico da madeira aquecida, devido à ausência de dados experimentais relativos à caracterização desse comportamento da madeira e dos reforços.

O acoplamento dos campos térmicos e mecânicos foi feito de maneira sequencial. O programa ANSYS executa análises acopladas sequencialmente usando o conceito de um ambiente físico. Ambiente físico é um arquivo criado contendo todos os parâmetros e características operacionais de uma análise física específica. No caso deste trabalho, foi criado um ambiente térmico e um mecânico. Os dados obtidos nas análises térmicas tridimensionais, como a distribuição de temperatura nos elementos, serviram como dados de entrada para a análise mecânica e do ambiente mecânico são obtidos os dados de deslocamentos transversais das vigas (Figura 38).

Assim como na análise térmica, o tempo máximo de análise foi de 40 min com passo de tempo de 10 s e a madeira foi modelada como sendo isotrópica, ou seja, o comportamento de suas propriedades mecânicas é o mesmo em todas as direções, pois segundo Hopkin (2011), para membros estruturais que resistem a cargas principalmente por flexão, é suficiente assumir um modelo de material isotrópico com propriedades correspondentes às paralelas às fibras.

4.4.1 Ação mecânica

Após serem aplicadas as cargas de temperatura nos elementos, em cada passo de tempo, a carga é aplicada, conforme Figura 34, em forma de força concentrada em cada nó ao longo da largura das vigas, tendo a intensidade das cargas aplicadas nos estudos, apresentadas na Tabela 14.

Tabela 14 - Intensidade das cargas mecânicas aplicadas às vigas

Viga	Intensidade da carga aplicada (kN)
Viga 1 (sem reforço)	9,512
Viga 2 (reforço de aço)	8,630
Viga 3 (reforço de aço)	8,532
Viga 4 (reforço de PRFC em fábrica)	9,512
Viga 5 (reforço de PRFC em fábrica)	9,512
Viga 6 (reforço de PRFC <i>in loco</i>)	9,120
Viga 7 (reforço de PRFC <i>in loco</i>)	9,120

Fonte: Gómez *et al.* (2013)

Os apoios para as vigas ensaiadas por Gómez *et al.* (2013) foram modelados por meio do bloqueio dos graus de liberdade de nós localizados na parte inferior da viga. Para a modelagem do apoio de pino foram bloqueados os movimentos transversais e longitudinais da viga e para o apoio do tipo rolete foram bloqueados os movimentos transversais da viga.

4.4.2 Propriedades mecânicas dos materiais

Além da alteração das propriedades físicas da madeira, o aumento de temperatura também induz à redução das resistências mecânicas dos materiais, conforme apresentado no Capítulo 3. Para a análise mecânica por elementos finitos, foram utilizados os fatores de redução da resistência à compressão e do módulo de elasticidade obtidos da norma EN 1995-1-2:2004, como apresentado nas figuras 12 e 16, respectivamente.

Os valores dos módulos de elasticidade a temperatura ambiente são os fornecidos no relatório dos ensaios realizados por Gómez (s.d.), de acordo com a Tabela 18, do Anexo A. Para os elementos de madeira, foi adotado coeficiente de Poisson de 0,35 (KRETSCHMANN, 2010) e resistência à compressão de 24,33 MPa (MANRÍQUEZ, 2012), pois a madeira usada por Manríquez (2012) era a mesma do estudo de Gómez *et al.* (2013).

As propriedades mecânicas do aço utilizadas na modelagem foram prescritas pela norma EN 1993-1-2:2005. Na Tabela 7 são apresentadas a tensão de escoamento (235 MPa) e a tensão última (360 MPa) do aço S 235. Os fatores de redução do módulo de elasticidade e da tensão de escoamento utilizados foram os apresentados na Figura 21. O coeficiente de Poisson para o aço foi adotado como 0,3 e o módulo de elasticidade como 210 GPa, conforme indicação da norma EN 1993-1-2:2005. Devido ao fato de não se encontrar na literatura, informações sobre a adesão por epóxi do aço à madeira, neste trabalho a modelagem das vigas com reforço de aço foi feita usando-se apenas os coeficientes de redução das propriedades do aço, desconsiderando as propriedades do epóxi.

Para os reforços de PRFC, o módulo de elasticidade foi considerado 238 GPa e a resistência à tração 1.485 MPa, conforme Hawileh *et al.* (2015). O coeficiente de Poisson para o PRFC foi considerado como sendo 0,28 (Hawileh *et al.*, 2009).

Os fatores de redução para o módulo de elasticidade e para a resistência à tração foram mostrados nas figuras 25 e 26, respectivamente. O fator de redução da resistência à

tração que será utilizado nessa pesquisa é o descrito por Jarrah *et al.* (2018) (Figura 26). A escolha por esse fator de redução se deu pela utilização de uma faixa mais ampla de temperatura para a caracterização do comportamento do PRFC com o aumento da temperatura e, também, por este ter apresentado resultados mais próximos dos valores experimentais de interesse, se comparados com os valores obtidos com os fatores de redução apresentados por Hawileh *et al.* (2015) e Cao, Wang e Wu (2011) (Figura 26).

Para evitar erro de convergência no programa, não foram realizadas entradas de dados com fatores nulos para as propriedades dos materiais. Portanto, a redução máxima dos módulos de elasticidade utilizada foi de 0,0001 vezes o valor deste em temperatura ambiente.

4.4.3 Modelo de elementos finitos para a análise mecânica

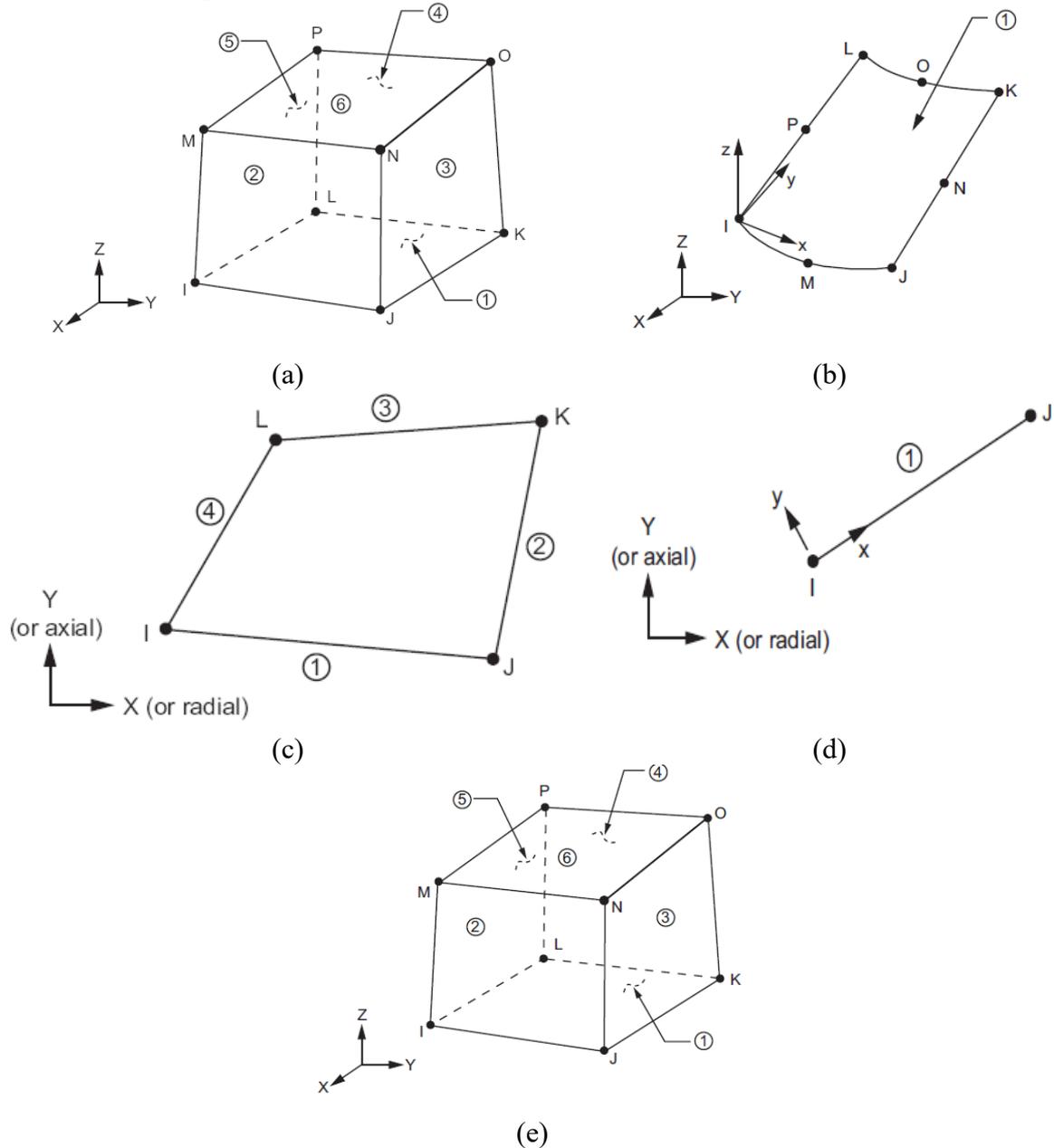
Posteriormente à realização da análise térmica, realizou-se a análise mecânica dos elementos em estudo. A distribuição das temperaturas obtidas nas análises térmicas das vigas foi aplicada como força de corpo nos elementos de viga, por meio de comando que lê os dados do arquivo de resultados da análise térmica e aplica-os como cargas na análise mecânica (Figura 38).

Para a análise mecânica das vigas, foi utilizado um modelo constituído por elementos finitos do tipo SOLID185 (Figura 36 e) do software ANSYS. Este elemento é compatível com o elemento utilizado na análise térmica, permitindo assim o acoplamento entre as análises. Ele é utilizado para modelagens tridimensionais de estruturas sólidas e é definido por oito nós, cada um com três graus de liberdade: translações nas direções nodais x, y e z. Ele pode ser aplicado na modelagem plástica, de encruamento e em análises ortotrópicas ou que envolvam grandes deformações e grandes deslocamentos (ANSYS Inc, 2013). Na Figura 36, são ilustrados os elementos finitos utilizados no modelo numérico desenvolvido neste trabalho.

No ANSYS, para o uso da análise acoplada sequencial, os nós dos modelos térmico e mecânico coincidem. O modelo mecânico considera a não linearidade do material, com passo de tempo de 10 segundos, quando é importado o campo de temperaturas obtido na análise térmica, para determinação das propriedades mecânicas dos materiais nesse passo de tempo e então, é calculado o deslocamento transversal dos elementos da viga. O problema não linear foi solucionado incrementalmente pelo método de Newton-Raphson, com a convergência padrão do programa, controlada pela norma Euclidiana com tolerância $\xi = 0,005$. Para cada

passo de tempo da análise o número máximo permitido de iterações foi determinado como 100, no modelo térmico.

Figura 36 – Elementos finitos utilizados no modelo numérico desenvolvido.



Fonte: ANSYS, Inc. (2013)

4.5 MÉTODOS PARA A DETERMINAÇÃO DO TEMPO DE FALHA DAS VIGAS EM MLC REFORÇADAS

Nessa seção, são apresentados dois métodos para a determinação do tempo de falha de vigas em MLC reforçadas em situação de incêndio: o Método do Momento Fletor Resistente (MMFR) e o Método da Seção Reduzida (MSR), os quais serão detalhados a seguir.

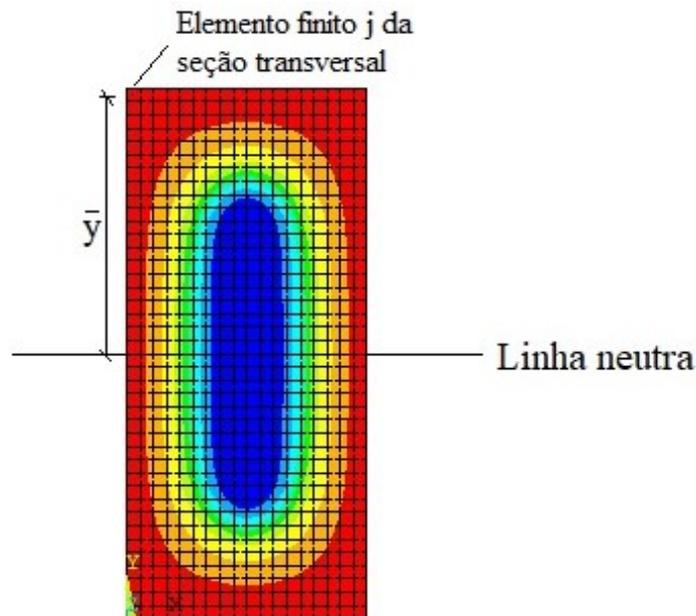
4.5.1 Método do momento fletor resistente (MMFR)

O MMFR consiste em determinar o momento resistente de uma seção transversal a partir do campo de temperatura da seção, considerando a resistência do material como função da temperatura. Ele permite estimar o tempo de falha de vigas, sendo este o instante de tempo no qual o valor do momento fletor resistente da viga se torna inferior ao momento atuante nesta.

No MMFR, primeiramente é necessário realizar uma análise térmica bidimensional em elementos finitos da seção transversal do elemento estrutural, como apresentado na Seção 4.3.4, para a determinação do campo de temperatura da seção transversal. Em seguida, o momento fletor resistente é obtido pelo equilíbrio de forças de cada elemento finito atuantes na seção determinado a partir da tensão máxima admissível dos materiais que compõem a viga, considerando-se a redução dos valores da tensão admissível em função da temperatura. A Figura 37 ilustra uma seção transversal utilizada para o cálculo dos momentos fletores resistentes.

Para o desenvolvimento da rotina numérica do MMFR, foi utilizado o *software* MATLAB R2013a. A análise consistiu de duas etapas: a análise térmica transiente e o cálculo dos momentos resistentes das vigas para cada incremento de tempo. A análise térmica bidimensional da seção transversal das vigas foi realizada *software* ANSYS, sendo que a área, a posição do centroide em relação ao eixo que passa na base da seção transversal da viga e a temperatura no centroide de cada elemento da seção transversal foi exportado para arquivo em formato .txt o qual foi usado como arquivo de entrada para rotina numérica no MATLAB. A temperatura em cada elemento foi considerada constante e igual à temperatura do centroide. Com esses dados foi calculado as posições dos centros resistentes e os momentos fletores de cada viga ao longo do tempo.

Figura 37 – Representação da seção transversal utilizada para o cálculo dos momentos fletores resistentes.



