



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

Auro Cândido Marcolan Júnior

**Confiabilidade estrutural de ligações de múltiplos parafusos de estruturas de madeira  
em situação de incêndio**

Florianópolis, Santa Catarina

2023

Auro Cândido Marcolan Júnior

**Confiabilidade estrutural de ligações de múltiplos parafusos de estruturas de madeira  
em situação de incêndio**

Tese submetida ao Programa de Pós-graduação em  
Engenharia Civil da Universidade Federal de Santa  
Catarina para a obtenção do título de Doutor em  
Engenharia Civil

Orientadora: Prof<sup>a</sup>. Dra. Poliana Dias de Moraes

Florianópolis, Santa Catarina

2023

Marcolan Júnior, Auro Cândido  
Confiabilidade estrutural de ligações de múltiplos  
parafusos de estruturas de madeira em situação de incêndio  
/ Auro Cândido Marcolan Júnior ; orientadora, Poliana Dias  
de Moraes, 2023.  
200 p.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Santa  
Catarina, Centro Tecnológico, Programa de Pós-Graduação em  
Engenharia Civil, Florianópolis, 2023.

Inclui referências.

1. Engenharia Civil. 2. Estruturas de Madeira. 3.  
Ligações parafusadas. 4. Incêndio. 5. Confiabilidade  
Estrutural. I. Moraes, Poliana Dias de. II. Universidade  
Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em  
Engenharia Civil. III. Título.

Auro Cândido Marcolan Júnior

**Confiabilidade estrutural de ligações de múltiplos parafusos de estruturas de madeira em situação de incêndio**

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

Prof. André Teófilo Beck, Ph.D.

Universidade de São Paulo

Prof. Carlito Calil Junior, Dr.

Universidade de São Paulo

Prof. Wellison José de Santana Gomes, Dr.

Universidade Federal de Santa Catarina

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

---

Prof. Dr. Philippe Jean Paul Gleize

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

---

Prof<sup>a</sup>. Dra. Poliana Dias de Moraes

Orientadora

Florianópolis, 2023.

Este trabalho é dedicado à minha família.

## **AGRADECIMENTOS**

Dedico este trabalho à minha família, meu pai Auro, minha mãe Siomara, meu irmão João e a Sabrina. Vocês são meu porto seguro, minha fonte de energia e sabedoria.

Obrigado a todos meus amigos pelo apoio em todos os momentos.

Agradecimentos a todos os professores do PPGEC, em especial à minha orientadora, Prof.<sup>a</sup> Poliana, por me guiar ao longo de todo o doutorado.

Agradecimentos ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico – Brasil (CNPq) pela concessão de bolsa de estudos, número 148970/2016-8. O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) – Código de Financiamento 001.

ALEA IACTA EST. (JÚLIO CESAR, 49 AC.)

## RESUMO

No dimensionamento de estruturas de madeira em situações normal e de incêndio, as ligações são geralmente os elementos críticos, em função da concentração de tensões imposta pela transmissão de esforços entre elementos da estrutura. Apesar disso, existem poucos trabalhos que apresentam análise probabilística de ligações e de elementos de madeira em geral, dificultando a realização de análises baseadas em desempenho. Esta tese propõe um modelo termomecânico para a análise da confiabilidade estrutural de ligações aço-madeira com múltiplos parafusos, com dois planos de cisalhamento, expostas à ação térmica segundo a curva de incêndio padrão, para a determinação do tempo de falha de forma probabilística. Um modelo termomecânico foi desenvolvido em duas fases desacopladas: uma para a determinação do campo de temperatura e outra para a determinação da capacidade mecânica da ligação. A determinação do campo de temperatura foi baseada no método dos elementos finitos, considerando as propriedades térmicas da madeira e do aço como isotrópicas e dependentes da temperatura, enquanto a determinação da capacidade de carga foi baseada na teoria de Johansen, modificada para incluir o método das propriedades reduzidas, que considera a influência da temperatura nas propriedades termomecânicas dos materiais. Foi calculado o erro do modelo termomecânico para a determinação do tempo de falha das ligações, comparando resultados experimentais e do modelo apresentado. Este cálculo do erro do modelo termomecânico é importante devido à grande variedade de espécies vegetais que dão origem a madeira e pela falta de ensaios de caracterização das propriedades físico-mecânicas das ligações analisadas. A análise da confiabilidade estrutural do tempo de falha foi realizada por meio de simulações de Monte Carlo, esta análise probabilística do comportamento de ligações em situação de incêndio pode levar a uma melhor avaliação das incertezas envolvidas e da influência delas no projeto de estruturas de madeira. Por meio da análise de sensibilidade, através dos índices de Sobol, mostrou-se que o erro do modelo termomecânico é a variável aleatória com maior importância relativa. A avaliação, pelo método Taguchi, dos principais fatores que influenciam no tempo de falha das ligações indicou a carga aplicada em situação de incêndio e a relação entre a espessura do elemento de madeira e o diâmetro do pino como fatores principais. A partir desta análise foram desenvolvidos ábacos de tempo de falha das ligações para a média e o percentil de 20% dos tempos de falha das distribuições de probabilidade que podem ser consultados para o pré-projeto de estruturas de madeiras em situação de incêndio.

**Palavras-chave:** Estruturas de Madeira. Incêndio. Ligações parafusadas. Método das propriedades reduzidas. Erro de modelo. Confiabilidade Estrutural. Método Taguchi.

## ABSTRACT

In the design of timber structures in normal and fire situations, connections are generally the critical elements given by the stress concentration in these elements imposed by the transmission of efforts between the elements of the structure. Despite this, there are few works on the probabilistic analysis of connections and timber elements in general, making performance-based analysis difficult. In this thesis is proposed a thermomechanical model for the analysis of the structural reliability of steel-timber connections with multiple dowels, with two shear planes, exposed to thermal action according to the standard fire curve, in order to determine the failure time in a probabilistic way. A thermomechanical model was developed in two uncoupled phases: one for the determination of the temperature field and the other for the determination of the mechanical capacity of the connection. The determination of the temperature field was based on the finite element method, considering the steel and timber thermal properties as isotropic and temperature dependent, while the determination of the load capacity was based on Johansen's theory, modified to include the reduced properties method, that consider the influence of temperature on the thermomechanical properties of materials. The thermomechanical model error for determining the failure time of connections was calculated by comparing theoretical and experimental results. This calculation of the thermomechanical model error is important due to the wide variety of plant species that give rise to timber and due to the lack of characterization tests of the physical-mechanical properties of the timber of the connections analyzed. The analysis of the structural reliability of the failure time was performed using Monte Carlo simulations, this probabilistic analysis of the behavior of connections in a fire situation can lead to a better assessment of the uncertainties involved and their influence on the design of timber structures. Through a sensitivity analysis, using the Sobol indices, it was shown that the thermomechanical model error is the random variable with the greatest relative importance. The evaluation of the main parameters that influence the failure time of the connections by the Taguchi method indicated the main parameters are the applied load in fire situation and the relationship between the thickness of the timber element and the diameter of the dowel. From this analysis, connections failure time charts were developed for the mean and the 20<sup>th</sup> percentile of the failure times of the probability distributions which could be used for the pre-design of timber structures in fire situation.

**Keywords:** Timber Structures in Fire Situation. Multiple dowels connections. Reduced properties method. Model error. Structural Reliability. Taguchi method.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Microestrutura das coníferas (a) e folhosas (b).....	24
Figura 2 – Composição da célula de madeira.....	25
Figura 3 – Eixos de ortotropia da madeira em relação à direção das fibras e anéis de crescimento.....	26
Figura 4 – Relações de tensão-deformação da madeira. ....	27
Figura 5 – Massa específica residual da madeira em temperaturas elevadas.....	32
Figura 6 – Condutividade térmica da madeira em temperaturas elevadas. ....	33
Figura 7 – Calor específico da madeira em temperaturas elevadas. ....	34
Figura 8 – Compressão da madeira, paralelo às fibras (a), perpendicular às fibras (b) e inclinada às fibras (c).....	35
Figura 9 – Resistência à compressão relativa paralela às fibras.....	36
Figura 10 – Tração na madeira, paralela às fibras (a) e perpendicular às fibras (b). .	37
Figura 11 – Resistência à tração relativa paralela às fibras.....	38
Figura 12 – Cisalhamento da madeira, perpendicular às fibras (a), paralelo às fibras (b), por rolagem (c).....	38
Figura 13 – Resistência relativa ao cisalhamento. ....	39
Figura 14 – Módulo de elasticidade relativo, perpendicular às fibras.....	41
Figura 15 – Falha por embutimento: (a) paralela às fibras e (b) perpendicular às fibras. ....	42
Figura 16 – Curva carga-deformação para uma ligação de um pino.....	43
Figura 17 – Falha por embutimento em temperaturas elevadas.....	43
Figura 18 – Curvas de redução da resistência ao embutimento paralela às fibras da madeira em função da temperatura.....	45
Figura 19 – Zonas de degradação em uma seção de madeira exposta ao incêndio....	47
Figura 20 – Taxa de carbonização em função do fluxo de calor radiante.....	48
Figura 21 – Taxas de carbonização na seção transversal lateral ( $\beta_{lat}$ ) e vertical ( $\beta_v$ ) em um elemento tracionado. ....	52
Figura 22 – Parafusos com um plano de cisalhamento (a) e parafusos com dois planos de cisalhamento (b).....	54
Figura 23 – Esquema de tensões em uma ligação de madeira com pino metálico....	55