Fonte: Autora

A linha neutra da seção transversal foi calculada iterativamente, por meio do equilíbrio das forças de compressão e de tração na seção, uma vez que, devido à mudança das propriedades da madeira e à presença de materiais de reforço, o centro resistente da seção pode não coincidir com o centro geométrico. Inicialmente, considera-se como altura da seção comprimida a faixa formada pela linha horizontal dos elementos finitos da fibra mais comprimida. Em seguida, é determinada a força resistente residual da madeira para cada elemento finito da região comprimida da seção. O somatório do esforço resistente residual dos elementos finitos de comprimidos de madeira é comparado com a força resistente do reforço e dos elementos de madeira considerados tracionados. Se a força na seção comprimida for inferior à força exercida pelo reforço e pelos elementos de madeira tracionados, adiciona-se a seção comprimida a próxima linha horizontal de elementos finitos. O processo iterativo continua até que a força de compressão seja igual à força de tração. O momento resistente da seção é calculado então pela soma dos valores das Equações 8 a 10.

$$M_{res,c,M} = \sum k_{\theta cM} \cdot f_{cM} \cdot A_{ciM} \cdot d_{icM}, \quad (8)$$

$$M_{res,t,M} = \sum k_{\theta tM} \cdot f_{tM} \cdot A_{tiM} \cdot d_{itM}, \quad (9)$$

$$M_{res,t,R} = \sum k_{\theta tR} \cdot f_{tR} \cdot A_{tiR} \cdot d_{iR}, \quad (10)$$

onde $M_{res,c,M}$ é a parcela do momento resistente referente aos elementos comprimidos de madeira; $M_{res,t,M}$ a parcela do momento resistente referente aos elementos tracionados de madeira; $M_{res,t,R}$ a parcela do momento resistente referente aos elementos tracionados do material de reforço; $k_{\theta cM}$, $k_{\theta tM}$ e $k_{\theta tR}$ são os fatores de redução da resistência à compressão da madeira, à tração da madeira e à tração do material de reforço, respectivamente, em função da temperatura; f_{cM} , f_{tM} e f_{tR} são as resistências à compressão da madeira, à tração da madeira e à tração do material de reforço, respectivamente; A_{ciM} , A_{tiM} e A_{tiR} são as áreas dos elementos comprimidos de madeira, dos elementos tracionados de madeira e dos elementos tracionados do material de reforço; d_{icM} , d_{itM} , d_{iR} são as distâncias dos centroides dos elementos comprimidos de madeira, tracionados de madeira e tracionados do reforço, respectivamente, em relação à linha neutra da seção transversal das vigas.

Neste trabalho, a resistência à tração da madeira foi considerada igual ao valor da resistência à compressão e os valores utilizados na entrada de dados do modelo, como resistência à compressão da madeira, à tração do aço e do PRFC, densidade, emissividade, calor específico, condutividade térmica e fatores de redução das propriedades mecânicas dos materiais são apresentados nas seções 4.3.2, 4.3.4 e 4.4.2.

4.5.2 Método da Seção Reduzida (MSR)

Apesar de não ser um método numérico, o MSR foi utilizado neste trabalho para a determinação do tempo de falha da viga em MLC sem reforço para que fosse possível comparar os resultados obtidos com o MMFR e MSR e o obtido experimentalmente. O MSR consiste em determinar a resistência de cálculo do elemento estrutural com as devidas considerações da redução da seção transversal devido à carbonização da madeira, sendo que a linha de carbonização do elemento deve ser tomada como a posição da isoterma de 300°C. Ele se adequa a análises de elementos estruturais constituídos somente por madeira, não sendo possível a avaliação de vigas de madeiras compostas, como por exemplo, as vigas de MLC reforçadas. A norma EN 1995-1-2:2004 apresenta dois métodos simplificados para o dimensionamento de estruturas de madeira em situação de incêndio: o método da seção transversal reduzida e o método das propriedades reduzidas. O método das propriedades reduzidas não faz parte do escopo deste trabalho, portanto não será apresentado.

A camada unidimensional de carbonização é calculada como apresentado na Equação 11:

$$d_{\text{char},0} = \beta_0 \cdot t, \quad (11)$$

sendo $d_{\text{char},0}$ espessura da camada unidimensional de carbonização, β_0 a taxa de carbonização unidimensional e t o tempo em minutos.

A camada virtual de carbonização inclui o efeito de arredondamento dos cantos e da seção transversal e de fissuras. Ela é calculada como apresentada na Equação 12:

$$d_{\text{char},n} = \beta_n \cdot t, \quad (12)$$

onde $d_{\text{char},n}$ é a espessura da camada virtual de carbonização, β_n é a taxa de carbonização virtual e t é o tempo em min. Este método determina que uma seção transversal efetiva seja calculada reduzindo-se a seção transversal inicial em uma camada de carbonização efetiva, conforme Equação 13.

$$d_{\text{ef}} = d_{\text{char},n} + k_0 d_0, \quad (13)$$

em que d_{ef} é a profundidade efetiva de carbonização, k_0 é um coeficiente relacionado ao tempo de exposição ao fogo e d_0 é a profundidade da camada com resistência e rigidez assumida como zero. Sendo, d_0 igual a 7 mm e k_0 igual a $t/20$ para exposições inferiores a 20 min e 1 para exposições superiores a 20 min.

Com a nova seção transversal definida, podem-se calcular as propriedades geométricas efetivas do elemento a serem consideradas no projeto. Para cada instante de exposição ao fogo, foi calculada a seção transversal efetiva da viga, de acordo com a Equação 15. No caso das vigas em MLC, devido ao fato de cada lâmina de madeira possuir um valor de módulo de elasticidade, para o cálculo da flecha máxima, é necessário realizar a homogeneização da seção transversal antes de prosseguir ao cálculo dos deslocamentos e tempo de falha (BEER, JOHNSTON e DEWOLF, 2006). A homogeneização da seção transversal foi feita em relação ao menor módulo de elasticidade da madeira da viga à temperatura ambiente (Tabela 18, Anexo A). Com a seção transversal homogeneizada,

calculou-se o momento de inércia equivalente da viga e, posteriormente, o deslocamento máximo desta (Equação 14).

No caso da situação estudada neste trabalho, o cálculo do deslocamento foi realizado por meio da Equação 14, para vigas submetidas à flexão em quatro pontos, na qual é considerada somente a energia de deformação devida às tensões normais devidas à flexão (POPOV, 2000). Esta equação não considera a contribuição do esforço cortante no deslocamento vertical, apenas a energia de deformação devida às tensões normais devidas à flexão.

$$v_{\text{máx}} = \frac{Pa}{24EI}(3L^2 - 4a^2), \quad (14)$$

onde $v_{\text{máx}}$ é o deslocamento vertical máximo no meio do vão, P é o valor da carga concentrada aplicada à viga, E é o módulo de elasticidade do material em que a viga é confeccionada, I é o momento de inércia da seção transversal homogeneizada, L é o vão da viga e a é a distância entre o apoio da viga e o local de aplicação da carga.

Com o método da seção transversal reduzida, também é possível o cálculo do tempo de falha da viga, o qual ocorre no instante em que o valor do momento fletor resistente da viga se torna inferior ao momento atuante nela. Para tal, é necessário o cálculo do módulo resistente efetivo (W_{ef}) da seção homogeneizada, que é a relação entre o momento de inércia da seção e a distância entre o ponto mais comprimido da viga e a linha neutra da seção transversal reduzida. Então, calcula-se o momento resistente da viga para cada instante de tempo com a Equação 15:

$$M_{\text{res}} = W_{\text{ef}} \cdot f_{c,20}, \quad (15)$$

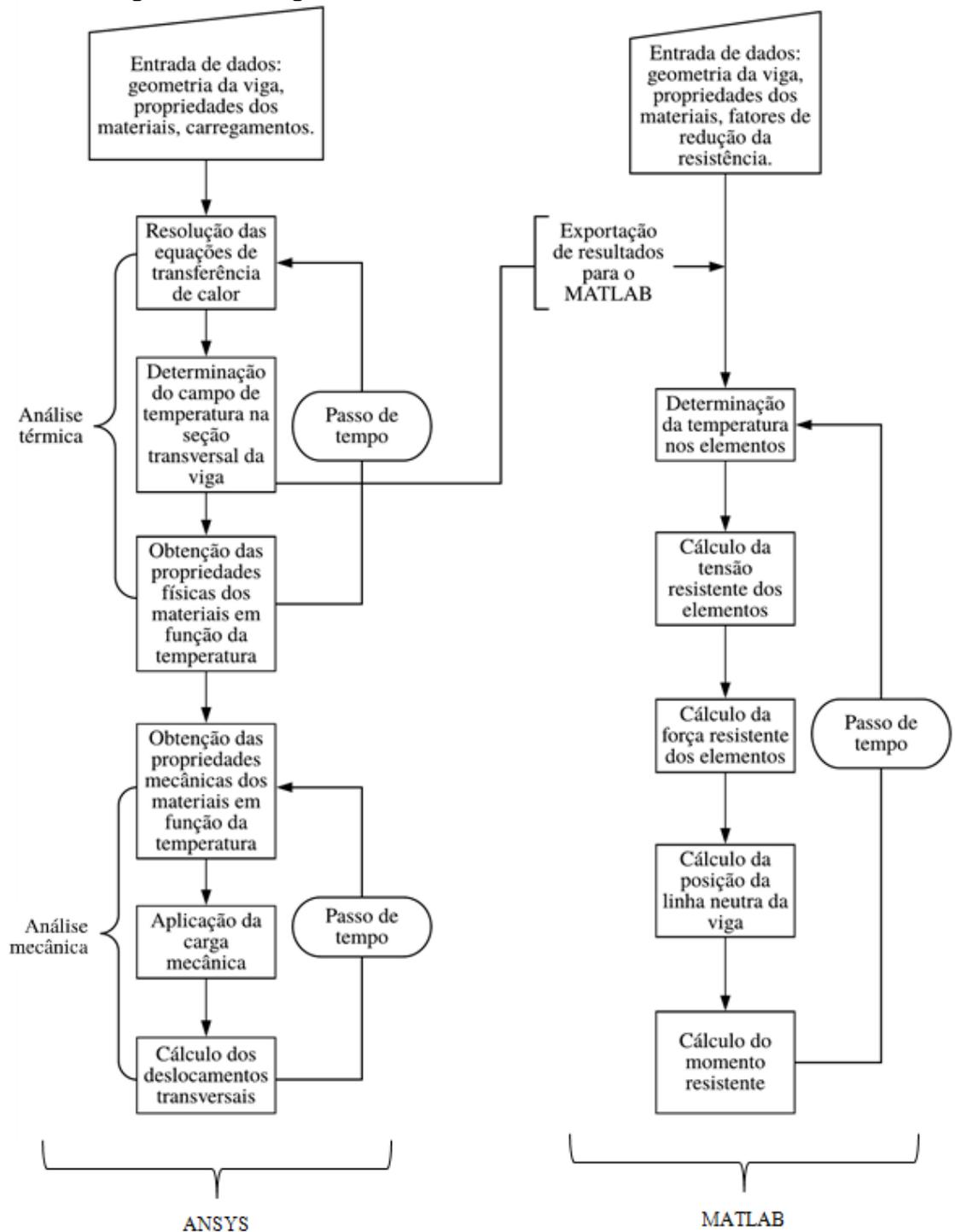
em que M_{res} é o momento resistente e $f_{c,20}$ é a tensão máxima admissível da madeira a 20 °C.

O tempo de falha da viga ocorre no instante em que o valor do momento fletor resistente da viga se torna inferior ao momento atuante nela.

A Figura 36 apresenta um fluxograma do modelo numérico desenvolvido nesse trabalho.

Com o modelo numérico desenvolvido é possível determinar o tempo de falhas de vigas em MLC reforçadas em situação de incêndio e calcular os deslocamentos transversais das vigas ao longo do tempo de exposição ao fogo.

Figura 38 – Fluxograma da análise numérica termomecânica realizada.



Fonte: Autora

4.6 DETERMINAÇÃO DA TAXA DE CARBONIZAÇÃO DAS VIGAS EM MLC

Para a determinação da taxa de carbonização das vigas em MLC, com e sem reforço, foi utilizado o modelo térmico bidimensional desenvolvido apresentado na seção 4.3.4, porém foi utilizada uma malha com elementos de $1 \text{ mm} \times 1 \text{ mm}$, para que fosse possível uma determinação mais precisa dos elementos carbonizados. A determinação da taxa de carbonização das vigas é dada pela taxa de propagação da isoterma de $300 \text{ }^\circ\text{C}$ na direção do interior da seção transversal da viga, como recomendado pela EN 1995-1-2:2004, devido a uma ação térmica conforme a curva ISO 834.

Foram analisadas três vigas: uma em MLC sem reforço, uma em MLC com reforço de aço e uma em MLC reforçada com PRFC em fábrica. As vigas analisadas possuíam madeira o mesmo valor de densidade, calor específico e condutividade térmica. Estas propriedades foram consideradas função da temperatura conforme o determinado na norma EN 1995-1-2:2004 (de acordo com o apresentado na Seção 4.3.2). As propriedades do aço e do PRFC são função da temperatura, conforme o descrito na Seção 4.3.2.

A determinação da espessura de carbonização e da seção transversal residual das vigas foi feita visualmente. Para determinar a camada carbonizada, foram identificados os elementos que estavam a $300 \text{ }^\circ\text{C}$ e calculada a distância deles em relação à face da viga. Foram retirados os valores da carbonização a cada 4 min de exposição à elevação de temperatura, de maneira a poder determinar a espessura e taxa de carbonização em cada um desses tempos de análise.

As profundidades de carbonização foram determinadas nas faces laterais, superiores e inferiores da viga. Nas faces laterais e superiores a profundidade de carbonização foi medida em seus pontos médios. Nas vigas sem reforço e reforçada com PRFC, a profundidade de carbonização nas faces inferiores também foram medidas em seus pontos médios, porém, na viga com reforço de aço, devido ao fato de a chapa de aço estar posicionada no ponto médio da face, a profundidade de carbonização foi medida no ponto médio entre o reforço e o ponto extremo da face.

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo, são apresentados: a validação do modelo numérico desenvolvido, os deslocamentos verticais do ponto médio das vigas e os tempos de falha, obtidos numericamente e a avaliação da influência do reforço na evolução do deslocamento e no tempo de falha de vigas em MLC.

Os resultados da análise termomecânica são comparados com os resultados obtidos experimentalmente para as vigas estudadas por Gómez *et al.* (2013) afim de verificar se o modelo desenvolvido descreve, satisfatoriamente, o comportamento de vigas em MLC em situação de incêndio.

A influência dos materiais de reforço no desempenho de vigas em MLC em situação de incêndio também é avaliada. Para a avaliação, são comparados os deslocamentos transversais e o tempo de falha de quatro vigas: uma em MLC sem reforço, uma em MLC com reforço de aço, uma em MLC reforçada com PRFC em fábrica e uma em MLC reforçada com PRFC *in loco*. As quatro vigas possuem as mesmas propriedades físicas e mecânicas da madeira (viga 1, Tabela 18, Anexo A), foram submetidas à mesma elevação de temperatura (curva ISO 834, Equação 1) e à mesma carga mecânica (viga 1, Tabela 18, Anexo A). Os resultados obtidos são comparados entre si para que inferências sejam feitas sobre como os reforços influenciam no comportamento de vigas de MLC em situação de incêndio.

5.1 VALIDAÇÃO DO MODELO

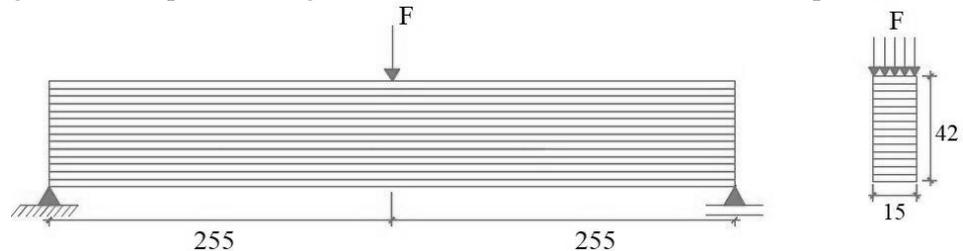
O modelo numérico desenvolvido nesse trabalho foi validado de duas maneiras. A primeira, comparando os resultados obtidos pelo modelo com um resultado numérico de Martins (2016), para uma viga em MLC bi apoiada com carga centralizada em situação de incêndio. A segunda, comparando os resultados obtidos com dados experimentais obtidos por Gómez *et al.* (2013).

5.1.1 Viga bi apoiada em MLC com carga aplicada no meio do vão em situação de incêndio

Foi analisada uma viga biapoiada em MLC, com vão livre de 5100 mm, seção transversal de 150 mm × 420 mm, constituída por 14 lâminas de 30 mm de espessura (Figura 38). A viga estava sujeita a uma força de 25 kN, distribuída nos nós ao longo da largura da viga, a fim de simular a aplicação da carga no ensaio (Figura 39). A viga foi submetida aos fluxos de calor de convecção e de radiação nas faces laterais e inferior oriundos do aquecimento do forno conforme a curva tempo × temperatura do ensaio termomecânico de Martins (2016) (Figura 41).

A madeira da viga se caracteriza por apresentar módulo de elasticidade igual a 7816 MPa e a massa específica de 683,21 kg/m³ à 25 °C. As propriedades mecânicas e térmicas da madeira foram consideradas como função da temperatura conforme a prescrição norma EN 1995-1-2:2004, com exceção dos valores das propriedades mecânicas acima de 300 °C, os quais foram considerados como sendo 0,01 do valor à temperatura ambiente, para evitar erro de convergência do modelo numérico.

Figura 39 – Esquema da viga estudada: seção transversal, vínculos e aplicação da carga.



Fonte: Adaptado de Martins (2016)

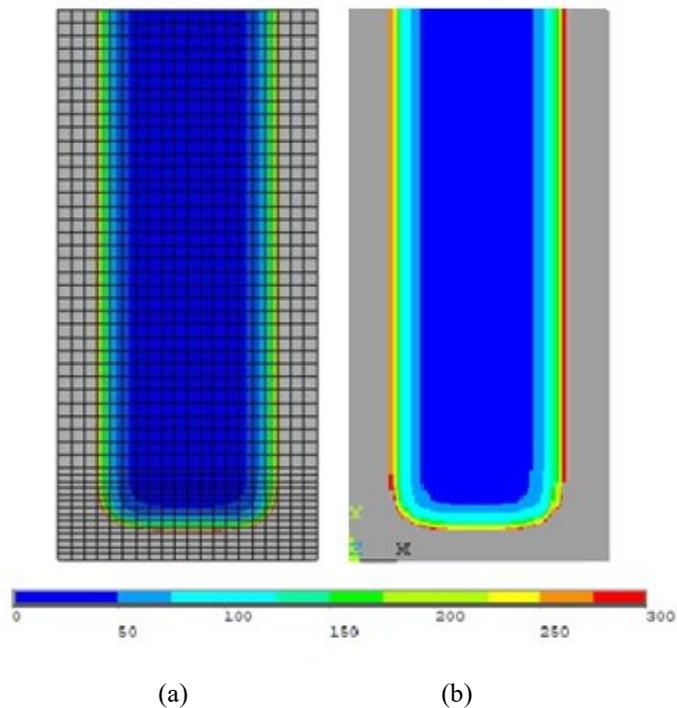
O modelo numérico de Martins (2016) foi desenvolvido no *software* ABAQUS de maneira sequencial. Os elementos DC3D8 e C3D8R foram usados para a análise térmica e para a análise mecânica, respectivamente. As malhas geradas no modelo de Martins eram diferentes para a análise térmica e para a análise mecânica.

O modelo numérico desenvolvido neste trabalho também usou análise sequencial como Martins (2016) (os resultados da análise térmica são dados de entrada no modelo mecânico). Os valores da carga térmica utilizada no modelo desenvolvido nesse trabalho foram retirados graficamente dos valores apresentados por Martins (2016), podendo, portanto, apresentar pequenas diferenças.

Na Figura 40, são apresentados os campos de temperatura da seção transversal da análise numérica de Martins (2016) (Figura 39 a) e a realizada nesta pesquisa (Figura 39 b). Pode-se perceber que o campo de temperatura obtido com o modelo numérico desenvolvido neste trabalho é muito similar ao obtido por Martins (2016).

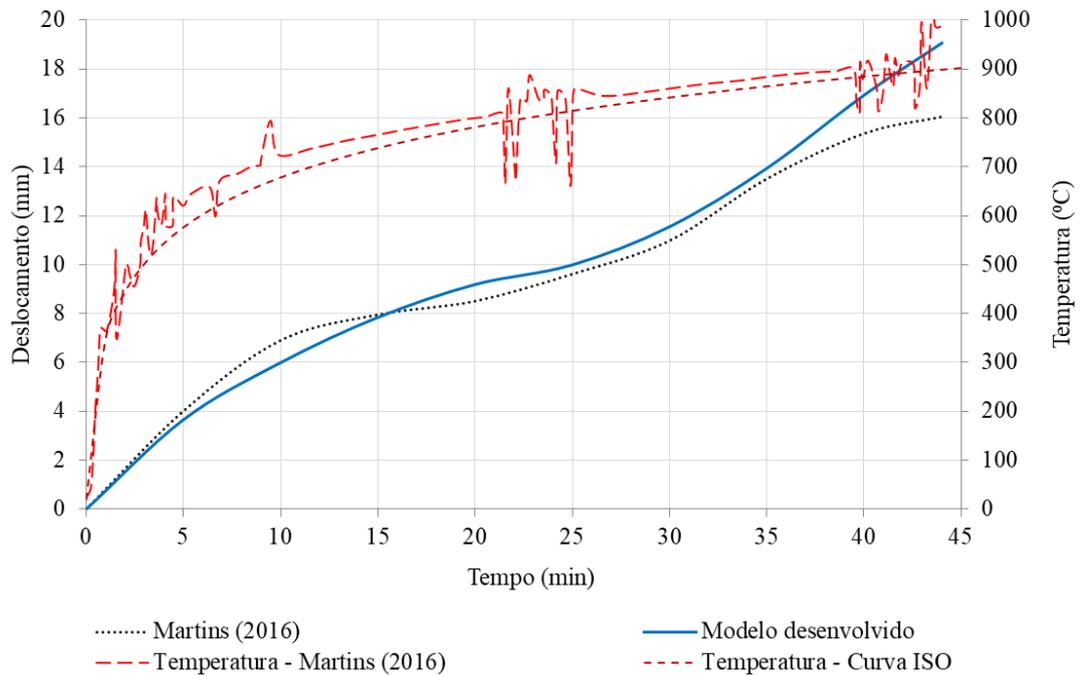
A evolução do deslocamento do ponto médio da viga devida à ação do incêndio é apresentada na Figura 41. Percebe-se o comportamento dos deslocamentos são similares, porém, em algumas regiões, os resultados apresentam diferença de até 19%. Essa diferença pode estar associada a diferenças dos elementos, da malha, do passo de tempo e da curva de elevação da temperatura utilizada para a análise. Neste trabalho foram utilizados os elementos SOLID70 e SOLID185 para as análises térmica e mecânica, respectivamente. Na análise mecânica, a malha, com dimensões uniformes de 15 mm × 15 mm × 15 mm, foi mais fina que a usada por Martins (2016). Neste trabalho o passo de tempo adotado foi de 10 s, porém o passo de tempo usado Martins (2016) não foi informado. A curva tempo × temperatura apresenta descontinuidade em pequenos intervalos de tempo. Para a reprodução do estudo de Martins (2016), os pontos da referida curva foram obtidos a partir dos gráficos, o que pode ter introduzido erros nos valores usados e, conseqüentemente, nos resultados obtidos.

Figura 40 – Campos de temperatura para as vigas.



Fonte: Autora

Figura 41 – Evolução do deslocamento do ponto médio e da temperatura para a viga de Lyptus® obtido numericamente.



Fonte: Autora

5.1.2 Viga em MLC sem reforço

Nesta e nas subsequentes seções, são feitas a validação do modelo numérico desenvolvido comparando-se os resultados obtidos com os valores experimentais de Gómez *et al.* (2013). A viga analisada possui seção transversal de 90 mm × 200 mm e vão livre de 2400 mm (figuras 33 a e 34) e os valores dos módulos de elasticidade das lâminas e da carga aplicada são apresentados na Tabela 18 do Anexo A.

É importante, para a avaliação dos resultados obtidos numericamente neste trabalho, ressaltar que, nos ensaios realizados por Gómez *et al.* (2013), a medição dos deslocamentos das vigas foi realizado tomando como referência o piso do laboratório. Com esse sistema de referência, os deslocamentos medidos registram as deformações devidas ao esmagamento transversal da madeira na região dos apoios, sendo que no modelo numérico de elementos finitos, esse esmagamento não foi considerado.

Nesta seção, são apresentados o deslocamento do ponto médio e o tempo de falha da viga de MLC sem reforço (viga 1).

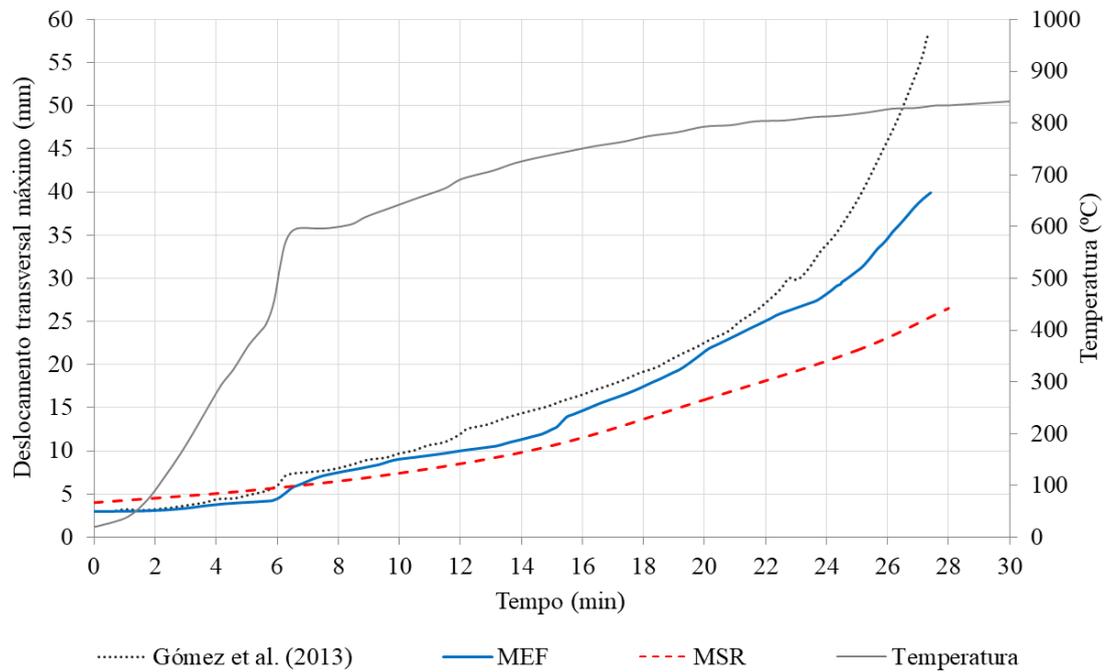
5.1.2.1 Evolução do deslocamento transversal máximo da viga

Na Figura 42, é apresentada a evolução do deslocamento máximo da viga 1 obtida por meio dos métodos da seção reduzida (MFR) e de elementos finitos (MEF), juntamente, com o resultado experimental de Gómez *et al.* (2013). Observa-se que os deslocamentos obtidos pelo método de elementos finitos são bastante próximos aos resultados experimentais de Gómez *et al.* (2013), enquanto que o resultados oriundos do método da seção reduzida foram inferiores a esses dois. Constata-se que os valores obtidos para a flecha, nos instantes iniciais da análise pelo MEF, são muito próximos aos valores obtidos experimentalmente. Porém, nos minutos finais do tempo de exposição ao fogo, os resultados obtidos pelo MEF apresentam maior diferença em relação aos valores experimentais, chegando ser 31,51% inferiores. Essa diferenciação dos valores se torna mais evidente a partir de 22 min de tempo de exposição ao fogo. Pode-se notar, também, que entre os 6 e 8 min da análise há um aumento mais intenso da temperatura que gera um acréscimo localizado no deslocamento da viga, fato que pode ser observado tanto nos valores experimentais como nos valores obtidos pelo MEF.

Os deslocamentos iniciais obtidos pelos métodos de elementos finitos e da seção reduzida foram de 2,99 mm e 4,01 mm, respectivamente, enquanto o valor experimental de Gómez *et al.* (2013) foi 3,00 mm, apresentando uma diferença em relação ao resultado experimental de 0,43% e de 33,60%, respectivamente. A diferença entre os valores dos deslocamentos iniciais da viga obtidos pelos modelos numéricos e o obtido experimentalmente podem ser devido ao fato de estes modelos não considerarem o esmagamento transversal da madeira no apoio, o que é registrado pelo ensaio de Gómez *et al.* (2013), como mencionado na Seção 5.1.2.

No momento da falha, aos 27 min e 25 s do ensaio, a viga apresentou uma flecha máxima de 58,30 mm. Porém, para esse mesmo instante, o modelo numérico de elementos finitos obteve uma flecha máxima de 39,93 mm, enquanto o modelo do método da seção reduzida obteve valor 25,46 mm, sendo, respectivamente, 31,51% e 56,32% inferiores ao valor do ensaio.

Figura 42 – Evolução do deslocamento vertical máximo e da temperatura da viga sem reforço



Fonte: Autora

Verifica-se que o valor obtido para a flecha no instante inicial da análise pelo MSR apresenta diferença significativa em relação ao valor obtido em ensaio. À medida que o tempo de exposição ao fogo avança, essa diferença se torna cada vez maior. O modelo do MSR leva em consideração apenas a taxa de carbonização da madeira, considerada constante ao longo do tempo, fato que dificilmente irá ocorrer, pois no início da combustão, o calor gerado é usado para a evaporação da umidade existente no interior da madeira, afetando assim, o valor da taxa de carbonização (Tabelas 2 e 3). Isso pode explicar o porquê dos valores obtidos pelo método serem significativamente inferiores aos experimentais, especialmente a partir dos 10 min de análise. Outro fato que pode gerar essa diferença entre os valores obtidos pelo MSR e os experimentais é a não consideração da deformação devida ao cisalhamento na equação analítica utilizada para o cálculo dos deslocamentos transversais.

A diferenciação dos valores dos deslocamentos entre os modelos analisados e os dados experimentais ao final do tempo da análise pode ser justificada pelo efeito da fluência que ocorre na madeira, que não foi modelado nesse trabalho. Durante o experimento, com o avançar do tempo, mesmo que a carga aplicada seja constante, a taxa de deformação da viga aumenta, principalmente devido ao aumento de temperatura na viga, que além de afetar diretamente a taxa de fluência da madeira, também aumenta o nível de tensões da viga, devido à carbonização de parte da seção transversal da viga, fator que também aumenta a taxa de

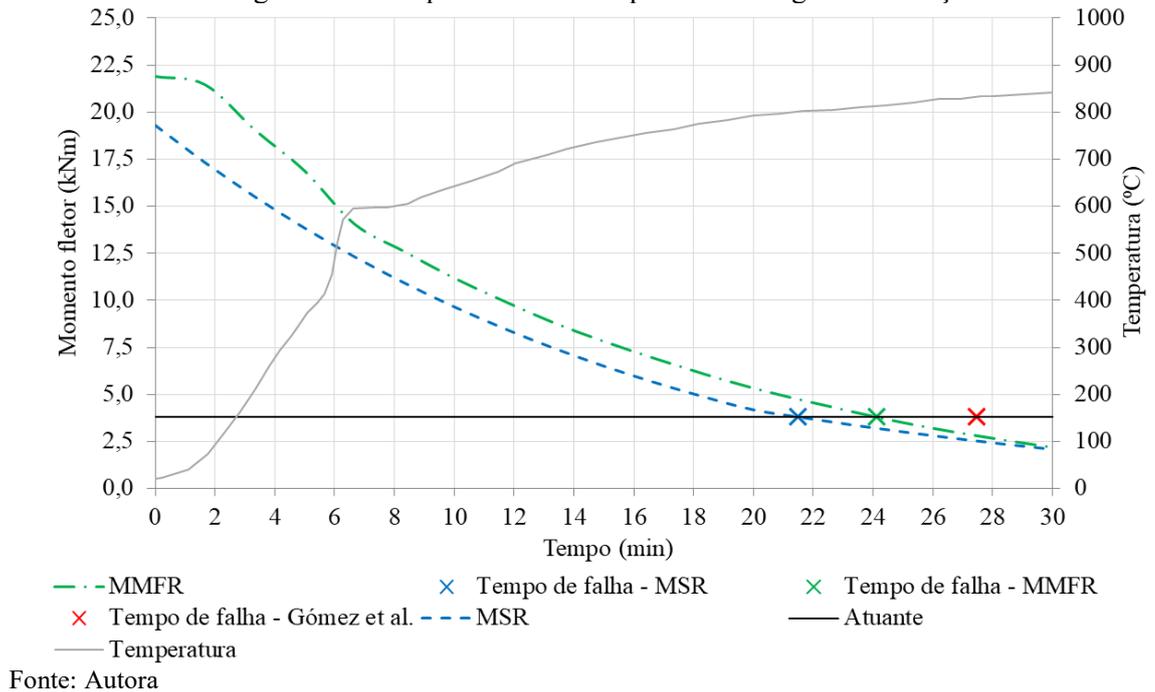
fluência da madeira, como apresentado na Seção 2.3.1. Pode-se perceber que a curva de deslocamentos da viga obtida experimentalmente se assemelha à curva apresentada na Figura 18, com falha no estágio terciário de fluência. Além do efeito da fluência, os modelos numéricos usados nesta dissertação não consideram a ocorrência de fissuras na camada carbonizada e de reações exotérmicas que acontecem na situação real da viga submetida ao fogo que poderiam afetar o campo de temperatura da viga e, por sua vez, influenciar no módulo de elasticidade.