Figura 24 – Modos de falha de ligações de parafusos únicos: (a) embutimento, (b) fendilhamento, (c) cisalhamento e (d) deformação do parafuso. ....	56
Figura 25 – Tipos de ligações com múltiplos pinos, (a) em linha, (b) conjuntos em linha e (c) sujeitos a esforços de flexão.....	57
Figura 26 – A falha em ligações com múltiplos pinos: (a) embutimento, (b) fendilhamento, (c) cisalhamento, (d) falha de grupo e (e) tração.....	57
Figura 27 – Distribuição de carga entre parafusos dispostos em uma ligação submetida a esforço axial.....	59
Figura 28 – Fases do desenvolvimento de um incêndio compartimentado.....	64
Figura 29 – Fluxograma para o cálculo da capacidade de carga de uma estrutura exposta ao incêndio. ....	66
Figura 30 – Relações tempo-temperatura das curvas de incêndio. ....	67
Figura 31 – Termopares desprotegidos. ....	70
Figura 32 – Termopares protegidos.....	70
Figura 33 – Arredondamento dos cantos pela ação da carbonização da madeira. ....	81
Figura 34 – Configurações geométricas para o fator de forma de superfícies retangulares idênticas, paralelas e diretamente opostas.....	85
Figura 35: Simulação de Monte Carlo. ....	92
Figura 36 – Geometria das ligações madeira-aço-madeira: vista lateral (a), vista superior (b). ....	112
Figura 37 – Fluxograma do modelo termomecânico.....	114
Figura 38 – Campo de temperatura da ligação obtido pelo modelo em elementos finitos.....	115
Figura 39 – Elemento finito utilizado.....	116
Figura 40 – Malha do modelo em elementos finitos. ....	116
Figura 41 – Posição das linhas para a obtenção dos campos de temperatura nos parafusos e na madeira para a determinação da capacidade de carga do parafuso. ....	117
Figura 42 – Modos de falha das ligações: (a) modo de falha I, (b) modo de falha II, (c) modo de falha III. ....	120
Figura 43 – Fluxograma para a determinação da capacidade de carga de um parafuso para o modo de falha II.....	121
Figura 44 – Fluxograma para a determinação da capacidade de carga de um parafuso para o modo de falha III. ....	122

Figura 45 – Propriedades termomecânicas da madeira: (a) massa específica; (b) calor específico; (c) condutividade térmica; (d) fator de redução para resistência ao embutimento.	127
Figura 46 – Propriedades termomecânicas do aço: (a) calor específico; (b) condutividade térmica; (c) fator de redução para resistência ao escoamento efetiva.....	128
Figura 47 – Localização dos termopares do teste B de Laplanche (2006).....	129
Figura 48 – Temperatura experimentais e do modelo térmico para os termopares nos parafusos do teste B de Laplanche (2006).....	130
Figura 49 – Temperatura experimentais e do modelo térmico para os termopares na madeira do teste B de Laplanche (2006) .....	131
Figura 50 – Temperatura experimentais e do modelo térmico para os termopares na chapa de aço do teste B de Laplanche (2006). ....	132
Figura 51 – Localização dos termopares do Grupo 2 de teste de Peng (2010). ....	133
Figura 52 – Temperatura experimentais e do modelo térmico para os termopares no parafuso do Grupo 2 de teste de Peng (2010).....	133
Figura 53 – Temperatura experimentais e do modelo térmico para os termopares na madeira do Grupo 2 de teste de Peng (2010).....	135
Figura 54 – Localização dos termopares do Grupo 4 de teste de Peng (2010). ....	135
Figura 55 – Temperatura experimentais e do modelo térmico para os termopares no parafuso do teste Peng 4 .....	136
Figura 56 – Temperatura experimentais e do modelo térmico para os termopares na madeira do teste Peng 4.....	137
Figura 57 – Dispersão das temperaturas experimentais e obtidas pelo modelo térmico utilizando as propriedades físicas utilizadas por Audebert <i>et al.</i> (2011).....	139
Figura 58 – Erro do modelo termomecânico na determinação do tempo de falha ao incêndio das ligações segundo as curvas de redução de resistência ao embutimento fornecida por: (a) Norén (1996), (b) Moss (1997), (c) Eurocode 5 (2004) e (d) Figueroa (2012).....	142
Figura 59 – Evolução da capacidade de carga da ligação ao longo do tempo de exposição ao incêndio e porcentagem da capacidade de carga média à temperatura ambiente aplicada em situação de incêndio. ....	147
Figura 60 – Histogramas e função densidade de probabilidade do tempo de falha.	148
Figura 61 – Coeficiente de variação para o tamanho da amostra.....	148

Figura 62 – Funções de distribuição de probabilidade cumulativa do tempo de falha.....	149
Figura 63 – Proporção dos modos de falha: (a) proporção absoluta sobre o tempo de exposição ao incêndio; (b) proporção relativa ao histograma de tempo de falha para a carga aplicada em situação de incêndio igual a 30% da carga de ruptura à temperatura ambiente. ....	150
Figura 64 – Proporção relativa dos modos de falha para os histogramas de tempo de falha.....	153
Figura 65 – Dispersão dos tempos de falha experimental versus os valores médios e para os percentis de 5 e de 20% de cada ligação.....	162
Figura 66 – Efeito dos fatores do Conjunto 1 no tempo de falha das ligações. ....	168
Figura 67 – Efeito dos fatores do Conjunto 2 no tempo de falha das ligações para as cargas aplicadas em situação de incêndio de 10% (a) e de 30% (b). .....	169
Figura 68 – Influência dos fatores para diferentes cargas aplicadas em situação de incêndio para o Conjunto 2.....	171
Figura 69 – Configurações geométricas das ligações utilizadas para a confecção dos ábacos.....	172
Figura 70 – Ábaco para ligação com 2 linhas de 4 parafusos de diâmetro de 12 mm. ....	178
Figura 71 –Ábaco para ligação com 2 linhas de 4 parafusos de diâmetro de 16 mm. ....	179
Figura 72 –Ábaco para ligação com 2 linhas de 4 parafusos de diâmetro de 20 mm. ....	180
Figura 73 – Ábaco para ligação com 2 linhas de 2 parafusos de diâmetro de 12 mm. ....	181
Figura 74 –Ábaco para ligação com 2 linhas de 2 parafusos de diâmetro de 16 mm. ....	182
Figura 75 –Ábaco para ligação com 2 linhas de 2 parafusos de diâmetro de 20 mm. ....	183
Figura 76 – Ábaco para ligação com 1 linhas de 2 parafusos de diâmetro de 12 mm. ....	184
Figura 77 –Ábaco para ligação com 1 linhas de 2 parafusos de diâmetro de 16 mm. ....	185

Figura 78 –Ábaco para ligação com 1 linhas de 2 parafusos de diâmetro de 20 mm.

..... 186

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Taxas de carbonização fornecidas pela norma francesa CB 71 (1984)....	48
Tabela 2 – Taxas de carbonização fornecidas pela norma britânica BS 5268 (2002).....	49
Tabela 3 – Taxas de carbonização fornecidas pelo Eurocode 5 (2004) .....	49
Tabela 4 – Equações de modelos empíricos para a determinação de taxas de carbonização ou localização da camada carbonizada.....	51
Tabela 5 – Taxas de carbonização médias de ligações parafusadas obtidas experimentalmente.....	52
Tabela 6 – Capacidade de carga por parafuso por plano de cisalhamento duplo de ligações madeira-aço-madeira .....	60
Tabela 7 – Resultados dos ensaios realizados por Laplanche (2006) .....	78
Tabela 8 – Resultados dos ensaios realizados por Chuo (2007). .....	78
Tabela 9 – Resultados dos ensaios realizados por Peng (2010). ....	79
Tabela 10: Distribuições de probabilidade contínuas (FORBES <i>et al.</i> , 2011).....	98
Tabela 11 – Métricas de representatividade do modelo térmico utilizando diferentes propriedades térmicas da madeira .....	124
Tabela 12 – Métricas de representatividade do modelo térmico para as temperaturas dos termopares nos parafusos .....	124
Tabela 13 – Métricas de representatividade do modelo térmico para as temperaturas dos termopares na madeira .....	125
Tabela 14 – Métricas de representatividade do modelo térmico para as temperaturas dos termopares na chapa de aço .....	126
Tabela 15 – Configurações das ligações usadas para a determinação do erro do modelo termomecânico.....	140
Tabela 16 – Erros de modelo utilizando diferentes curvas de resistência ao embutimento em função da temperatura para o modelo termomecânico .....	144
Tabela 17 – Variáveis aleatórias utilizadas nas análises de confiabilidade estrutural .....	151
Tabela 18 – Proporção dos modos de falha para as configurações dos testes experimentais utilizando a simulação de Monte Carlo.....	155
Tabela 19 – Critério de informação Bayesiano para diferentes distribuições de probabilidades ajustadas para os tempos de falha das ligações em situação de incêndio .....	158