5.1.2.2 Tempo de falha da viga

Na Figura 43, são apresentados os tempos de falha obtidos pelos métodos do momento fletor resistente e da seção reduzida, juntamente com o obtido experimentalmente por Gómez *et al.* (2013). O método da seção reduzida proporcionou um tempo de falha de 21 min e 29 s enquanto que o método do momento fletor resistente proporcionou 24 min e 7s, sendo 21,61% e 12,06% inferiores ao tempo de falha experimental, de 27 min e 25 s, indicando que os dois métodos são mais conservativos. Percebe-se que, logo ao início da exposição da viga ao fogo, os dois métodos mostram uma redução da resistência mecânica, sendo que, com aproximadamente 10 min de exposição ao fogo, a capacidade portante da viga apresenta, por ambos os métodos, uma redução de 50% em relação à capacidade inicial.

Sobre o método da seção reduzida é possível concluir que este apresentou resultados com diferenças significativas em relação aos valores obtidos experimentalmente, subestimando as flechas iniciais e finais e determinou um tempo de falha 21,61% mais conservador. Porém este é um método simplificado, que pode ser programado em qualquer software de planilha eletrônica, apresentando baixo custo computacional e tempo de resolução. O modelo desenvolvido em elementos finitos obteve melhor desempenho que o MSR, porém apresenta custo computacional elevado, sendo necessário um software específico para a realização da modelagem.

Figura 43 – Tempo de falha e temperatura da viga sem reforço



5.1.3 Vigas em MLC reforçadas com aço

Os resultados obtidos pelo modelo numérico e pelos ensaios de Gómez *et al.* (2013) para as vigas em MLC com reforço de aço são apresentados nessa seção. As vigas analisadas possuem seção transversal de 90 mm × 200 mm e vão livre de 2400 mm (figuras 33 b e 34), com reforço de chapa de aço S235 de 3 mm × 30 mm e os valores dos módulos de elasticidade das lâminas, das cargas aplicadas e as características da chapa de aço são apresentados na Tabela 18 do Anexo A.

5.1.3.1 Evolução dos deslocamentos transversais máximos das vigas reforçadas com aço

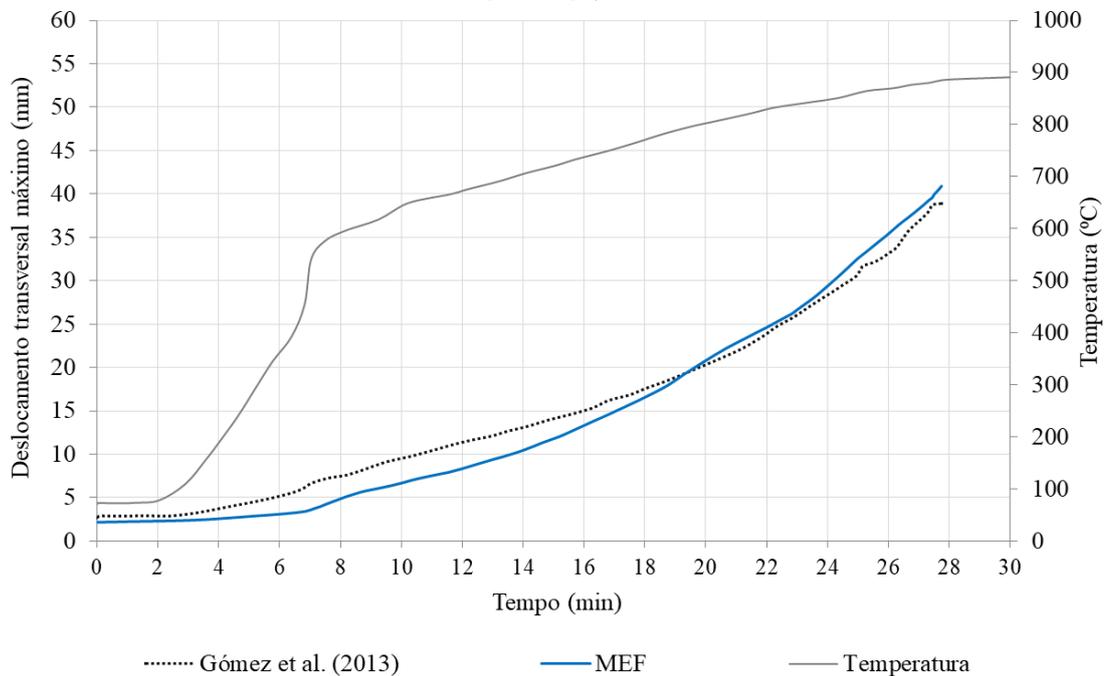
A evolução dos deslocamentos transversais máximos das vigas 2 e 3 ao longo do tempo, obtidas numericamente neste trabalho e experimentalmente por Gómez *et al.* (2013), são apresentadas nas Figuras 44 e 45, respectivamente. Pode-se observar que, novamente, os valores obtidos pelo MEF são bastante próximos dos valores experimentais, sendo que as maiores diferenças podem ser observadas no intervalo entre 6 e 18 min de análise. Neste intervalo de tempo, a temperatura dos gases aumenta em uma taxa maior e os deslocamentos obtidos pelo MEF são inferiores aos obtidos experimentalmente, isto pode ser um indício que o valor da condutividade térmica da madeira utilizado no modelo numérico, determinado pela

norma EN 1995-1-2:2004, pode ser inferior ao valor real da condutividade da madeira utilizada para confecção das vigas.

Os valores numéricos para o deslocamento foram inferiores aos valores experimentais do instante inicial da análise até os 18 min. Observa-se, novamente, que onde há salto nos valores da temperatura, também há aumento nos valores dos deslocamentos, numericamente e experimentalmente. Nas vigas com reforço de aço não é significativa a diferença entre os valores de deslocamento no final da análise, como foi observado na viga sem reforço.

No momento inicial da análise, o deslocamento vertical máximo da viga 2 foi de 2,17 mm, valor 19,52% inferior ao obtido experimentalmente por Gómez *et al.* (2013), que foi de 2,70 mm. No instante de falha da viga, aos 27 min e 45 s do ensaio, a flecha máxima obtida numericamente para viga 2 foi de 40,91 mm, enquanto que o valor alcançado no ensaio foi de 38,90 mm, sendo assim 5,16% inferior.

Figura 44 – Evolução do deslocamento vertical máximo e da temperatura da viga 2 (com reforço de aço)

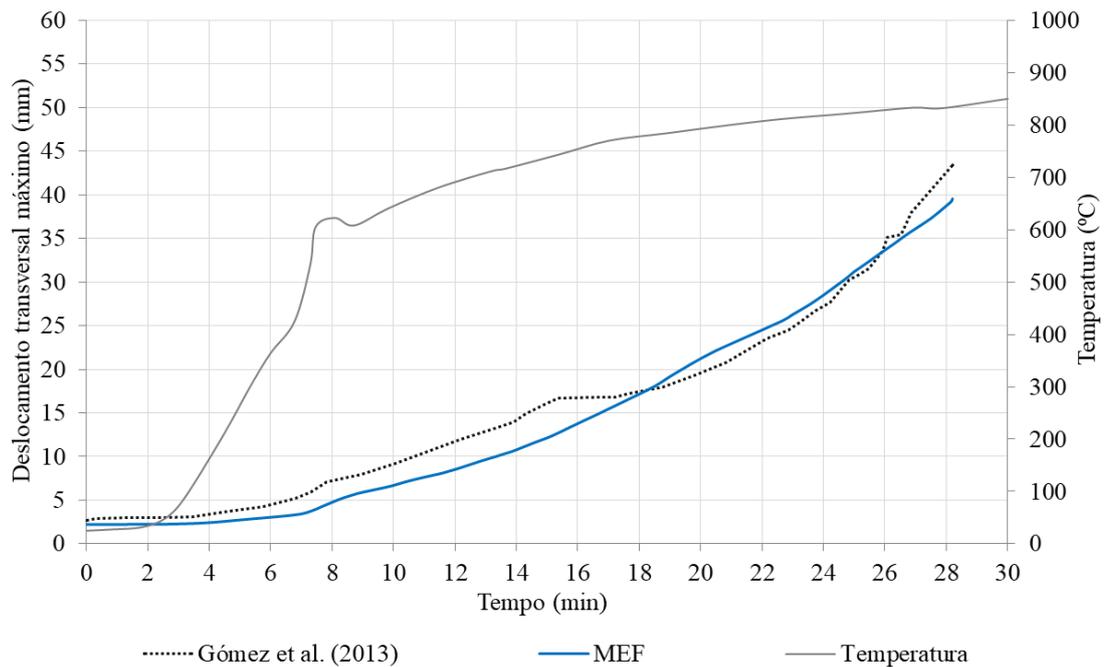


Fonte: Autora

A flecha inicial da viga 3, obtida numericamente, foi de 2,22 mm, sendo que o valor experimental obtido por Gómez *et al.* (2013) foi de 2,70 mm. A flecha máxima obtida pela

viga 3 na análise de elementos finitos foi de 39,55 mm no instante de falha aos 28 min e 12s e o valor atingindo por Gómez *et al.* (2013) foi de 43,40 mm. Observa-se que os valores obtidos por meio do MEF para as flechas inicial e final foram 17,80% e 8,87%, respectivamente, inferiores aos valores experimentais.

Figura 45 – Evolução do deslocamento vertical máximo e da temperatura da viga 3 (com reforço de aço)



Fonte: Autora

Pelos resultados obtidos, pode-se inferir que o modelo numérico desenvolvido descreve satisfatoriamente o comportamento das vigas de MLC com reforço de aço.

5.1.3.2 Tempo de falha das vigas reforçadas com aço

Os tempos de falha das vigas 2 e 3 foram estimados pelo método do momento fletor resistente, sendo que não é possível utilizar o método da seção transversal reduzida, pois este se aplica somente a seções transversais homogêneas de madeira. O tempo de falha da viga 2 estimado pelo o modelo numérico foi de 25 min e 57 s, apresentando diferença de 6,49% em relação ao valor experimental de 27 min e 45 s. O tempo de falha obtido pelo MMFR para a viga 3 foi de 26 min e 19 s, resultado 6,68% menor que o obtido experimentalmente igual a 28 min e 12 s, indicando que o método do momento fletor resistente é conservativo na

determinação do tempo de falha. Esse método parece fornecer tempos de falha com erros menores para vigas com reforço em aço do que para vigas em MLC sem reforço.

5.1.4 Vigas em MLC reforçadas com PRFC em fábrica

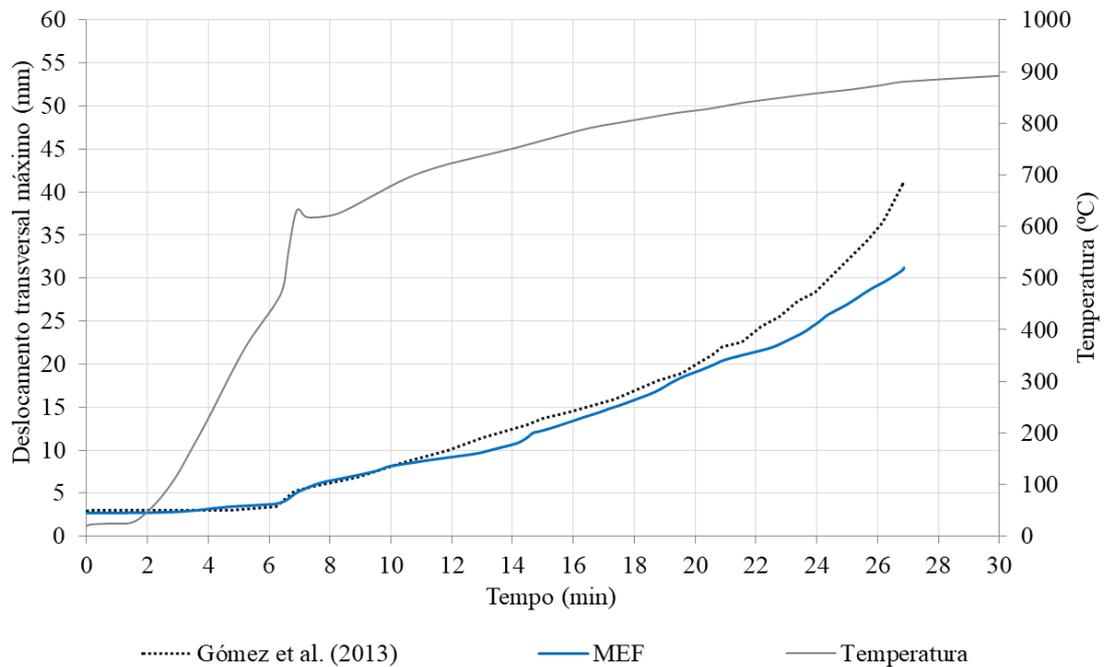
São apresentados, nesta seção, os resultados obtidos na análise numérica das vigas em MLC reforçadas com PRFC em fábrica, juntamente com os resultados experimentais obtidos por Gómez *et al.* (2013). As vigas estudadas possuem seção transversal de 90 mm × 200 mm e vão livre de 2400 mm (figuras 33 c e 34), e são reforçadas com faixas de PRFC modelo Sikawrap-230C, com dimensões de 50 mm × 1 mm × 2600 mm. Seus valores para os módulos de elasticidade das lâminas, das cargas aplicadas e as características do reforço são apresentados na Tabela 18 do Anexo A.

5.1.4.1 Evolução dos deslocamentos transversais máximos das vigas reforçadas com PRFC em fábrica

Nas Figuras 46 e 47, são apresentadas as evoluções ao longo do tempo dos deslocamentos máximos das vigas 4 e 5, respectivamente, obtidas por meio do método de elementos finitos, juntamente com os resultados experimentais de Gómez *et al.* (2013). Observa-se que os deslocamentos do modelo numérico e do experimental são praticamente iguais a partir dos instantes iniciais da análise até 10 min, onde se inicia uma pequena diferenciação nos valores. Isso se torna mais evidente a partir dos 22 min e perdura até o instante final da análise. Esta diferença pode estar associada ao efeito da fluência da madeira, que pode ter sido aumentado devido à temperatura e ao aumento do nível de tensões oriundo da redução da seção transversal da viga.

A flecha inicial da viga 4 obtida pelo modelo numérico foi de 2,701 mm, apresentando uma diferença de 6,87% em relação ao resultado experimental de 2,90 mm, obtido por Gómez *et al.* (2013). A flecha máxima final obtida numericamente foi de 31,21 mm, sendo 23,68% inferior ao valor experimental de 40,90 mm, registrado aos 26 min e 49 s de ensaio.

Figura 46 – Evolução do deslocamento vertical máximo e da temperatura da viga 4 (reforçada com PRFC em fábrica)



Fonte: Autora

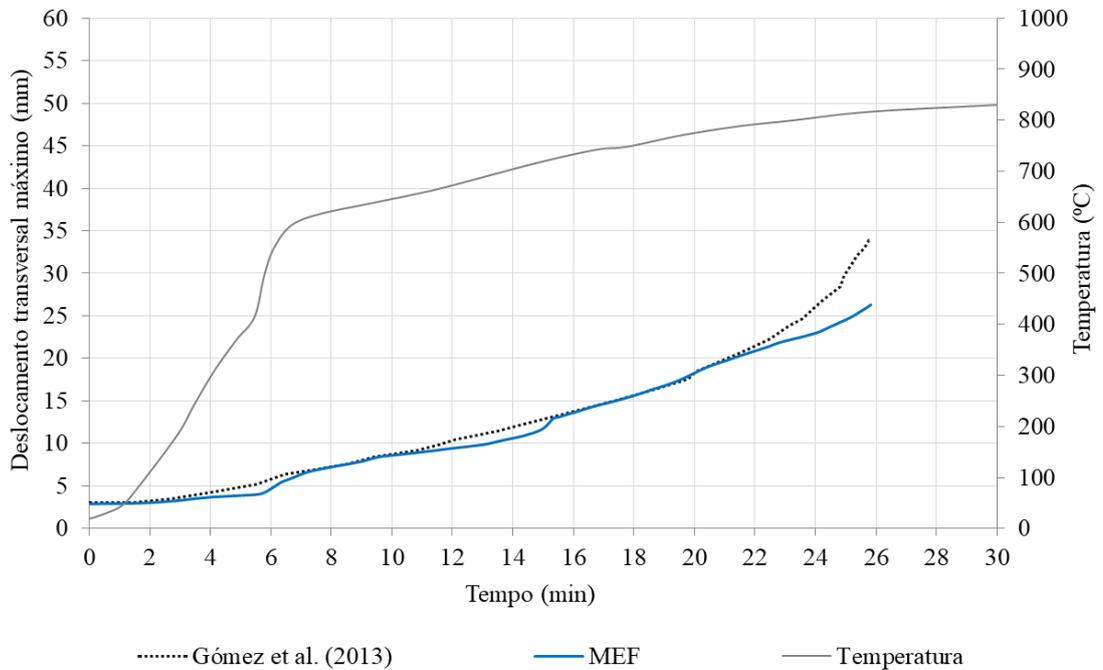
A flecha inicial obtida pelo modelo numérico da viga 5 foi de 2,91 mm, apresentando uma diferença de 3,10% em relação ao resultado experimental obtido por Gómez *et al.* (2013), de 3,00 mm. A flecha máxima final obtida numericamente foi de 26,30 mm, sendo 22,41% inferior ao valor experimental de 33,90 mm, registrado aos 25 min e 50 s de ensaio.

Pode-se notar que os valores obtidos numericamente se aproximam dos valores experimentais em quase toda duração da análise, havendo diferença significativa somente nos últimos 6 min da análise. O modelo desenvolvido em MEF mostrou-se adequado para avaliar o deslocamento das vigas em MLC reforçada com PRFC em fábrica.

Percebe-se que o comportamento do deslocamento das vigas em MLC reforçadas em fábrica com PRFC é similar ao comportamento das vigas em MLC sem reforço. O comportamento também é similar nos instantes finais da análise, quando se inicia uma maior diferenciação entre os resultados numéricos e experimentais. Dois fatores podem justificar o comportamento próximo ao momento de falha. O primeiro é o efeito da fluência já discutido no tópico 5.1.2.1 e o segundo são as caracterizações das propriedades térmicas e mecânicas do PRFC utilizada nesse trabalho. Por se tratar de um material com grande variabilidade de propriedades e modos de aplicação, os dados encontrados na literatura sobre os PRF são bastante divergentes, sendo que neste trabalho foi utilizada uma caracterização do PRFC próximo do reforço utilizado no estudo experimental, porém, para melhoria dos resultados

numéricos, seria necessário caracterizar, térmica e mecanicamente, o material utilizado nas vigas.

Figura 47 – Evolução do deslocamento vertical máximo e da temperatura da viga 5 (reforçada com PRFC em fábrica)



Fonte: Autora

5.1.4.2 Tempo de falha das vigas reforçadas com PRFC em fábrica

O tempo de falha obtido pelo modelo numérico para a viga 4 foi de 30 min e 59 s, enquanto que o ao obtido por Gómez *et al.* (2013) foi de 26 min e 49 s. O tempo de falha obtido numericamente para a viga 5 foi 33 min e 08 s, porém o valor experimental foi 25 min e 50 s. Nos dois casos, pode-se notar que os valores obtidos numericamente para os tempos de falhas das vigas pelo método do momento fletor reduzido foram superiores ao tempo de falha experimental em 15,52% e 28,25% para as vigas 4 e 5, respectivamente, apresentando valores contra a segurança. A segurança de projeto é comprometida nesse caso, pois o modelo numérico determina um tempo de falha superior ao real.

5.1.5 Vigas em MLC reforçadas com PRFC *in loco*

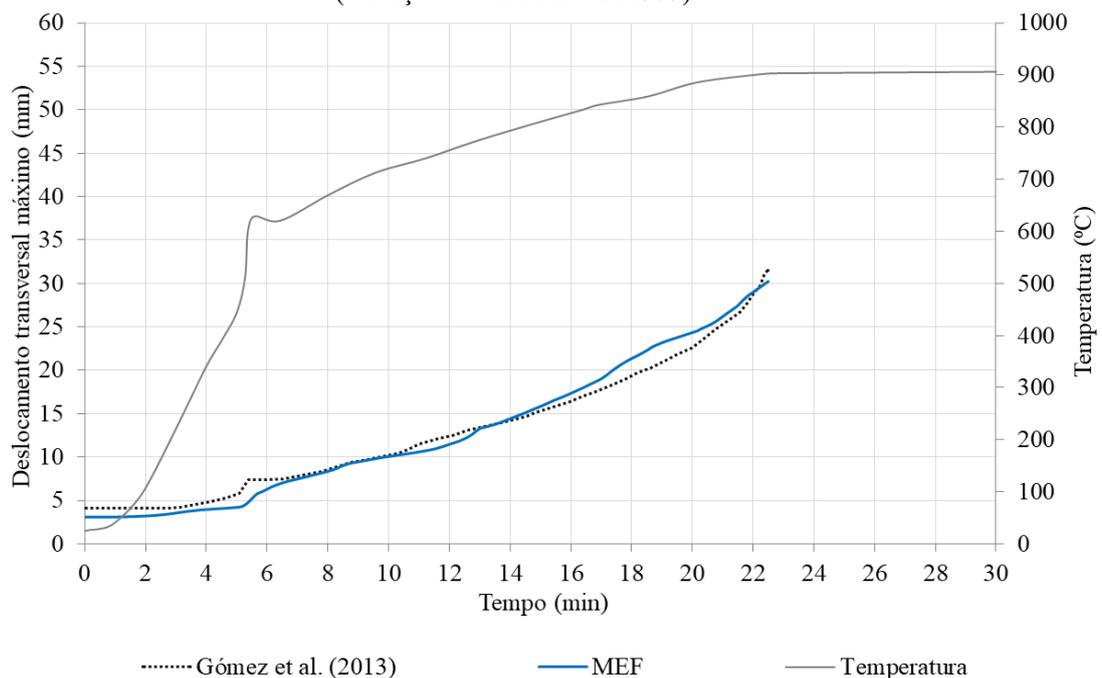
Nesta seção são apresentados os resultados referentes às vigas de MLC reforçadas *in loco*, juntamente com os resultados obtidos por Gómez *et al.* (2013), experimentalmente. As vigas estudadas possuem seção transversal de 90 mm × 200 mm e vão livre de 2400 mm (figuras 33 d e 34), e são reforçadas com faixas de PRFC modelo Sikawrap-230C, com dimensões de 50 mm × 1 mm × 2600 mm coladas com resina epóxi tipo Sikadur 330. Seus valores para os módulos de elasticidade das lâminas, das cargas aplicadas e as características do reforço são apresentados na Tabela 18 do Anexo A.

Devido ao fato da última lâmina de madeira que compõe as vigas reforçadas *in loco* ter sido fixada por meio de parafusos autoatarraxantes, utilizou-se o fator de redução da inércia da seção transversal de 0,85 recomendado pela norma NBR 7190:1997 para peças compostas de seção retangular ligadas por conectores metálicos.

5.1.5.1 Evolução dos deslocamentos transversais máximos das vigas reforçadas com PRFC *in loco*

A evolução dos deslocamentos máximos da viga 6 é ilustrada na Figura 48.

Figura 48 – Evolução do deslocamento vertical máximo e da temperatura da viga 6 (reforçada com PRFC *in loco*)

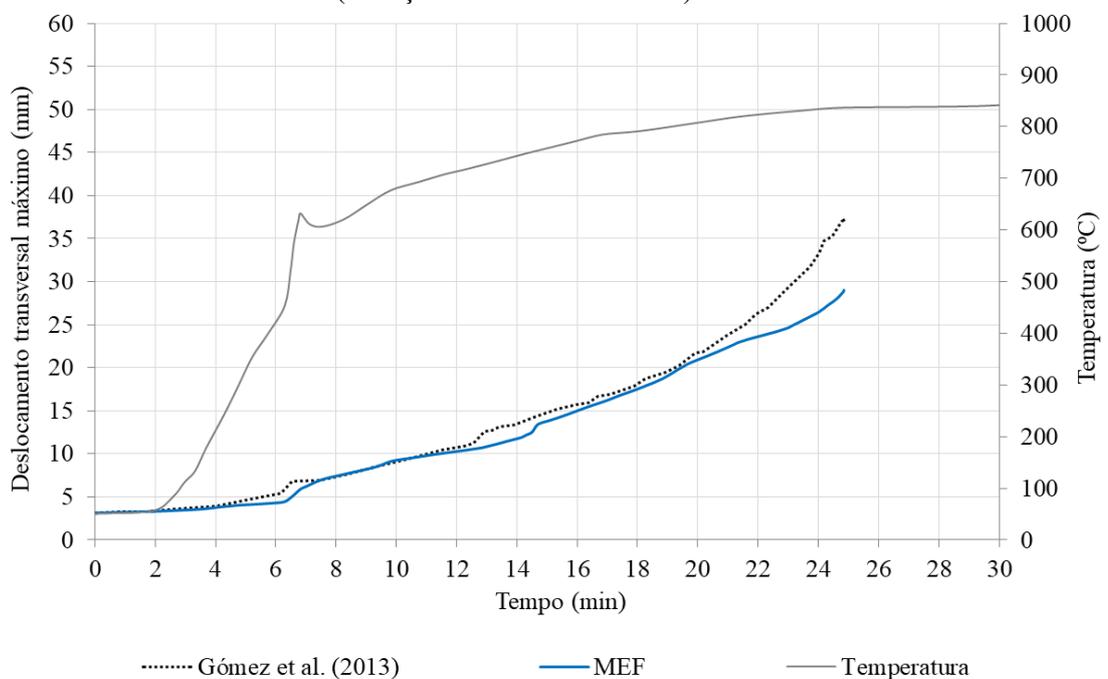


Fonte: Autora

A flecha inicial obtida numericamente é de 3,09 mm, valor 24,75% inferior ao registrado no ensaio realizado por Gómez *et al.* (2013), de 4,1 mm. Observa-se que os resultados numéricos se aproximam bastante dos experimentais, sendo que as maiores diferenças se encontram entre o instante inicial e os 6 min e entre 17 e 20 min do tempo de exposição ao fogo. A diferença entre a flecha máxima no instante final da análise, aos 22 min e 30 s, é de apenas 4,31%, sendo a obtida pelo MEF de 30,27 mm e a experimental de 31,60 mm.

Os resultados da viga 7 são mostrados na Figura 49. No instante inicial da análise, foi obtido, numericamente, o deslocamento vertical máximo de 3,15 mm, enquanto que experimentalmente o valor foi de 3,10 mm, caracterizando uma diferença de 1,51%. Os valores obtidos numericamente são muito próximos aos valores registrados por Gómez *et al.* (2013), do instante inicial da análise até os 21 min de ensaio, onde se evidencia uma diferença entre os valores, chegando a 21,99% no instante final, com flecha máxima obtida pelo MEF de 29,02 mm e flecha máxima experimental de 37,20 mm.

Figura 49 – Evolução do deslocamento vertical máximo e da temperatura da viga 7 (reforçada com PRFC *in loco*)



Fonte: Autora

Pode-se perceber que a viga 6 apresentou deslocamento mais próximo ao comportamento obtido para as vigas em MLC com reforço de aço. Já a viga 7 apresentou comportamento semelhante às vigas em MLC reforçadas com PRFC em fábrica.

5.1.5.2 Tempo de falha das vigas reforçadas com PRFC *in loco*

O tempo de falha da viga 6 foi de 28 min e 11 s, para o modelo numérico, sendo o valor obtido experimentalmente de 22 min e 30 s. Portanto, o modelo numérico apresentou resultado 25,25% superior ao obtido no ensaio realizado por Gómez *et al.* (2013). O tempo de falha da viga 7, obtido com o MEF, foi de 31 min e 37 s, valor 27,24% superior aos 24 min e 51 s atingidos no ensaio, apresentando, assim como para as vigas em MLC reforçadas com PRFC em fábrica, valores contra a segurança.

5.1.6 Síntese da avaliação dos modelos numéricos

A Tabela 15 apresenta um resumo dos resultados obtidos para as vigas em MLC analisadas com o modelo numérico desenvolvido nesse trabalho.

Tabela 15 - Resumo dos desempenhos de vigas de MLC reforçadas

		MLC sem reforço		MLC com reforço					
				Aço		PRFC em fábrica		PRFC <i>in loco</i>	
		Viga 1		Viga 2	Viga 3	Viga 4	Viga 5	Viga 6	Viga 7
MEF	MSR								
Flecha inicial (mm)	Modelo desenvolvido	2,99	4,01	2,17	2,22	2,70	2,91	3,09	3,15
	Experimental	3,00	3,00	2,70	2,70	2,90	3,00	4,10	3,10
	Diferença	0,43%	33,60%	19,52%	17,80%	6,87%	3,10%	24,75%	1,51%
Flecha final (mm)	Modelo desenvolvido	39,93	25,46	40,91	39,55	31,21	26,30	30,27	29,02
	Experimental	58,30	58,30	38,90	43,40	40,90	33,90	31,60	37,20
	Diferença	31,51%	56,32%	5,16%	8,87%	23,68%	22,41%	4,31%	21,99%
Tempo de falha	Modelo desenvolvido	24 min e 7 s	21 min e 29 s	25 min e 57 s	26 min e 19 s	30 min e 59 s	33 min e 08 s	28 min e 11 s	31 min e 37 s
	Experimental	27 min e 25 s	27 min e 25 s	27 min e 45 s	28 min e 12 s	26 min e 49 s	25 min e 50 s	22 min e 30 s	24 min e 51 s
	Diferença	12,06%	21,61%	6,49%	6,68%	15,52%	28,25%	25,25%	27,24%

Fonte: Autora

Os resultados obtidos por esse trabalho mostram que, apesar de ser um método de simples implementação, o Método da Seção Reduzida é bastante conservador e apresenta

resultados com grandes diferenças em relação aos resultados experimentais, obtendo o pior desempenho para determinação dos deslocamentos transversais de vigas em MLC sem reforço.