Tabela 20 – Critério de informação Akaike para diferentes distribuições de probabilidade ajustadas para os tempos de falha das ligações em situação de incêndio .....	159
Tabela 21 – Parâmetros das distribuições de probabilidade dos tempos de falha das ligações utilizando o modelo termomecânico .....	161
Tabela 22 – Conjunto 1 de fatores e níveis analisados.....	164
Tabela 23 – Combinação de experimentos do Conjunto 1.....	165
Tabela 24 – Geometria das ligações para os experimentos computacionais do Conjunto 1.....	165
Tabela 25 – Conjunto 2 de fatores e níveis analisados.....	166
Tabela 26 – Combinação de experimentos do Conjunto 2.....	166
Tabela 27 – Geometria das ligações dos experimentos computacionais do Conjunto 2.....	166
Tabela 28 – Configurações geométricas para as ligações com 8 parafusos em 2 linhas utilizadas para a confecção dos ábacos.....	173
Tabela 29 – Configurações geométricas para as ligações com 4 parafusos em 2 linhas utilizadas para a confecção dos ábacos.....	174
Tabela 30 – Configurações geométricas para as ligações com 2 parafusos em 1 linha utilizadas para a confecção dos ábacos.....	175

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ANOVA	Análise de variância
AIC	Critério de informação de Akaike
BIC	Critério de informação Bayesiano
CCC	Coeficiente de correlação de concordância
EMQ	Estimador de mínimos quadrados
EMV	Estimador de máxima verossimilhança
FDP	Função densidade de probabilidade
FORM	<i>First Order Reliability Method</i>
JCSS	<i>Joint Committee on Structural Safety</i>
LVL	<i>Laminated veneer lumber</i>
MLC	Madeira lamelada colada
MRE	Erro médio relativo
PBFE	<i>Performance-based Fire Engineering</i>
TRRF	Tempo de Resistência Requerido ao Fogo

## LISTA DE SÍMBOLOS

Relacionados às propriedades dos materiais

$T_s$	tensor de tensões
$c$	tensor de rigidez
$s$	tensor de flexibilidade
$e$	tensor de deformações
$E_L$	módulo de elasticidade na direção longitudinal
$E_R$	módulo de elasticidade na direção radial
$E_T$	módulo de elasticidade na direção tangencial
$E_0$	módulo de elasticidade perpendicular às fibras da madeira
$E_{90}$	módulo de elasticidade paralelo às fibras da madeira
$G$	módulo de elasticidade cisalhante
$\nu$	coeficiente de Poisson
$f_{c,0}$	resistência à compressão paralela às fibras da madeira
$f_{c,90}$	resistência à compressão perpendicular às fibras da madeira
$f_{t,0}$	resistência à tração paralela às fibras da madeira
$f_{t,90}$	resistência à tração perpendicular às fibras da madeira
$f_v$	resistência ao cisalhamento da madeira
$\omega$	teor de umidade
$m_\omega$	massa inicial da amostra
$m_s$	massa da madeira seca
$\rho$	massa específica
$m$	massa da madeira
$v$	volume
$\alpha$	inclinação da fibra
$f_h$	resistência ao embutimento
$F$	carga aplicada
$d$	diâmetro do parafuso
$t_1$	espessura da madeira
$\beta_0$	taxa de carbonização

## Relacionados às ligações de madeira

$n_{ef}$	número efetivo de parafusos
$a_1$	espaçamento entre parafusos
$a_2$	espaçamento entre filas de parafusos
$a_3$	espaçamento entre os primeiros parafusos e a borda da ligação
$a_4$	espaçamento entre as linhas de parafusos e a borda lateral da ligação
$M_y$	momento de escoamento do parafuso
$f_u$	resistência última à tração do aço
$f_y$	resistência ao escoamento à tração do aço
$d$	diâmetro do parafuso
$R$	capacidade de carga de um parafuso por plano de cisalhamento
$t_1$	espessura dos membros de madeira da ligação
$h$	comprimento transversal do elemento de madeira
$h_p$	comprimento transversal da chapa de aço
$e_1$	distância entre o último parafuso da ligação e a extremidade da chapa de aço
$e_2$	distância entre as linhas de parafusos e a borda da chapa de aço
$e$	distância entre os elementos de madeira da ligação
$a$	espessura da chapa de aço
$\lambda$	esbeltez do parafuso
$P_{inc}$	carga aplicada em situação de incêndio
$P_{amb}$	carga de ruptura à temperatura ambiente
$A/p$	fator de seção de madeira
$n_p$	número de parafusos
$n_L$	número de linhas de parafusos
$\beta_0, \beta_n$	taxa de carbonização
$d_c, d_{ef}$	camada carbonizada
$t_{d,fi}$	tempo de resistência ao fogo de ligações desprotegidas

## Relacionados ao incêndio

$R_f$	capacidade resistente alcançada durante o incêndio
$U_f$	solicitação no momento do incêndio

## Relacionados à transferência de calor

$k$	condutividade térmica
$T$	temperatura
$x$	distância ortogonal na direção “x”
$y$	distância ortogonal na direção “y”
$z$	distância ortogonal na direção “z”
$t$	tempo
$\rho$	massa específica
$c$	calor específico
$s_k$	coordenadas de um ponto na superfície de contorno
$n_x, n_y$ e $n_z$	cossenos diretores do vetor unitário normal à superfície de contorno
$w$	função peso
$\Psi$	funções de interpolação
$q$	taxa de transferência de calor
$q''$	fluxo de calor local
$q_s$	fluxo de calor da superfície
$h$	coeficiente de transferência de calor por convecção
$T_s$	temperatura da superfície
$T_g$	temperatura do gás
$SB$	constante de Stefan-Boltzmann

## Relacionados à confiabilidade estrutural

$\mathcal{Q}$	espaço amostral
$\omega$	conjunto de números reais
$\mathbf{X}$	variável aleatória
$\mathbf{x}$	realização da variável aleatória $\mathbf{X}$
$\mu$	média
$\sigma$	desvio-padrão
$f_{\mathbf{X}}(\mathbf{x})$	função densidade de probabilidade de $\mathbf{X}$
$F_{\mathbf{X}}(\mathbf{x})$	função de probabilidades acumuladas $\mathbf{X}$
$g(X)$	função de estado limite

$P_f$	probabilidade de falha
$I[\mathbf{x}]$	função indicadora
$N_f,$	número de simulações no domínio de falha
$N$	número total de simulações
$CV$	coeficiente de variação
$S_{i_1, \dots, i_n}$	índices de sensibilidade global
$\varepsilon_m,$	erro de modelo
$R^2$	coeficiente de determinação
$CCC$	coeficiente de correlação e concordância
$MRE$	erro médio relativo
$l(\theta, x)$	função de verossimilhança
$EMV$	estimador de máxima verossimilhança
$EMQ$	estimador de mínimos quadrados
$AIC$	critério de informação de Akaike
$BIC$	critério de informação Bayesiano
$R$	função de resistência
$P_{inc}$	função da carga aplicada em situação de incêndio
$t_{5\%}$	tempo de falha para o percentil de 5% da distribuição de probabilidade
$t_{20\%}$	tempo de falha para o percentil de 20% da distribuição de probabilidade
$t_{médio}$	tempo de falha médio

Relacionados ao projeto de experimentos

$N$	número de experimentos
$L$	número de níveis para cada fator considerado na análise
$m$	número de fatores
$S_T$	variância total dos resultados
$V_N$	variância de cada fator
$V_e$	variância do erro dos fatores
$P_N$	influência percentual de cada fator
$P_e$	influência percentual do erro