Na maioria dos casos, com exceção das vigas com reforço de aço e da viga 6 (reforçada com PRFC *in loco*), o modelo de elementos finitos obteve melhor resultado da determinação da flecha inicial da viga, se comparado com os resultados das flechas finais. Isto é um forte indício de que, para aprimoramento do modelo, é necessária a inclusão do efeito da fluência da madeira nas relações constitutivas do material. O fato da viga em MLC sem reforço ter apresentado a maior diferença entre a flecha final obtida com o MEF e a obtida experimentalmente é um indício que a adição dos materiais de reforços pode amenizar o efeito da fluência na viga.

A grande diferença obtida nos tempo de falha para as vigas com reforços de PRFC indica a necessidade da caracterização correta do material, para melhor desempenho do modelo, sendo que, com os dados disponíveis utilizados nesse trabalho, os resultados obtidos foram contra a segurança, podendo implicar em prejuízos no projeto de vigas em MLC reforçadas em situação de incêndio, uma vez que, em situação real, a viga resistirá menos tempo do que o previsto em projeto, podendo afetar situações de evacuação e resgate em edificações.

Constata-se que o modelo desenvolvido para o cálculo do tempo de falha das vigas apresentou bons resultados para as vigas sem reforço e com reforço de aço. Porém, apresenta deficiências para determinação do tempo de falha das vigas com reforço de PRFC, tendo sempre resultados contrários à segurança de projeto. Provavelmente, isto se deve aos dados termomecânicos usados para na modelagem do PRFC, visto que eles foram estimados a partir da literatura, devido à ausência de caracterização do material usado a temperaturas elevadas.

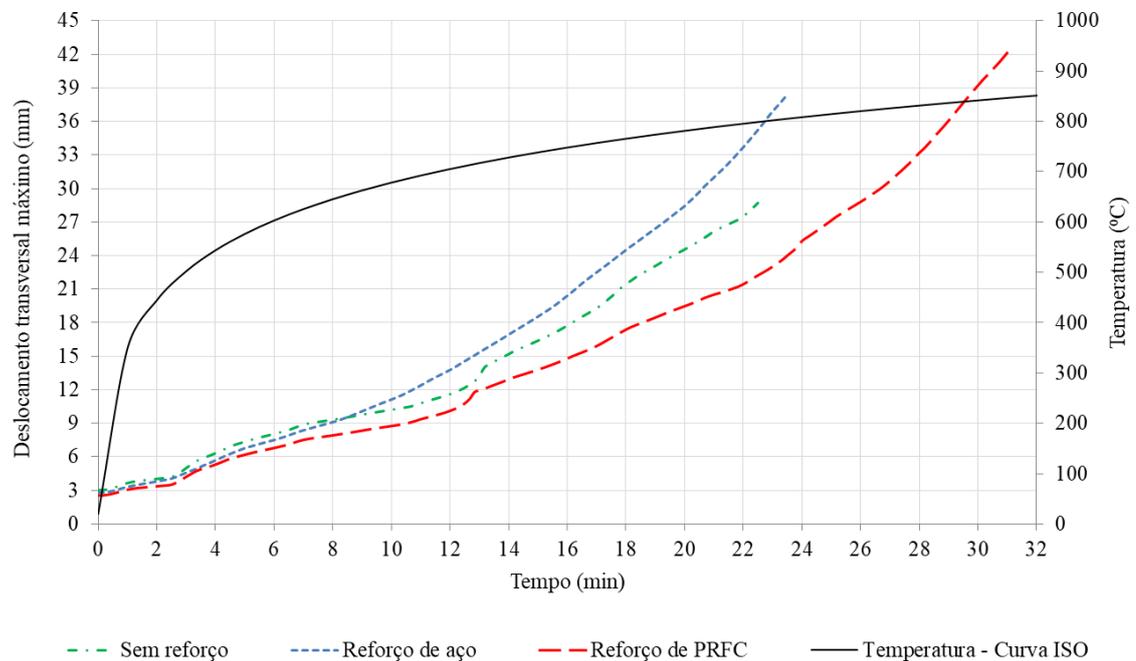
5.2 INFLUÊNCIA DOS REFORÇOS NO DESEMPENHO DE VIGAS EM MLC EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

Nesta seção serão apresentados os resultados obtidos na avaliação da influência dos reforços no desempenho de vigas em MLC em situação de incêndio. Foram analisadas três vigas: uma em MLC sem reforço, uma em MLC com reforço de aço e uma em MLC

reforçada com PRFC em fábrica. Todas foram submetidas à ação térmica definida pela curva ISO 834 e à mesma carga mecânica indicada na Tabela 18, no Anexo A, para a viga 1. Todas as vigas possuem as mesmas características físicas e mecânicas para a madeira, sendo os módulos de elasticidade das lâminas iguais aos indicados para a viga 1, na Tabela 18, no Anexo A.

A Figura 50 ilustra a evolução do deslocamento transversal das vigas avaliadas. Pode-se perceber que, durante os primeiros 8 min de exposição ao fogo, a viga em MLC sem reforço apresenta maior deslocamento transversal, seguida pela viga com reforço em aço, sendo que e a viga com reforço de PRFC apresenta os menores deslocamentos. Porém, a partir dos 8 min, a viga com reforço de aço passa a apresentar maior deslocamento e segue desta maneira até o fim da análise. Esse comportamento da viga com reforço de aço pode ser justificado pela elevada taxa de carbonização que a viga apresenta em sua face inferior, conforme será apresentado na Seção 5.3.

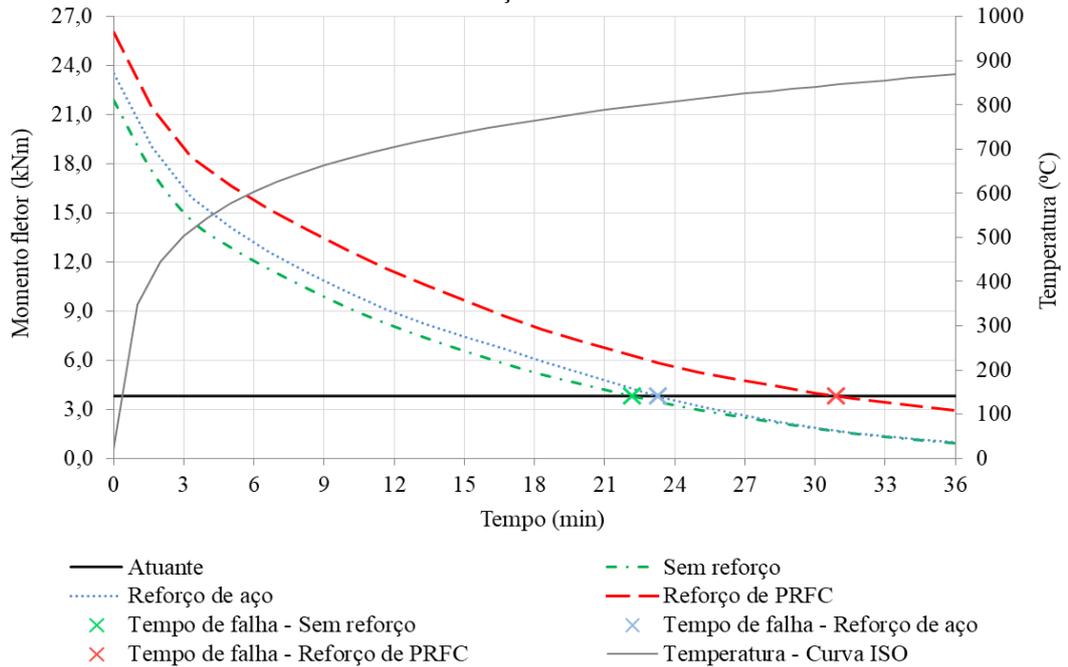
Figura 50 – Evolução do deslocamento transversal máximo e da temperatura das vigas para avaliação da influência dos reforços.



Fonte: Autora

O tempo de falha das vigas é apresentado na Figura 51.

Figura 51 – Tempo de falha e temperatura das vigas para avaliação da influência dos reforços.



Na Tabela 16 é apresentado um resumo dos resultados obtidos na avaliação da influência dos reforços em vigas em MLC em situação de incêndio.

Tabela 16 - Resumo dos resultados obtidos na avaliação da influência dos reforços em vigas de MLC em situação de incêndio

		Viga em MLC sem reforço	Viga em MLC com reforço de aço	Viga em MLC reforçada com PRFC
Deslocamento transversal inicial	Valor obtido (mm)	3,02	2,81	2,56
	Diferença em relação à viga sem reforço	-	- 7,14%	-15,42%
Deslocamento transversal final	Valor obtido (mm)	27,89	37,38	40,63
	Valor atingido aos 22 min e 11 s	27,89	34,19	21,69
	Diferença em relação à viga sem reforço aos 22 min e 11 s	-	+ 22,59%	- 22,23%
Tempo de falha	Valor obtido	22 min e 11 s	23 min e 16 s	30 min e 55 s
	Diferença em relação à viga sem reforço		+ 4,88%	+ 39,35%

Fonte: Autora

É válido ressaltar que na validação do modelo foi discutido que os valores para os tempos de falha das vigas em MLC com reforço de PRFC foram superiores aos valores determinados experimentalmente, devido à caracterização do reforço utilizado. Esse fato pode ocasionar a superestimativa do tempo de falha da viga analisada.

Com os resultados obtidos, pode-se inferir que a adição de reforço de PRFC em vigas de MLC em situação de incêndio melhora o desempenho desta, diminuindo os deslocamentos transversais desta e aumentando seu tempo de falha. A adição de reforço de aço, apesar de aumentar o tempo de falha da viga em MLC, também aumenta os deslocamentos transversais desta, sendo que a diferença entre as flechas iniciais da viga com reforço de aço e com reforço de PRFC é de 8,91%.

Em uma situação de incêndio, onde o objetivo principal da segurança de projeto é atender o tempo de resistência requerido ao fogo, tanto o reforço de PRFC como o reforço em aço melhora o desempenho de vigas em MLC. Contudo, no caso da recuperação da estrutura após o incêndio, a viga em MLC com reforço de aço apresenta o inconveniente de ter atingido maiores deslocamentos, tornando mais difícil a recuperação da estrutura.

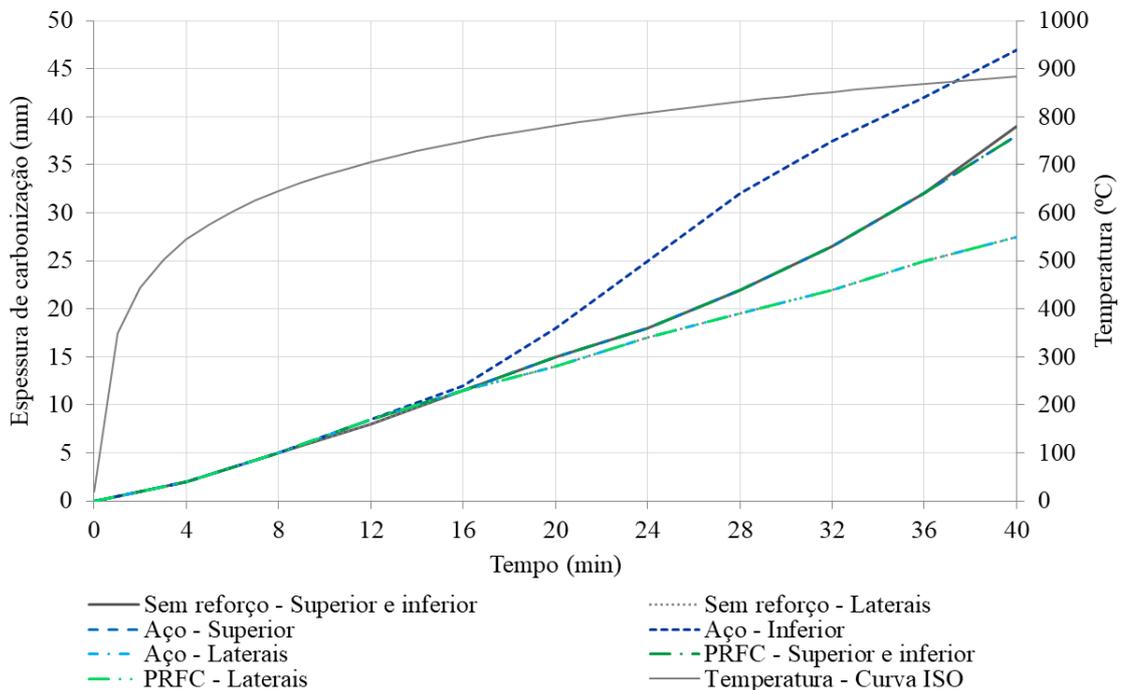
5.3 TAXA DE CARBONIZAÇÃO DAS VIGAS EM MLC COM E SEM REFORÇO OBTIDAS COM O MODELO NUMÉRICO

Nesta seção, são apresentados os resultados obtidos para a profundidade e a taxa de carbonização das vigas em MLC com e sem reforço.

5.3.1 Espessura da carbonização das vigas analisadas

Na Figura 52, são apresentadas as espessuras de carbonização das vigas em MLC com e sem reforço. Percebe-se que, até 8 min de tempo de exposição ao fogo, as vigas apresentam a mesma espessura de carbonização, porém a partir desse instante, inicia-se uma diferenciação dos valores, tanto referente ao tipo de viga como referente à região em que a espessura de carbonização é avaliada.

Figura 52 – Espessura de carbonização das vigas analisadas.



Fonte: Autora

Percebe-se que a espessura de carbonização das faces inferiores e superiores das vigas é mais elevada do que a espessura de carbonização das faces laterais da viga, de acordo

com o reportado por Pinto (2005), Yang *et al.* (2009) e Martins (2016). Constata-se que, a partir de 16 min, a espessura de carbonização da face inferior da viga em MLC com reforço de aço é significativamente superior à espessura de carbonização das faces inferiores e superiores das demais vigas, sendo que, ao final da análise, a diferença entre as espessuras de carbonização das faces inferiores da viga sem reforço e da com reforço de aço é de 20,51% e entre as vigas com reforço de aço e PRFC é de 19,15%.

O reforço de PRFC permanece protegido durante a exposição ao fogo, pois mesmo aos 40 min, a espessura de carbonização na parte inferior da viga é de 38 mm, e o reforço é posicionado acima dessa profundidade.

5.3.2 Taxa de carbonização das vigas analisadas

Na Tabela 17 são apresentadas as taxas de carbonização das vigas. Pode-se perceber que a taxa de carbonização das faces superiores e inferiores das vigas apresenta certa estabilização entre os 16 e 24 min de análise e após esse intervalo torna a se elevar. Já a taxa de carbonização das faces laterais das vigas atinge o pico aos 16 min e então começam a decrescer até o final da análise

Tabela 17 – Taxa de carbonização das vigas estudadas

Tempo (min)	Taxa de carbonização (mm/min)						
	Viga em MLC sem reforço		Viga em MLC com reforço de aço			Viga em MLC com reforço de PRFC	
	Superior e inferior	Laterais	Superior	Inferior	Laterais	Superior e inferior	Laterais
4	0,500	0,500	0,500	0,500	0,500	0,500	0,500
8	0,625	0,625	0,625	0,625	0,625	0,625	0,625
12	0,667	0,667	0,708	0,708	0,708	0,708	0,708
16	0,719	0,719	0,719	0,750	0,719	0,750	0,719
20	0,750	0,700	0,750	0,900	0,700	0,750	0,700
24	0,750	0,708	0,750	1,042	0,708	0,750	0,708
28	0,786	0,696	0,786	1,143	0,696	0,786	0,696
32	0,828	0,688	0,828	1,172	0,688	0,828	0,688
36	0,889	0,694	0,889	1,167	0,694	0,889	0,694
40	0,975	0,688	0,950	1,175	0,688	0,950	0,688

Fonte: Autora

Os resultados obtidos numericamente indicam que os valores das taxas de carbonização variam com o tempo de exposição ao calor, em concordância com as pesquisas de Yang *et al.* (2009) e Martins (2016).