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>15</b>
1.1	OBJETIVOS .....	21
1.2	ORGANIZAÇÃO DO TEXTO .....	22
<b>2</b>	<b>REVISÃO DA LITERATURA.....</b>	<b>23</b>
2.1	A MADEIRA COMO MATERIAL PARA USO ESTRUTURAL .....	23
2.1.1	<b>Estrutura anatômica da madeira .....</b>	<b>23</b>
2.1.2	<b>Composição química da madeira e estrutura da parede celular.....</b>	<b>24</b>
2.1.3	<b>Estrutura macroscópica da madeira.....</b>	<b>25</b>
2.1.4	<b>Relações de tensão-deformação da madeira .....</b>	<b>26</b>
2.1.5	<b>Critérios de plastificação.....</b>	<b>29</b>
2.1.6	<b>Influência da temperatura nas propriedades físicas, térmicas e mecânicas da madeira</b>	<b>30</b>
2.1.7	<b>Degradação térmica da madeira .....</b>	<b>45</b>
2.1.8	<b>Taxa de carbonização.....</b>	<b>47</b>
2.1.9	<b>Conclusões parciais sobre a madeira como material estrutural .....</b>	<b>53</b>
2.2	LIGAÇÕES POR PINOS METÁLICOS EM ESTRUTURAS DE MADEIRA ..	53
2.2.1	<b>Comportamento de ligações com um único parafuso.....</b>	<b>54</b>
2.2.2	<b>Ligações com múltiplos pinos .....</b>	<b>56</b>
2.2.3	<b>Modelos para a determinação da capacidade resistente de ligações em temperatura ambiente.....</b>	<b>59</b>
2.2.4	<b>Conclusões parciais sobre ligações de elementos de madeira com pinos metálicos</b>	<b>62</b>
2.3	ESTRUTURAS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO.....	62
2.3.1	<b>Critérios de avaliação de estruturas em situação de incêndio.....</b>	<b>64</b>
2.3.2	<b>Comportamento de uma estrutura em situação de incêndio .....</b>	<b>65</b>
2.3.3	<b>Modelo de incêndio .....</b>	<b>66</b>

<b>2.3.4</b>	<b>Metodologias de ensaios da resistência ao fogo de elementos estruturais .....</b>	<b>69</b>
<b>2.3.5</b>	<b>Conclusões parciais sobre incêndio em estruturas .....</b>	<b>71</b>
<b>2.4</b>	<b>PRINCÍPIOS BÁSICOS DA ANÁLISE TÉRMICA DE ESTRUTURAS.....</b>	<b>71</b>
<b>2.4.1</b>	<b>Transferência de calor por condução .....</b>	<b>71</b>
<b>2.4.2</b>	<b>Transferência de calor por convecção .....</b>	<b>72</b>
<b>2.4.3</b>	<b>Transferência de calor por radiação.....</b>	<b>73</b>
<b>2.4.4</b>	<b>Modelagem da transferência de calor por meio do método dos elementos finitos</b>	
	<b>73</b>	
<b>2.4.5</b>	<b>Conclusões parciais sobre princípios básicos da análise térmica de estruturas</b>	
	<b>76</b>	
<b>2.5</b>	<b>LIGAÇÕES DE ESTRUTURAS DE MADEIRA POR PINOS METÁLICOS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO .....</b>	<b>76</b>
<b>2.5.1</b>	<b>Determinação experimental da capacidade de carga de ligações parafusadas madeira-aço-madeira .....</b>	<b>77</b>
<b>2.5.2</b>	<b>Modelo do Eurocode 5 (2004) para o cálculo do tempo de resistência de projeto</b>	
	<b>80</b>	
<b>2.5.3</b>	<b>Método da seção reduzida.....</b>	<b>80</b>
<b>2.5.4</b>	<b>Método das propriedades reduzidas .....</b>	<b>83</b>
<b>2.5.5</b>	<b>Análise térmica aplicada a ligações de estruturas de madeira expostas ao incêndio</b>	
	<b>84</b>	
<b>2.5.6</b>	<b>Modelos termomecânicos de ligação por pinos metálicos de estruturas de madeira em situação de incêndio .....</b>	<b>86</b>
<b>2.5.7</b>	<b>Conclusões parciais sobre ligações de estruturas de madeira por pinos metálicos em situação de incêndio.....</b>	<b>88</b>
<b>2.6</b>	<b>CONFIABILIDADE ESTRUTURAL .....</b>	<b>89</b>
<b>2.6.1</b>	<b>Método de simulação de Monte Carlo .....</b>	<b>91</b>
<b>2.6.2</b>	<b>Análise de sensibilidade das variáveis aleatórias.....</b>	<b>93</b>
<b>2.6.3</b>	<b>Erro de modelo e coeficiente de variação .....</b>	<b>95</b>

<b>2.6.4</b>	<b>Representatividade do modelo .....</b>	<b>96</b>
<b>2.6.5</b>	<b>Distribuições usuais de variáveis aleatórias .....</b>	<b>97</b>
<b>2.6.6</b>	<b>Inferência estatística.....</b>	<b>98</b>
<b>2.6.7</b>	<b>Confiabilidade de ligações de estruturas de madeira à temperatura ambiente</b>	
	<b>101</b>	
<b>2.6.8</b>	<b>Confiabilidade de estruturas de madeira em situação de incêndio.....</b>	<b>102</b>
<b>2.6.9</b>	<b>Conclusões parciais sobre confiabilidade estrutural.....</b>	<b>104</b>
<b>2.7</b>	<b>PROJETO DE EXPERIMENTOS COM MÚLTIPAS VARIÁVEIS .....</b>	<b>105</b>
<b>2.7.1</b>	<b>Projeto de experimentos fatorial .....</b>	<b>106</b>
<b>2.7.2</b>	<b>Método Taguchi em conjunto com a ANOVA .....</b>	<b>106</b>
<b>2.7.3</b>	<b>Conclusões parciais sobre experimentos com múltiplas variáveis .....</b>	<b>109</b>
<b>3</b>	<b>AVALIAÇÃO PROBABILÍSTICA DO TEMPO DE FALHA DE</b>	
	<b>LIGAÇÕES MADEIRA-AÇO-MADEIRA EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO .....</b>	<b>110</b>
<b>3.1</b>	<b>MODELO TERMOMECÂNICO DA LIGAÇÃO POR PINOS METÁLICOS DE</b>	
	<b>ESTRUTURAS DE MADEIRA EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO .....</b>	<b>111</b>
<b>3.1.1</b>	<b>Delimitação do problema .....</b>	<b>111</b>
<b>3.1.2</b>	<b>Premissas básicas do modelo termomecânico .....</b>	<b>112</b>
<b>3.1.3</b>	<b>Modelo termomecânico .....</b>	<b>113</b>
<b>3.1.4</b>	<b>Propriedades termomecânicas da madeira e do aço .....</b>	<b>122</b>
<b>3.2</b>	<b>VALIDAÇÃO DO MODELO TÉRMICO BASEADO NO MÉTODO DOS</b>	
	<b>ELEMENTOS FINITOS .....</b>	<b>128</b>
<b>3.2.1</b>	<b>Avaliação do modelo térmico utilizando o teste B de Laplanche (2006) .....</b>	<b>128</b>
<b>3.2.2</b>	<b>Avaliação do modelo térmico utilizando o grupo 2 de teste de Peng (2010)</b>	<b>132</b>
<b>3.2.3</b>	<b>Avaliação do modelo térmico utilizando o grupo de teste 4 de Peng (2010)</b>	<b>135</b>
<b>3.2.4</b>	<b>Avaliação da representatividade do modelo térmico .....</b>	<b>137</b>
<b>3.3</b>	<b>ERRO DO MODELO TERMOMECÂNICO NA DETERMINAÇÃO DO</b>	
	<b>TEMPO DE FALHA DA LIGAÇÃO .....</b>	<b>139</b>
<b>3.3.1</b>	<b>Avaliação do desempenho do modelo termomecânico .....</b>	<b>144</b>

3.4	<b>MODELO PROBABILÍSTICO PARA A DETERMINAÇÃO DO TEMPO DE FALHA De LIGAÇÕES .....</b>	145
3.4.1	<b>Método da simulação de Monte Carlo para avaliação da evolução da capacidade de carga da ligação .....</b>	145
3.4.2	<b>Determinação do tempo de falha da ligação .....</b>	146
3.4.3	<b>Histograma e função densidade de probabilidades de falha .....</b>	147
3.4.4	<b>Distribuição cumulativa de probabilidades .....</b>	149
3.4.5	<b>Avaliação dos modos de falha da ligação.....</b>	149
3.5	<b>TEMPO DE FALHA DAS LIGAÇÕES MADEIRA-AÇO-MADEIRA A PARTIR DAS SIMULAÇÕES DE MONTE CARLO .....</b>	150
3.5.1	<b>Variáveis aleatórias utilizadas nas análises de confiabilidade estrutural ....</b>	151
3.5.2	<b>Histogramas dos tempos de falha e modos de falha das ligações .....</b>	151
3.5.3	<b>Inferência da distribuição probabilística que melhor representa o tempo de falha das ligações em situação de incêndio.....</b>	156
3.5.4	<b>Tempos de falha médios e para os percentis de 5% e de 20% da distribuição de probabilidade acumulada .....</b>	160
3.5.5	<b>Dispersão dos resultados dos tempos de falha .....</b>	162
3.5.6	<b>Análise de sensibilidade das variáveis aleatórias do modelo termomecânico</b>	163
3.6	<b>AVALIAÇÃO DOS PRINCIPAIS FATORES QUE INFLUENCIAM O TEMPO DE FALHA DAS LIGAÇÕES.....</b>	163
3.6.1	<b>Projeto de experimentos pelo método Taguchi para a avaliação dos principais fatores que afetam o tempo de falha das ligações .....</b>	164
3.6.2	<b>Avaliação dos principais fatores do Conjunto 1 .....</b>	167
3.6.3	<b>Avaliação dos principais fatores do Conjunto 2 .....</b>	168
3.6.4	<b>Influência dos fatores avaliados .....</b>	169
3.7	<b>ÁBACOS DE TEMPO DE FALHA DE LIGAÇÕES .....</b>	171
4	<b>CONCLUSÃO.....</b>	187

4.1	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	188
	<b>REFERÊNCIAS.....</b>	<b>189</b>

## 1 INTRODUÇÃO

A madeira é um material que possui grande potencial na indústria da construção, por ter bom desempenho termomecânico quando aplicada em edifícios projetados, construídos e mantidos de forma adequada. Porém, no Brasil, seu uso como material de construção é limitado, dentre outros motivos, devido ao preconceito relativo à sua reação ao fogo (FIGUEROA e MORAES, 2016).

As ligações têm um papel fundamental no comportamento mecânico de estruturas de madeira, tanto em situação normal quanto em situação de incêndio (AUDEBERT *et al.*, 2019). Elas são responsáveis pela transmissão de esforços entre elementos da estrutura e da estrutura para fundação. Em ligações parafusadas, esta transferência gera concentrações de tensões na madeira e nos parafusos, podendo provocar falhas por embutimento da madeira ou plastificação do parafuso (PEDERSEN, 2002).

Um dos tipos de ligações mais utilizados em estruturas de madeira são as ligações por pinos, do tipo madeira-aço-madeira, como pregos, parafuso e cavilhas metálicas (AUDEBERT. *et al.*, 2019). O comportamento de ligações por pinos é influenciado: pelas propriedades dos materiais; pelas características geométricas das ligações como a espessura da madeira e dos elementos de aço, a distância entre os pinos e entre os pinos e as bordas, o número e o diâmetro dos pinos e a precisão da furação (WILKINSON, 1991); pelo nível de carregamento (BODIG e JAYNE, 1982) e pela temperatura dos materiais (SCHAFFER, 1973; GERHARDS, 1982; YOUNG e CLANCY, 2001).

O comportamento mecânico das ligações pode ser representado por modelos baseados na teoria de Johansen (1949), que expressa o comportamento geral em função de dois parâmetros: a capacidade do momento de escoamento do pino e a resistência ao embutimento do pino na madeira. O momento de escoamento do parafuso depende da tensão de escoamento do aço e do diâmetro do parafuso (JOCKWER *et al.*, 2018). A resistência ao embutimento é uma propriedade do sistema madeira-pino, sendo função da massa específica e do teor de umidade da madeira, do ângulo de aplicação da carga em relação à fibra, do diâmetro do parafuso e da temperatura (WILKINSON, 1991). À temperatura ambiente, sua determinação pode ser feita empregando procedimentos definidos por normas, como a NBR 7190 (2022), a EN 383 (2007) e a ASTM E119 (2007). Em situação normal de projeto e na ausência de dados experimentais sobre a resistência de embutimento, a norma brasileira NBR 7190 (2022) permite

que a resistência de embutimento da madeira seja considerada igual à resistência à compressão paralela à fibra. Segundo Benistand (2019), esta propriedade tem grande influência na resistência ao embutimento da madeira.

A resistência de embutimento é o principal parâmetro para a determinação da capacidade de carga das ligações em condições normais e de incêndio. Diferentes modelos matemáticos de resistência ao embutimento foram propostos por vários autores com o intuito de representar o comportamento evidenciado em ensaios realizados a temperaturas elevadas (NORÉN, 1996 e MOSS, 2010). Eles indicam que a resistência ao embutimento diminui de modo não linear com o aumento da temperatura, devido à degradação dos polímeros da madeira e à redução do teor de umidade (CHAFFE, 1979; MORAES *et al.*, 2005; MORAES *et al.*, 2012; FIGUEROA, 2012; SCHNEID, 2017). A degradação térmica dos polímeros é um processo complexo, no qual ocorrem reações endotérmicas e exotérmicas em faixas de temperaturas pré-definidas (BROWNE, 1958). Este processo de degradação é função da massa específica, do teor de umidade, da permeabilidade e da espécie da madeira e principalmente da intensidade do fluxo de calor ao qual o material está submetido (BARTLETT *et al.*, 2018), alterando os polímeros da madeira, causando redução na resistência mecânica desse material. De acordo com Kretschmann (2010), até 100 °C, as mudanças físicas provocadas na madeira são reversíveis. Entretanto, se a madeira for exposta, mesmo que por curtos períodos de tempo, a temperaturas acima de 100 °C, elas são irreversíveis.

As ligações em estruturas de madeira apresentam comportamento termomecânico complexo quando expostas ao incêndio. No incêndio, as ligações têm suas superfícies externas carbonizadas, o que leva a uma redução na seção transversal do elemento estrutural (BUCHANAN e ABU, 2017). Enquanto que as placas metálicas e os parafusos conduzem calor para o interior da ligação, gerando um gradiente de temperatura, o qual causa alteração nas propriedades físico-mecânicas da madeira e do aço (AUDEBERT *et al.*, 2019). De acordo com Audebert *et al.* (2019) e Létourneau-Gagnon *et al.* (2021), a quantidade de calor transferida para o interior da ligação é função da área superficial do parafuso diretamente submetida à ação térmica, a qual apresenta grande variação em função do tipo de pino utilizado. Ao longo do tempo, a redução da capacidade de carga das ligações ocorre devida à diminuição da seção transversal e das propriedades mecânicas dos materiais. A capacidade de carga das ligações expostas ao fogo depende de vários fatores: do modelo de incêndio adotado; da transferência de calor através da madeira; da influência da temperatura nas propriedades físicas, térmicas e

mecânicas dos materiais (BUCHANAN e ABU, 2017); da consideração da degradação da madeira; do modelo utilizado para a determinação da falha.

A necessidade de determinação da capacidade de carga de ligações parafusadas madeira-aço-madeira em temperaturas elevadas levou ao desenvolvimento de pesquisas sobre o tema com uma grande quantidade de configurações de ligações. Dhima (1999), Frangi e Mischler (2004), Laplanche (2006), Lau (2006), Chuo (2007) e Peng (2010) realizaram testes com ligações madeira-aço-madeira com múltiplos parafusos submetidos a dois planos de cisalhamento, carregados paralelamente às fibras, em situações normal e de incêndio. Nestes testes, ligações não protegidas, carregadas com uma porcentagem da carga de ruptura à temperatura normal, foram submetidas a ensaios a temperaturas elevadas, segundo as curvas de incêndio ISO 834 (1999) e ASTM E119 (2007), a fim de determinar o tempo de falha das ligações. Uma revisão mais detalhada desses trabalhos pode ser encontrada em Audebert *et al.* (2019).

A diferença entre os resultados obtidos a partir de um modelo de engenharia e o fenômeno que ele pretende representar pode ocorrer devido a simplificações e a aproximações utilizadas no modelo. De acordo com Melchers e Beck (2018), uma maneira de avaliar quantitativamente a representatividade dos modelos numéricos é a comparação de resultados experimentais e teóricos, com o cálculo da variável aleatória erro de modelo. A avaliação do erro de diferentes modelos para o cálculo do tempo de falha pode indicar aqueles que melhor se ajustam aos resultados experimentais para uso no modelo probabilístico.

A complexidade do problema de transferência de calor das ligações torna oportuno o uso do método dos elementos finitos para determinar o campo térmico das ligações. Assim, a utilização de modelos analíticos para o cálculo da capacidade de carga em situação de incêndio é uma alternativa para diminuição no custo computacional total do modelo termomecânico. Segundo Audebert *et al.* (2019), a dificuldade de previsão da capacidade de carga de ligações parafusadas de madeira em situação de incêndio é causada pelas complexidades relacionadas à determinação: do campo de temperatura, da resistência em temperaturas elevadas e das taxas de carbonização da madeira. Além disso, há uma variabilidade considerável nas propriedades termomecânicas da madeira (AUDEBERT, 2019) e nos resultados experimentais dos tempos de ruptura das ligações (DHIMA, 1999, FRANGI e MISCHLER, 2004, LAPLANCHE, 2006, LAU, 2006, CHUO, 2007 e PENG, 2010). A diferença entre a capacidade de carga das ligações determinada experimentalmente e a determinada por modelos numéricos teóricos pode ser

quantificada pelo erro de modelo (GOMES e BECK, 2021), e a variabilidade das propriedades mecânicas dos materiais pode ser representada por meio de variáveis aleatórias (MELCHERS e BECK, 2018). A determinação do erro de modelo e das variáveis aleatórias pode permitir a realização de análises de confiabilidade estrutural das ligações.