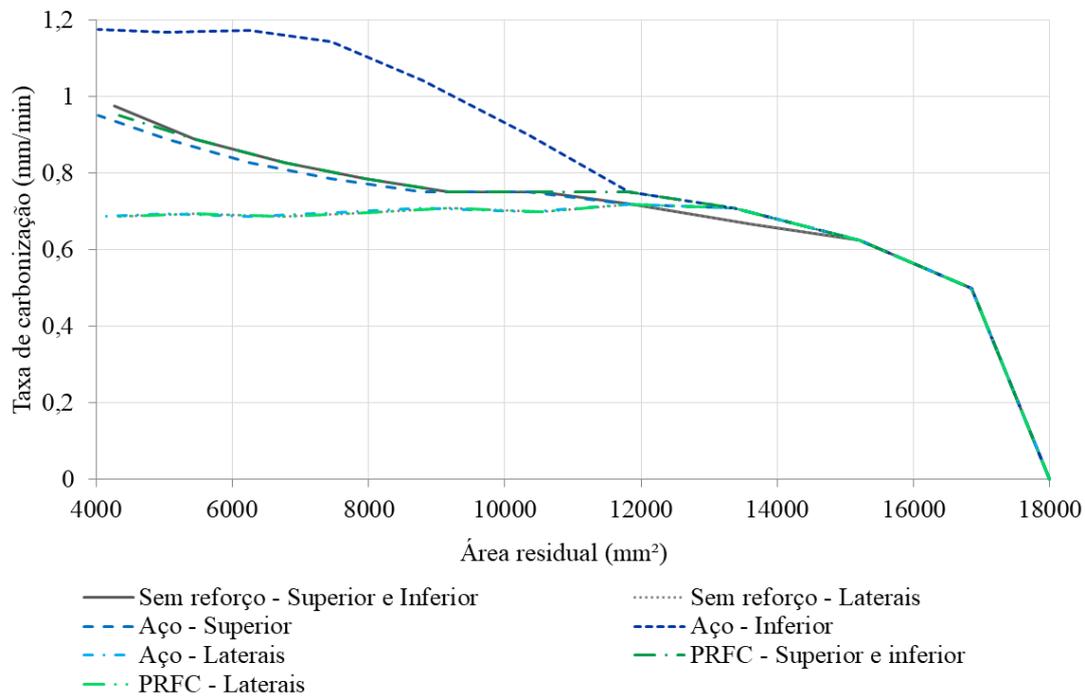
Os valores da taxa de carbonização das faces laterais da viga variaram entre 0,500 e 0,719 mm/min durante os 40 min de exposição ao fogo e estão dentro da faixa dos valores encontrados por Schaffer (1967), que varia entre 0,50 mm/min e 0,72 mm/min, por Frangi e Fontana (2003), que varia entre 0,67 mm/min e 0,70 mm/min, por Pinto (2005), que varia entre 0,68 mm/min e 1,06 mm/min para as faces superiores e entre 0,58 mm/min e 0,92 mm/min para as laterais e por Yang *et al.* (2009) que varia entre 0,566 mm/min e 0,911 mm/min.

Diferentemente do encontrado nesta pesquisa, as taxas de carbonização determinadas pelas normas EN 1995-1-2:2004, NZS 3603:1993 e ANSI/AWC NDS:2015 são constantes ao longo do tempo, sendo estas de 0,65 mm/min pelas normas EN 1995-1-2:2004 e NZS 3603:1993 e de 0,635 mm/min pela norma ANSI/AWC NDS:2015. A média das taxas de carbonização das faces laterais das vigas, contudo, é de 0,61 mm/min, valor próximo ao determinado pelas normas. Porém, os valores obtidos para a taxa de carbonização das faces superiores e inferiores da viga, entre 0,500 mm/min e 0,975 mm/min para a viga sem reforço, entre 0,500 mm/min e 1,175 mm/min para a viga com reforço de aço e entre 0,500 mm/min e 0,950 mm/min para a viga com reforço de PRFC, são superiores aos determinados pelas normas. Esse resultado evidencia a necessidade de mais estudos para a determinação da taxa de carbonização das madeiras, e também a necessidade da realização de mais pesquisas sobre a taxa de carbonização de vigas em MLC reforçadas, uma vez que a presença da chapa de aço na viga aumentou significativamente a taxa de carbonização na região do reforço.

Na Figura 53, são apresentadas as taxas de carbonização obtidas em relação à área residual da seção das vigas analisadas. Observa-se que todas as faces, em todas as vigas, possuem a mesma perda de seção transversal até atingirem a taxa de carbonização de 0,625 mm/min. As vigas em MLC com e sem reforço apresentam o mesmo comportamento de perda de seção transversal e taxa de carbonização das faces laterais. O mesmo ocorre com para as faces superiores das três vigas, sendo que somente a face inferior da viga com reforço de aço apresenta comportamento distinto das demais vigas, apresentando grande aumento, tanto de

perda de seção transversal, como elevação da taxa de carbonização, a partir da taxa de carbonização de 0,75 mm/min.

Figura 53 – Taxa de carbonização das vigas em função da área residual da seção transversal.



Fonte: Autora

6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Nesta pesquisa, foram desenvolvidos modelos numéricos para avaliar o comportamento térmico e mecânico de vigas de madeira laminada colada reforçadas em situação de incêndio. Os resultados obtidos levaram às seguintes conclusões:

- a análise termomecânica desenvolvida no *software* ANSYS, descreveu satisfatoriamente a evolução do deslocamento transversal das vigas de MLC sem reforço, com reforço de aço e de PRFC, porém os resultados para as vigas com reforço de PRFC podem ser aprimorados por meio de uma melhor caracterização do comportamento termomecânico do material usado como reforço;
- o método do momento fletor resistente apresentou melhores resultados que o método da seção reduzidas para a estimativa dos tempos de falha das vigas, exceto para as vigas com reforço de PRFC que apresentaram erros superiores a 28% e contrários à segurança;
- a adição de materiais de reforço, como aço e PRFC, aumenta o tempo de falha e reduz o deslocamento transversal de vigas em MLC em situação de incêndio;
- as taxas de carbonização obtidas por meio do método de elementos finitos são variáveis no tempo e apresentaram boa aderência aos resultados disponíveis na literatura e mostraram que as vigas com reforço em aço apresentam a maior taxa de carbonização na face inferior.

Para trabalhos futuros, sugere-se caracterizar, experimentalmente, todos os materiais utilizados para a fabricação das vigas, tanto em temperatura ambiente como com elevação de temperatura, a fim de se obter dados mais precisos das propriedades dos materiais; usar o MSR a partir de valores de taxa de carbonização determinada numericamente para a madeira utilizada nas vigas e realizar uma análise paramétrica para determinar o comportamento termomecânico de vigas de MLC reforçadas, considerando parâmetros como: massividade, vão da viga, quantidade de reforço e faces expostas ao fogo.

REFERÊNCIAS

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – ASTM. **ASTM E119: Standard Test Methods for Fire Tests of Building Construction and Materials**. West Conshohocken, 2000. 21 p

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – ASTM. **ASTM D198-09, Standard Test Methods of Static Tests of Lumber in Structural Sizes**, ASTM International, West Conshohocken, 2009. 26 p

AMERICAN WOOD COUNCIL – AWC. **Adhesives Awareness Guide**. Leesburg, sem data. 8 p.

ANSYS, Inc. **ANSYS Mechanical APDL Element Reference**. Canonsburg, 2013. 1.424 p.

ANSYS, Inc. **ANSYS Theory Reference**. 11 ed. ANSYS, Inc, Canonsburg, 1999. 1.286 p.

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

_____. **NBR 14432: Exigência de resistência ao fogo de elementos construtivos de edificações – Procedimento**. Rio de Janeiro, 2001. 15 p.

_____. **NBR 13860: Glossário de termos relacionados com a segurança contra incêndio**. Rio de Janeiro: 1997. 10 p.

_____. **NBR 15200: Projeto de estruturas de concreto em situação de incêndio**. Rio de Janeiro: 2012. 48 p.

_____. **NBR 14323: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios em situação de incêndio**. Rio de Janeiro: 2013. 66 p.

AUGUSTIN, M. Educational Materials for Designing and Testing of Timber Structures – TEMTIS. **Handbook 1 – Timber Structures**. Leonardo da Vinci Pilot Projects. 2008. 243 p.

BEER, F. P.; JOHNSTON, E. R.; DEWOLF, J. T. **Mechanics of Materials**. 4 ed. McGraw Hill. Nova York, 2006. 780 p.

BODIG, J.; JAYNE, B. A. **Mechanics of wood and wood composites**. Krieger Publishing. Nova York, 1993. 712 p.

BUCHANAN, A. B. **Fallacies And Facts In Design For Fire Resistance**. Proceedings of 5 th Asia-Oceania Symposium on Fire Science and Technology. Austrália, 2001. 12 p.

BUCHANAN, A. B. **Structural Design for Fire Safety**. Nova Zelândia: University of Canterbury, 2005. 421 p.

CAO, S.; WANG, X.; WU, Z. **Evaluation and prediction of temperature dependent tensile strength of unidirectional carbon fiber-reinforced polymer composites.** Journal of Reinforced Plastics and Composites v. 30(9), 2011. 799-807 p.

DIETENBERGER, M. A.; HASBURGH, L. E. **Wood Products: Thermal Degradation and Fire.** Materials Science and Materials Engineering. USDA Forest Products Laboratory, Madison, 2016. 7 p.

ERKI, M. A.; RIZKALLA, S. H. **FRP Reinforcement for Concrete Structures.** Concrete International, 1993. 53 p.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **EN 1995-1-2: EUROCODE 5. Design of timber Structures Part 1-2: General Structural fire design.** Bruxelles, 2004. 69 p.

_____. **EN 1993-1-2: Eurocode 3 - design of steel structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings.** Brussels: CEN, 2005.

_____. **EN 1991-1-1: Eurocode 1: actions on structures – Part 1-1: General Actions - Densities, Self-Weight, Imposed Loads For Building.** Brussels: CEN, 2004. 47 p

_____. **EN 408: Timber Structures - Structural Timber and Glued Laminated Timber - Determination of Some Physical and Mechanical Properties.** Brussels: CEN, 2010. 41 p.

_____. **EN 1991-1-2: Eurocode 1: actions on structures – Part 1.2: general actions – actions on structures exposed to fire.** Brussels: CEN, 2002.

_____. **EN 1990: Basis of structural design.** Brussels: CEN, 2002. 116 p.

_____. **EN 13501-2: Fire classification of construction products and building elements – Part 2: Classification using data from fire resistance tests, excluding ventilation services.** Brussels: CEN, 2007.

FAHRNI, R.; KLIPPEL, M.; JUST, A.; OLLINO, A.; FRANGI, A. **Fire tests on glued-laminated timber beams with specific local material properties.** Fire Safety Journal. v. 107, 2019. 161-169 p.

FALK, R. H. Wood as a Sustainable Building Material. **Wood handbook wood as an engineering material.** Gen Tech Rep FPL-GTR-190. US department of Agriculture, Madison, 2010. 1-6 p.

FÉDÉRATION INTERNATIONALE DU BÉTON – FIB. **Externally bonded FRP reinforcement for RC structures.** Technical report. Bulletin 14. Lausanne, 2001. 130 p.

FRANGI, A.; FONTANA, M. **Charring rates and temperature profiles of wood sections.** . Fire and Materials. v. 27, 2003. 91-102 p.

FRIQUIN, K. L. **Material properties and external factors influencing the charring rate of solid wood and glue-laminated timber.** Fire and Materials. v. 35, 2010. 305-327 p.

GERHARDS, C.C. **Effect of the Moisture Content and Temperature on the Mechanical Properties of Wood: An Analysis of Immediate Effects.** Wood and Fiber, v.14, n.1, 1982. 4–36 p.

GERNAY, T.; FRANSSSEN, J. M. **A performance indicator for structures under natural fire.** Engineering Structures v. 100, 2015. 94–103 p.

GEWAIN, R. G.; IWANKIW, N. R.; ALFAWAKHIRI, F. **Facts for Steel Buildings – Fire.** American Institute of Steel Construction, Inc. Chicago, 2003. 51 p.

GLASS, S. V.; ZELINKA, S. L. **Moisture Relations and Physical Properties of Wood. Wood handbook wood as an engineering material.** Gen Tech Rep FPL-GTR-190. US department of Agriculture, Madison, 2010. 1–19 p.

GLISOVIC, I.; STEVANOVIC, B.; TODOROVIC, M. **Flexural reinforcement of glulam beams with CFRP plates.** Materials and Structures v. 49, 2016. 2841-2855 p.

GÓMEZ, L. A. **Resistência ao Fogo de Vigas em Lamelado Colado Reforçadas - Relatório de execução dos ensaios relativos ao trabalho experimental.** Coimbra: FCTUC, Florianópolis: UFSC, s.d. 29 p.

GÓMEZ, L. A.; BRITO, P. J. V. P.; VALLE, A.; FIGUEROA, M. J. M.; MORAES, P. D.; RODRIGUES, J. P. C.; NEGRÃO, J. H. **Resistência Ao Fogo De Vigas De Madeira Laminada Colada Reforçadas.** 2º CILASCI – Congresso Ibero-Latino-Americano sobre Segurança Contra Incêndio. Coimbra, 2013. 239-248 p.

GOODRICH, T.; NAWAZ, N.; FEIH, S.; LATTIMER, B.; MOURITZ, A. **High-temperature mechanical properties and thermal recovery of balsa wood.** Journal of Wood Science. v. 56, 2010. 437-443 p.

HAWILEH, R. A.; ABU-OBEIDAH, A.; ABDALLA, J. A.; AL-TAMIMI, A. **Temperature effect on the mechanical properties of carbon, glass and carbon–glass FRP laminates.** Construction and Building Materials v. 75, 2015. 342–348 p.

HAWILEH, R. A.; NASSER, M.; ZAIDAN, W.; RASHEED, H. A. **Modeling of insulated CFRP-strengthened reinforced concrete T-beam exposed to fire.** Engineering Structures v. 31, 2009. 3072 – 3079 p.

HOLZER, S. M.; LOFERSKI, J.; DILLARD, D. A. **A review of creep in wood: concepts relevant to develop long-term behavior predictions for wood structures.** Wood and Fiber Science 21(4), 1989. 376-392 p.

HOPKINS, D. J. **The Fire Performance of Engineered Timber Products and Systems.** Tese (Doutorado). Loughborough University, Reino Unido, 2011. 306 p.

HUBBARD, J. A.; BROWN, A. L.; GOMEZ-VASQUEZ, S.; RAMIREZ, C. J.; DODD, A. B.; **Carbon fiber composite characterization in adverse thermal environments.** Sandia Report SAND2011-2833, 2011. 78 p.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION (ISO). **ISO 834 - Fire-Resistance Tests – Elements of Building Construction – Part 1.1: General Requirements for Fire Resistance Testing.** Geneva: ISO/TC, 1990. 25 p.

ISSA, C.; KMEID, Z. **Advanced wood engineering: glulam beams.** Construction and Building Materials v. 19, 2005. 99–106 p.