Modelos analíticos de ligações parafusadas madeira-aço-madeira, em situação de incêndio, são complexos de formular, mesmo para configurações geométricas simples, devido à natureza anisotrópica da madeira, às altas tensões localizadas próximas aos parafusos, à mudança nas propriedades mecânicas da madeira e um estado transitório com mudanças nas condições de contorno de temperatura ao longo do tempo (PALMA, 2016). A análise termomecânica dessas ligações é comumente baseada em modelos numéricos que utilizam o método dos elementos finitos, os quais podem ser desacoplados ou acoplados. Nos modelos em elementos finitos desacoplados, a análise térmica transiente é realizada em sua totalidade primeiramente e o campo de temperatura é exportado para a realização da análise mecânica considerando a influência da temperatura nas propriedades mecânicas dos materiais. Assim, o modelo mecânico pode ser simplificado e o custo computacional reduzido (PALMA, 2016). Nos modelos em elementos finitos acoplados, as análises térmica e mecânica são avaliadas simultaneamente para cada incremento de tempo ao longo do tempo de exposição ao incêndio (PALMA, 2016). A análise acoplada requer um grande número de parâmetros de entrada relacionados às propriedades mecânicas e de resistência dependentes da temperatura dos materiais, levando a um maior custo computacional (PALMA, 2016). Segundo Palma (2016), os modelos acoplados levam a uma menor diferença entre os resultados oriundos do modelo e os resultados experimentais. No entanto, na literatura, para as abordagens acopladas e desacopladas, o cálculo do campo térmico das ligações em situação de incêndio é usualmente realizado pelo método dos elementos finitos, que é computacionalmente caro para a modelagem da transferência de calor transiente (CACHIM e FRANSSEN, 2009; ERCHINGER *et al.*, 2010; PALMA, 2016; KHELIFA *et al.*, 2014; RACHER *et al.*, 2010; AUDEBERT *et al.*, 2011; SZÁSZ *et al.*, 2021; DHIMA *et al.*, 2014; AUDEBERT *et al.*, 2014; AUDEBERT *et al.*, 2020; CHEN *et al.*, 2020; LI *et al.*, 2021).

A avaliação de segurança de um projeto de uma ligação de madeira pode ser realizada através de três tipos de abordagem: baseada em risco, baseada em confiabilidade e semi-probabilística (BARAVALLE e KÖHLER, 2019). Segundo Baravalle e Köhler (2019), a abordagem baseada em risco considera explicitamente as incertezas, os custos e os benefícios

na análise das soluções de projeto, resultando no mais alto nível de detalhamento para o projeto. A abordagem baseada em confiabilidade usa um índice de confiabilidade alvo mínimo predefinido para orientar o processo de projeto. Estes índices mínimos são definidos por organismos técnicos e normas como o JCSS (*Joint Committee on Structural Safety*) (2015) ou o Eurocode 0 (2002). A abordagem semi-probabilística garante que um valor de resistência de projeto seja maior que o efeito de solicitação correspondente por meio de fatores parciais de redução de resistência e ampliação de solicitação, com um nível de confiabilidade pré-estabelecido para um nível de segurança adequado (EUROCODE 0, 2002, BARAVALLE e KÖHLER, 2019). A abordagem semi-probabilística apresenta o nível mais baixo de detalhes para a tomada de decisões de projeto. Para as abordagens baseadas em risco e em confiabilidade, um modelo probabilístico pode ser usado para obter a probabilidade de valores de resistência, embora elas não sejam simples de implementar. No entanto, para a abordagem semi-probabilística, um modelo probabilístico pode ser utilizado indiretamente para a calibração de fatores parciais, a fim de atingir um índice de confiabilidade mínimo pré-definido. Essa abordagem é comumente usada na prática, pois simplifica o projeto e evita o uso de análises de confiabilidade, a qual é de complexa implementação (BARAVALLE e KÖHLER, 2019).

A confiabilidade das ligações de madeira em condições normais foi investigada por Köhler (2007), por Jockwer *et al.* (2018) e por Aquino (2020), enquanto que, em situação de incêndio, foi investigada por Marcolan Júnior e Moraes (2019). Köhler (2007) realizou análises de confiabilidade estrutural de ligações parafusadas e por meio da análise de sensibilidade das variáveis aleatórias constatou que a incerteza de modelo foi uma das variáveis aleatórias com maior importância relativa na probabilidade de falha. Jockwer *et al.* (2018) avaliaram o comportamento de falha de ligações de múltiplos parafusos e mostraram que a variabilidade da capacidade de carga das ligações é função da variabilidade das propriedades do material. Aquino (2020) quantificou as incertezas relacionadas a ligações parafusadas de estruturas de madeira, foram avaliados os comportamentos das distribuições de probabilidade da resistência ao embutimento da madeira e o momento de escoamento do aço dos parafusos. Este estudo demonstra que não há necessidade da consideração da correlação entre a resistência ao embutimento da madeira e o momento de escoamento do aço dos parafusos e que existe uma quantificação inadequada da incerteza do modelo, baseado na teoria de Johansen (1949) e Jorissen (1998). Para avaliar a confiabilidade das ligações parafusadas em situações de incêndio, Marcolan Júnior e Moraes (2019) apresentaram um modelo simples para o cálculo do

tempo de falha da ligação, o qual era baseado na teoria de Johansen (1949) e na taxa de carbonização da madeira. Estes autores indicaram a necessidade de aprimoramento do modelo térmico para melhor descrever o campo de temperatura da ligação, pois a diferença entre os resultados numéricos e os valores experimentais encontrados na literatura foi significativo. Apesar da evidente variabilidade nas propriedades físico-mecânicas da madeira e a incerteza entre resultados experimentais e modelos numéricos, não foram encontrados trabalhos na literatura que tratem sobre as principais variáveis na análise de ligações de madeira em situação de incêndio. As principais variáveis poderiam vir a ser definidas por meio de análises de sensibilidade a partir de análises de confiabilidade estrutural de ligações parafusadas de estruturas de madeira em situação de incêndio.

A realização de testes, em escala real, em ligações expostas à ação térmica segundo a curva de incêndio padrão, é necessária para o conhecimento do comportamento real das mesmas e para a calibração de modelos numéricos. Contudo, estes testes são complexos, custosos e a quantidade de dados experimentais disponíveis na literatura é limitada (AUDEBERT *et al.*, 2019). Apesar da relevância do tema e da dificuldade de prever o tempo de resistência ao incêndio de ligações por modelos termomecânicos, devido à determinação do campo de temperatura e à variabilidade nas propriedades termomecânicas da madeira (AUDEBERT *et al.*, 2019), não foram encontradas pesquisas utilizando modelos probabilísticos para avaliar o tempo de falha de ligações de estruturas de madeira expostas à ação térmica segundo curvas de incêndio padrão. O desenvolvimento e a avaliação de modelos numéricos que melhor representem estes experimentos auxiliam na estimação mais precisa da capacidade de carga e do tempo de falha desses elementos estruturais.

Poucos trabalhos sobre a confiabilidade de estruturas de madeira foram encontrados na literatura. A confiabilidade de estruturas de madeira em situação normal foi estudada por Köhler (2007), que apresentou uma abordagem probabilística para as propriedades mecânicas da madeira e uma modelagem de confiabilidade estrutural de ligações parafusadas de estruturas de madeira, para ligações com um ou múltiplos parafusos. O trabalho dele serviu de base para a seção de estruturas de madeira do JCSS (2015). Apesar disso, não foram encontrados trabalhos que tratem do comportamento global de estruturas de madeira, com viga, pilares, lajes, paredes e ligações. Em situação de incêndio, Clancy (1999) estudou o tempo e a probabilidade de falha de paredes de madeira, com o objetivo de reduzir a necessidade de testes e permitir o projeto por meio de avaliações de desempenho. Ainda, Linkutè, Juocevicius e

Vaidogas (2010) descreveram uma abordagem para estimar a probabilidade de falha por meio do desenvolvimento de uma função de fragilidade para uma estrutura de madeira exposta aos danos de um incêndio. Apesar dos estudos disponíveis abordarem a confiabilidade de estruturas de madeira, tanto em situação normal quanto de incêndio, não foram encontrados trabalhos que tratem de ligações de madeira com múltiplos parafusos em situação de incêndio.

A variabilidade das propriedades mecânicas da madeira, juntamente com as incertezas associadas ao fenômeno de incêndio tornam a problemática da determinação do tempo de falha das ligações por pinos de estruturas de madeira candidata a uma abordagem probabilística. A aplicação de uma análise térmica avançada pelo método dos elementos finitos, juntamente com uma análise mecânica baseada na teoria de Johansen (1949), modificada pelo método das propriedades reduzidas, e a confiabilidade estrutural, pode levar ao desenvolvimento de um modelo probabilístico que permita o projeto de ligações com múltiplos parafusos em situação de incêndio por meio de avaliações de desempenho. Este tipo de abordagem é relevante, pois proporciona avaliações qualitativa e quantitativa da segurança em situação de incêndio de ligações, sendo uma alternativa a prescrições normativas, as quais impõem regras construtivas sem que seja necessário o atendimento de metas de desempenho especificadas. Como a avaliação de desempenho é de complexa implementação, o desenvolvimento de ábacos de tempo de falha para diferentes configurações de ligações em situação de incêndio utilizando o modelo termomecânico probabilístico, é uma alternativa para uma avaliação expedita do tempo de falha para o pré-projeto de ligações em situação de incêndio.

## 1.1 OBJETIVOS

O objetivo principal desta tese é avaliar o tempo de falha de ligações parafusadas do tipo madeira-aço-madeira, com dois planos de cisalhamento, submetidas à tração, em situação de incêndio, por meio de análises de confiabilidade estrutural.

Os objetivos específicos da pesquisa são:

- a) desenvolver um modelo termomecânico e de análise de confiabilidade estrutural para o cálculo do tempo de falha probabilístico de ligações de estruturas de madeira em situação de incêndio;
- b) avaliar o erro do modelo termomecânico relativo aos tempos de falha experimentais e do modelo;

- c) avaliar probabilisticamente o tempo de falha das ligações de estruturas de madeira em situação de incêndio para diferentes configurações de ligações;
- d) definir as principais variáveis na análise de confiabilidade estrutural do modelo termomecânico de ligações de estruturas de madeira em situação de incêndio, por meio da análise de sensibilidade;
- e) desenvolver ábacos para a determinação dos tempos de falha, médios e característicos, de ligações, considerando a confiabilidade estrutural.

## 1.2 ORGANIZAÇÃO DO TEXTO

Esta tese está organizada em 4 capítulos. No capítulo 1, são apresentados a justificativa, os aspectos de ineditismo e de inovação propostos e os objetivos deste projeto de tese. No capítulo 2, é apresentada a revisão da literatura, organizada em torno dos temas pertinentes ao embasamento teórico para o desenvolvimento do trabalho. No capítulo 3, são apresentados a metodologia e os resultados da avaliação probabilística do tempo de falha de ligações madeira-aço-madeira em situação de incêndio. No capítulo 4, são apresentadas as conclusões.

## 2 REVISÃO DA LITERATURA

Nesta seção, serão apresentados os seguintes temas: a madeira como material para uso estrutural; as ligações por pinos metálicos de estruturas de madeira; as estruturas em situação de incêndio; os princípios básicos da análise térmica de estruturas; as ligações por pinos metálicos de estruturas de madeira em situação de incêndio; a confiabilidade estrutural e o projeto de experimentos com múltiplas variáveis. Estes tópicos são necessários para o desenvolvimento da pesquisa e para a análise e discussão dos resultados obtidos.

### 2.1 A MADEIRA COMO MATERIAL PARA USO ESTRUTURAL

A madeira é um material biológico gerado pelo crescimento da árvore. Ela é um composto fibroso de alta qualidade, destinado a resistir a cargas atuantes na árvore e a transportar a água e os nutrientes (THELANDERSSON e LARSEN, 2003). Devido à origem natural e à complexidade anatômica da estrutura interna, a madeira é um material anisotrópico, cujas propriedades físico-mecânicas dependem da disposição das fibras (BODIG e JAYNE, 1982).

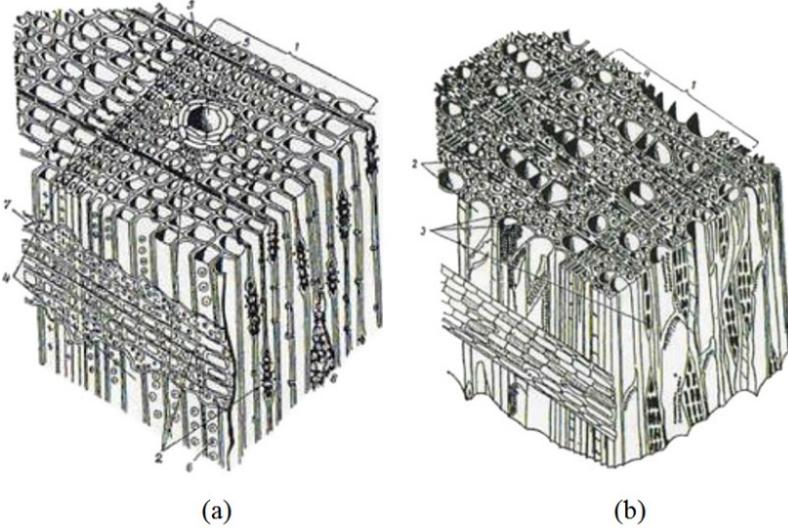
As árvores que produzem material lenhoso podem ser classificadas em coníferas (gimnospermas) e folhosas (angiospermas). As coníferas são plantas vasculares que possuem sementes não protegidas por frutos, geralmente perenes, com taxa de crescimento rápida. Elas apresentam estruturas anatômicas menos especializadas, pois foram as primeiras que surgiram na escala evolutiva (RITTER, 1990). As folhosas possuem sementes protegidas por frutos, geralmente com uma cobertura de folhas acentuada, que caem no fim de cada uma das estações de crescimento, apresentando, desta maneira, taxa de crescimento menor que as coníferas. Elas apresentam estrutura mais especializada, pois surgiram mais tarde na escala evolutiva. A diferença na estrutura anatômica da árvore é um fator que influencia no desempenho mecânico da madeira (PORTEOUS e KERMANI, 2007).

#### 2.1.1 Estrutura anatômica da madeira

A estrutura anatômica da madeira difere entre as coníferas e as folhosas (Figura 1). As coníferas apresentam como formações básicas os traqueídes e os raios medulares (Figura 1a).

Segundo Calil Junior *et al.* (2003), os traqueídes são células alongadas, com comprimento de até 5 mm e diâmetro de até 60  $\mu\text{m}$ . Eles constituem até 95% da madeira e têm a função de ser depósito de substâncias polimerizadas, conduzir a seiva bruta e fornecer resistência mecânica ao material (KOLLMANN e CÔTÉ JUNIOR, 1968). Os raios medulares são conjuntos de células alongadas e achatadas, posicionadas horizontalmente na direção perpendicular aos anéis de crescimento. Segundo Bodig e Jayne (1982), sua função principal é de conduzir a seiva elaborada da periferia do lenho em direção à medula. As folhosas possuem como formações básicas os vasos, as fibras e os raios medulares (Figura 1b). Os vasos são células alongadas com comprimento de até 1 mm e diâmetro de até 300  $\mu\text{m}$ , constituem até 50% da madeira. Elas têm como função o transporte ascendente da seiva bruta e o depósito de substâncias polimerizadas (CALIL JUNIOR *et al.*, 2003). As fibras são células alongadas, não possuem ligação umas com as outras pelas extremidades, representam até 50% da madeira e são os principais responsáveis pela resistência mecânica e pela rigidez. Os raios medulares das folhosas têm a mesma função que nas coníferas.

Figura 1 – Microestrutura das coníferas (a) e folhosas (b).



Fonte: adaptado de Aseeva *et al.* (2014)

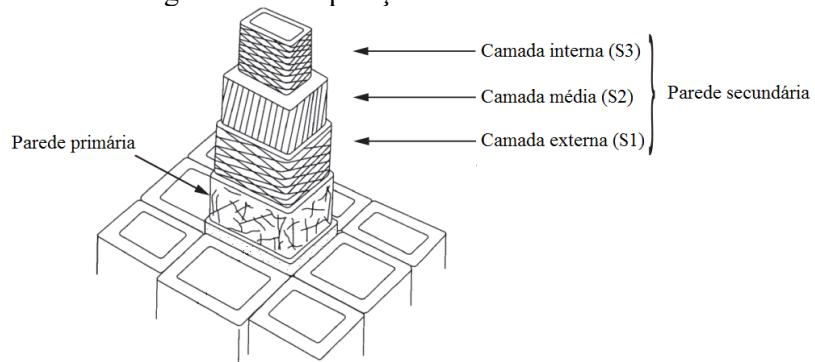
### 2.1.2 Composição química da madeira e estrutura da parede celular

A madeira é um compósito natural, formado por celulose, hemicelulose e lignina (KOLLMANN e CÔTÉ JUNIOR, 1968; BODIG e JAYNE, 1982; CALIL JUNIOR *et al.*, 2003). A celulose é um polissacarídeo linear, de alto peso molecular, fundamental para a

estrutura celular da madeira. A hemicelulose é um conjunto de componentes poliméricos de vegetais fibrosos, que atua como uma matriz, na qual estão imersas as cadeias de celulose. A lignina é um polímero tridimensional complexo, amorfó e de elevado peso molecular. Ela atua como material incrustante em torno das fibras, fornecendo rigidez às paredes celulares dos elementos anatômicos.