JARRAH, M.; NAJAFABADI, E. P.; KHANEGHAHI, M. H.; OSKOUEI, A. V. **The effect of elevated temperatures on the tensile performance of GFRP and CFRP sheets.** Construction and Building Materials v. 190, 2018. 38–52 p.

KIM, Y. J.; HARRIES, K. A. **Modeling of timber beams strengthened with various CFRP composites.** Engineering Structures v. 32, 2010. 3225-3234 p.

KLIPPEL, M. **Fire Safety Of Bonded Structural Timber Elements.** Tese (Doutorado) – ETH Zurich. Zurich, Suíça, 2014. 162 p.

KLIPPEL, M.; FRANGI, A. **Fire Safety of Glued-Laminated Timber Beams in Bending.** Journal of Structural Engineering v. 143, 2017.

KRETSCHMANN, D. E. Mechanical Properties of Wood. **Wood handbook wood as an engineering material.** Gen Tech Rep FPL-GTR-190. US department of Agriculture, Madison, 2010. 1-44 p.

KUKLIK, P. Wood Properties. Educational Materials for Designing and Testing of Timber Structures – TEMTIS. **Handbook 1 – Timber Structures.** Leonardo da Vinci Pilot Projects. 2008. 243 p.

LAU, P. W.; BARRETT, J. D. **Modelling Tension Strength Behaviour of Structural Lumber Exposed to Elevated Temperatures.** Fire Safety Science - Proceedings of the Fifth International Symposium. 1997. 1177-1188 p.

LENNON, T.; MOORE, D.B.; WANG, Y. C.; BAILEY, C. G. **Designers' Guide To EN 1991-1-2, 1992-1-2, 1993-1-2 and 1994-1-2. Handbook for the Fire Design of Steel, Composite and Concrete Structures to the Eurocodes.** 1 ed. Thomas Telford Publishing, Londres, 2007. 131 p.

LOBÃO, M. S., DELLA LÚCIA, R. M., MOREIRA, M. S. S., GOMES, A. **Caracterização das propriedades físico-mecânicas da madeira de eucalipto com diferentes densidades.** Revista Árvore v. 28, 2004. 889-894 p.

LU, W.; LING, Z.; GENG, Q.; LIU, W.; YANG, H.; YUE, K. **Study on flexural behaviour of glulam beams reinforced by Near Surface Mounted (NSM) CFRP laminates.** *Construction and Building Materials* v. 91, 2015. 23–31 p.

MALO, K. A.; ANGST, V. **Glued Laminated Timber.** *Educational Materials for Designing and Testing of Timber Structures – TEMTIS. Handbook 1 – Timber Structures.* Leonardo da Vinci Pilot Projects. 2008. 243 p.

MANRIQUEZ, M. J., **Coefficientes de modificação das propriedades mecânicas da madeira devidos à temperatura.** Tese (Doutorado). Universidade Federal de Santa Catarina, Brasil, 2012. 259 p.

MANRIQUEZ, M. J., **Influência da temperatura sobre a resistência mecânica do paricá.** Dissertação (Mestrado). Universidade Federal de Santa Catarina, Brasil, 2008. 112 p.

MANRIQUEZ, M.J.; MORAES, P.D. **Influence of the temperature on the compression strength parallel to grain of paricá.** *Construction and Building Materials*, v.24, 2010. 99-104 p.

MARTINS, G. C. A. **Análise Numérica e Experimental de vigas de Madeira Laminada Colada em Situação de Incêndio.** Tese (Doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos, Brasil, 2016. 177 p.

MCCONNELL, E.; MCPOLIN, D.; TAYLOR, S. **Post-tensioning of glulam timber with steel tendons.** *Construction and Building Materials* v. 73, 2014. 426–433 p.

MENDES, L.; TREICHEL, M.; BELING, R. R.; **Anuário Brasileiro de Silvicultura 2016.** Editora Gazeta Santa Cruz. Santa Cruz do Sul, 2016. 56 p.

MICELLI, F.; SCIALPI, V.; LA TEGOLA, A. **Flexural Reinforcement of Glulam Timber Beams and Joints with Carbon Fiber-Reinforced Polymer Rods.** *Journal of Composites For Construction* v. 9(4), 2005. 337-347 p.

MILLER, R. B. **Structure of Wood. Wood handbook wood as an engineering material.** Gen Tech Rep FPL-GTR-113. US department of Agriculture, Madison, 1999. 1–45 p.

MIOTTO, J. L.; DIAS, A. A. **Produção e avaliação de vigas de madeira laminada colada confeccionadas com lâminas de eucalipto.** *Revista Tecnológica, Edição Especial ENTECA 2009*, 2009. 35-45 p.

NADIR, Y.; NAGARAJAN, P.; AMEEN, M.; ARIF M, M. **Flexural stiffness and strength enhancement of horizontally glued laminated wood beams with GFRP and CFRP composite sheets.** *Construction and Building Materials* v. 112, 2016. 547-555 p.

OSTMAN, B.A. **Wood Tensile Strength at Temperature and Moisture Contents Simulating Fire Conditions.** *Wood Science and Technology*, v.19, 1985. 103–116 p.

PINTO, E. M. **Determinação de um modelo de taxa de carbonização transversal a grã para o *Eucalyptus citriodora* e *E. grandis*.** Tese (Doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos, Brasil, 2005. 119 p.

PINTO, E. M.; RIGOBELLO, R.; NETO, J. M.; CALIL JR, C. **Theoretical and experimental study of the thermal degradation of *Eucalyptus* timber.** Forest Products Journal, v.58(4), 2008. 85-89 p.

POOLEY, B. D. **Reinforced glued laminated timber.** Materials Science & Engineering Database, v. 66, 1996. 50 p.

POPOV, E. P. **Mecánica de Sólidos.** 2 ed. Pearson Educación, México, 2000. 888 p.

PORTEOUS, J., KERMANI, A. **Structural Timber Design to Eurocode 5.** 1. ed. Blackwell Publishing, 2007. 542 p.

PURKIS, J. A. **Fire Safety Engineering - Design of Structures.** 2 ed. Butterworth-Heinemann, 2007.

ROWELL, R. M.; PETERSEN, R.; HAN, J. S.; ROWELL J. S.; TSHABALALA, M. A. Cell Wall Chemistry. **Handbook of Wood Chemistry and Wood Composites.** CRC Press LLC, Boca Raton, 2005. 35-74 p.

SANTOS, P. E. T., GARCIA, J. N., GERALDI, I. O. **Posição da tora na árvore e sua relação com a qualidade da madeira serrada de *Eucalyptus grandis*.** Scientia Forestalis, n. 66, 2004. 142-151 p.

SCHAFFER, E.L. **Charring rate of selected woods – transverse to grain.** Research paper FPL-69. USDA Forest Service. Forest Products Laboratory, Madison, 1967. 22 p.

SCHAFFER, E.L. **Effect of pyrolytic temperatures on the longitudinal strength of dry *Douglas fir*.** Journal of testing and evaluation, v.1, n.4, 1973. 319–329 p.

SCHAFFER, E.L. **A Simplified Test For Adhesive Behavior In Wood Sections Exposed To Fire.** Research note FPL-0175. USDA Forest Service. Forest Products Laboratory, Madison, 1968. 13 p.

SCHAFFER, E.L. **Structural Fire Design: Wood.** Research paper FPL-450. USDA Forest Service. Forest Products Laboratory, Madison, 1984. 17 p.

SCHNIEWIND, A. P. **Recent progress in the study of rheology of wood.** Wood Science and Technology, v.2, 1968. 188–206 p.

SIKA CORPORATION. **SIKAWRAP-230C.** [Catálogo do fabricante]. 2006. 3 p.

SILVA, V. P. **Projeto de estruturas de concreto em situação de incêndio: conforme ABNT NBR 15200:2012.** Blucher, São Paulo, 2012. 238 p.

SIM, J.; CHEOLWOO, P.; MOON, D. Y. **Characteristics of basalt fiber as a strengthening material for concrete structures.** Composites: Part B v. 36, 2005. 504–512 p.

SIMPSON, W.; TENWOLDE, A. Physical Properties and Moisture Relations of Wood. **Wood handbook wood as an engineering material**. Gen Tech Rep FPL-GTR-113. US department of Agriculture, Madison, 1999. 1–31 p.

SORIANO, J.; PELLIS, B. P.; MASCIA, N. T. **Mechanical performance of glued-laminated timber beams symmetrically reinforced with steel bars**. *Composite Structures* v. 150, 2016. 200–207 p.

STANDARDS AUSTRALIA. **AS 1720.4:2006 - Timber Structures: Fire-resistance of structural timber members**. Sydney, 2006. 10 p.

STANDARDS NEW ZELAND. **NZS 3603:1993- Timber Structures Standard**. Wellington, 1993. 132 p.

STARK, N. M.; CAI, Z.; CARLL, C. Wood-Based Composite Materials Panel Products, Glued-Laminated Timber, Structural Composite Lumber, and Wood–Non-wood Composite Materials **Wood handbook wood as an engineering material**. Gen Tech Rep FPL-GTR-190. US department of Agriculture, Madison, 2010. 1–26 p.

STEINHAGEN, H. P. **Thermal conductive properties of wood, green or dry, from -40 °C to +40 °C: a literature review**. Forest Products Laboratory. US department of Agriculture, Madison, 1977. 10 p.

WALKER, J. C. F. **Primary Wood Processing – Principles and Practice**. 2 ed. Dordrecht, 2006. 596 p.

WHITE, R. H.; WOESTE, F. E. **Post-fire analysis of solid-sawn heavy timber beams**. *Structure Magazine*. Nov, 2013. 38-40 p.

WIEDENHOEFT, A. Structure and Function of Wood. **Wood handbook wood as an engineering material**. Gen Tech Rep FPL-GTR-190. US department of Agriculture, Madison, 2010. 1–16 p.

WIEMANN, M. C. Characteristics and Availability of Commercially Important Woods. **Wood handbook wood as an engineering material**. Gen Tech Rep FPL-GTR-190. US department of Agriculture, Madison, 2010. 1–45 p.

WINANDY, J. E.; ROWELL, R. M. Chemistry of Wood Strength. **Handbook of Wood Chemistry and Wood Composites**. CRC Press LLC, Boca Raton, 2005. 303-347 p.

YANG, H.; LIU, W.; LU, W.; ZHU, S.; GENG, Q. **Flexural behavior of FRP and steel reinforced glulam beams: Experimental and theoretical evaluation**. *Construction and Building Materials* v. 106, 2016. 550–563 p.

YANG, T.; WANG, S.; TSAI, M.; LIN, C.; CHUANG, Y. (a) - **Effect of fire exposure on the mechanical properties of glued laminated timber**. *Materials and Design* v. 30, 2009. 698-703 p.

YANG, T.; WANG, S.; TSAI, M.; LIN, C. (b) - **The charring depth and charring rate of glued laminated timber after a standard fire exposure test.** Building and Environment v. 44, 2009. 231-236 p.

YANG, T.; WANG, S.; TSAI, M.; LIN, C. (c) - **Temperature distribution within glued laminated timber during a standard fire exposure test.** Materials and Design v. 30, 2009. 518-525 p.

YOUNG, S.A.; CLANCY, P. **Compression Mechanical Properties of Wood at Temperatures Simulating Fire Conditions.** Fire and Materials, v.25, 2001. 83-93 p.

ZANGIÁCOMO, A. L.; LAHR, F. A. R. **Emprego de Espécies Tropicais alternativas na Produção de Elementos Estruturais de Madeira Laminada Colada.** Cadernos de Engenharia de Estruturas, São Carlos, v. 9, n. 40, 2007. 103-131 p.

ANEXO A – Descrição das vigas em MLC estudadas

Neste trabalho foram estudadas sete vigas em MLC produzidas com madeira da espécie *Pinus spp.*, dessas sete vigas, uma é em MLC sem reforço (Viga 1), duas em MLC com reforço de chapa de aço (Viga 2 e Viga 3), duas em MLC com reforço de PRFC instalado em fábrica (Viga 4 e Viga 5) e duas em MLC com reforço de PRFC instalado *in loco* (Viga 6 e Viga 7). As vigas são constituídas por cinco lâminas de madeira nas dimensões 90 mm × 40 mm × 2600 mm, formando uma seção transversal de 90 mm × 200 mm. O adesivo utilizado para a colagem das lâminas foi o Cascophen RS-216-M, à base de resorcinol-formol. A Figura 31 ilustra as seções transversais das vigas estudadas.

As vigas reforçadas com aço apresentavam uma ranhura de 40 mm de profundidade perpendicularmente à face externa inferior da viga, qual foi preenchida com resina epóxi Sikadur 330 e imediatamente inserida a chapa de aço do tipo S235 com dimensões de 3 mm × 30 mm × 2600 mm. As vigas reforçadas com PRFC durante a fabricação receberam uma faixa centralizada de fibra de carbono unidirecional Sikawrap-230C, com largura de 50 mm, 2600 mm de comprimento e 1 mm de espessura, na linha de cola entre as duas últimas lâminas de madeira e nas vigas reforçadas com PRFC *in loco*, foi realizado um entalhe entre as duas lâminas de madeira inferiores que recebeu uma faixa de fibra de carbono unidirecional Sikawrap-230C, com largura de 50 mm, 2600 mm de comprimento e 1 mm de espessura colada com resina epóxi Sikadur 330, sendo que última lâmina de madeira da viga foi fixada por meio de parafusos autoatarraxantes.

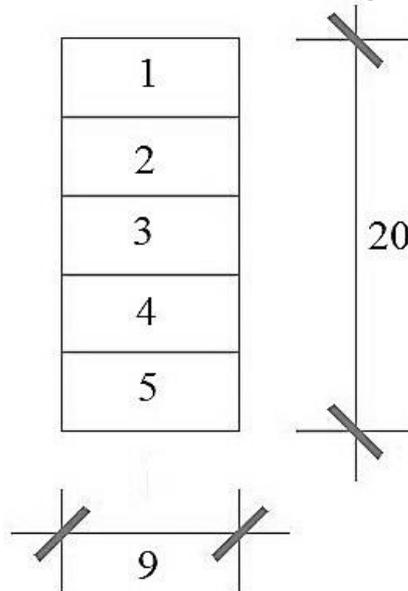
Os valores dos módulos de elasticidade a temperatura ambiente e os valores das cargas aplicadas a cada viga são os fornecidos no relatório dos ensaios realizados por Gómez *et al.* (2013), de acordo com a Tabela 18 e a Figura 54 ilustra o posicionamento das lâminas na composição das vigas.

Tabela 18 - Resumo das propriedades das vigas estudadas

		MLC sem reforço	MLC com reforço de aço		MLC com reforço de PRFC em fábrica		MLC com reforço de PRFC <i>in loco</i>	
		Viga 1	Viga 2	Viga 3	Viga 4	Viga 5	Viga 6	Viga 7
Módulo de elasticidade das lâminas (MPa)	1	8144	8217	7744	7676	7792	8064	8673
	2	7485	7015	7581	7663	7167	6968	7078
	3	6689	6710	6770	6814	5855	6718	6039
	4	8977	9293	9798	8843	9364	9059	9456
	5	12746	12400	11367	11457	9854	10874	9954
Carga aplicada (kN)		9,512	8,630	8,532	9,512	9,512	9,120	9,120
Características do reforço		-	Chapa de aço S235, com de 3 mm × 30 mm × 2600 mm.		Faixa de Sikawrap-230C, com 50 mm × 1 mm × 2600 mm		Faixa de Sikawrap-230C, com 50 mm × 1 mm × 2600 mm, colada com epóxi Sikadur 330	

Fonte: Autora

Figura 54 – Posicionamento das lâminas na composição das vigas



Fonte: Autora