A parede celulósica é dividida em duas camadas principais: a parede primária e a parede secundária (Figura 2) (KOLLMANN e CÔTÉ JUNIOR, 1968; BODIG e JAYNE, 1982; CALIL JUNIOR *et al.*, 2003; KÖHLER, 2007). Na parede primária, as fibras estão arranjadas em uma rede irregular e aleatória. A parede secundária se encontra no lado interno da parede primária e, normalmente, determina o comportamento mecânico estático da célula de madeira. A parede secundária consiste de três camadas distintas de microfibrilas, S1, S2 e S3, orientadas em direções específicas e aglutinadas pela lignina. A camada S1 é fina ( $0,1 \mu\text{m}$ ) e as suas microfibrilas apresentam um ângulo de  $60^\circ$  em relação ao eixo longitudinal da célula. A camada S2 é, geralmente, a mais espessa e tem as microfibrilas orientadas em um ângulo pequeno em relação ao eixo da fibra. A camada S3 é a mais interna e tem as microfibrilas inclinadas, mas sem um ângulo específico. A orientação das microfibrilas influencia o comportamento mecânico da madeira.

Figura 2 – Composição da célula de madeira.



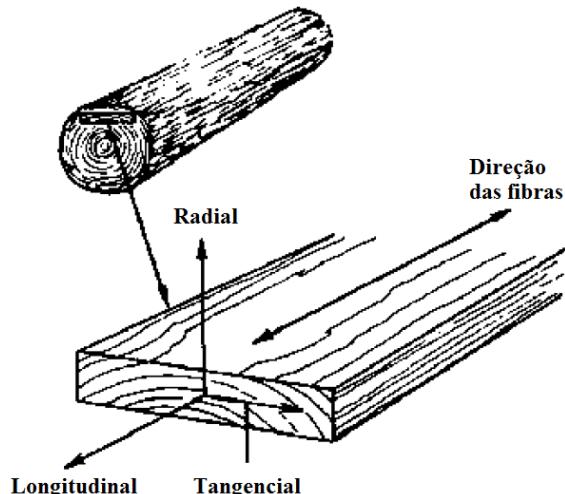
Fonte: adaptado de Köhler (2007)

### 2.1.3 Estrutura macroscópica da madeira

A estrutura macroscópica da madeira apresenta três direções principais, longitudinal, tangencial e radial, devido à forma de crescimento da árvore. As camadas de crescimentos, formando o anel de crescimento anual se dispõem em arranjos concêntricos, com duas porções

distintas. Uma porção mais clara, mais porosa, desenvolvida em condições favoráveis de água, luz e calor e uma porção mais escura desenvolvida em condições menos favoráveis (KOLLMANN e CÔTÉ JUNIOR, 1968; CALIL JUNIOR *et al.*, 2003). Desta maneira, a madeira é considerada um material anisotrópico, pois suas propriedades físico-mecânicas dependem da disposição de suas fibras e variam ao longo do comprimento da árvore. Apesar disso, o comportamento da madeira pode ser considerado como ortotrópico, seguindo as direções longitudinal, radial e tangencial, conforme a Figura 3.

Figura 3 – Eixos de ortotropia da madeira em relação à direção das fibras e anéis de crescimento.

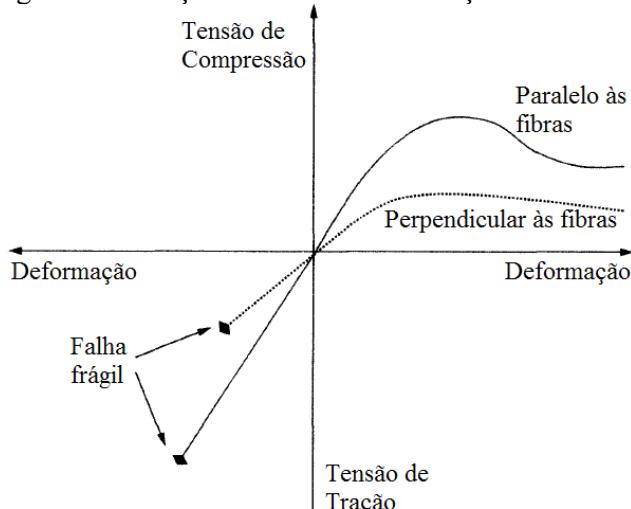


Fonte: adaptado de Ritter (1990)

#### 2.1.4 Relações de tensão-deformação da madeira

A Figura 4 apresenta de forma esquemática as relações tensão-deformação da madeira em função da direção das fibras solicitadas. A madeira tem um comportamento frágil para o esforço de tração pela não distribuição de cargas internamente no material, desta maneira uma fissura pode levar a uma falha súbita (THELANDERSSON e LARSEN, 2003). Na compressão, após o limite elástico ser atingido, a madeira se deforma, sendo esmagada, até atingir um pico de suporte de tensão. A partir deste ponto, a madeira continua a se deformar de maneira dúctil (KOLLMANN e CÔTÉ JUNIOR, 1968; BUCHANAN e ABU, 2017). O módulo de elasticidade e as resistências à compressão e à tração variam dependendo da direção, perpendicular ou paralela às fibras (BODIG e JAYNE, 1982; THELANDERSSON e LARSEN, 2003).

Figura 4 – Relações de tensão-deformação da madeira.



Fonte: adaptado de Thelandersson e Larsen (2003)

As tensões e as deformações internas de materiais elásticos contínuos, considerando uma relação linear, podem ser descritas pela lei de Hooke. Para materiais anisotrópicos como a madeira, ela pode ser escrita como:

$$\mathbf{Ts} = \mathbf{c} \cdot \mathbf{e} \quad \text{ou} \quad \mathbf{e} = \mathbf{s} \cdot \mathbf{Ts}, \quad (1)$$

em que  $\mathbf{Ts}$  é o tensor de tensões,  $\mathbf{c}$  é o tensor de rigidez,  $\mathbf{s}$  é o tensor de flexibilidade e  $\mathbf{e}$  é o tensor de deformações. Considerando um sistema de coordenadas cartesiano com 3 dimensões pode-se escrever (REICHERT, 2009):

$$Ts_{ij} = c_{ijkl} \cdot e_{kl}. \quad (2)$$

onde  $i = 1,2,3, j = 1,2,3, k = 1,2,3, l = 1,2,3$ . Desta maneira, o tensor de rigidez ( $\mathbf{c}$ ) possui 81 constantes. Mas, como os tensores de tensões e de deformações são simétricos o número de constantes é reduzido para 36. Os tensores de tensões e de deformações podem ser escritos utilizando a notação de Voigt:

$$\mathbf{Ts} = \begin{Bmatrix} Ts_1 = Ts_{11} \\ Ts_2 = Ts_{22} \\ Ts_3 = Ts_{33} \\ Ts_4 = Ts_{23} \\ Ts_5 = Ts_{31} \\ Ts_6 = Ts_{12} \end{Bmatrix}, \quad \boldsymbol{\epsilon} = \begin{Bmatrix} e_1 = e_{11} \\ e_2 = e_{22} \\ e_3 = e_{33} \\ e_4 = 2e_{23} \\ e_5 = 2e_{31} \\ e_6 = 2e_{12} \end{Bmatrix}, \quad (3)$$

Assim, a forma matricial da lei generalizada de Hooke de um material elástico linear anisotrópico é:

$$\begin{Bmatrix} Ts_1 \\ Ts_2 \\ Ts_3 \\ Ts_4 \\ Ts_5 \\ Ts_6 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ C_{41} & C_{42} & C_{43} & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ C_{51} & C_{52} & C_{53} & C_{54} & C_{55} & C_{56} \\ C_{61} & C_{62} & C_{63} & C_{64} & C_{65} & C_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} e_1 \\ e_2 \\ e_3 \\ e_4 \\ e_5 \\ e_6 \end{Bmatrix}, \quad (4)$$

Ainda, a matriz de rigidez é simétrica, reduzindo o número de constantes independentes para 21 (REICHERT, 2009).

A madeira pode ser representada também como um material ortotrópico, com três planos ortogonais de simetria, como foi apresentado. Esta simetria inerente do material reduz o número de constantes independentes para 9, pois, para um sistema definido de coordenadas, as tensões normais provocam apenas deformações específicas lineares e as tensões cisalhantes provocam apenas deformações angulares (REICHERT, 2009). A matriz de rigidez é:

$$\mathbf{c} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} \quad (5)$$

Utilizando as constantes que representam as propriedades elásticas do material, a matriz de flexibilidade tem a seguinte forma (REICHERT, 2009):

$$\mathbf{s} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_L} & -\frac{\nu_{RL}}{E_R} & -\frac{\nu_{TL}}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{LR}}{E_L} & \frac{1}{E_R} & -\frac{\nu_{TR}}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{LT}}{E_L} & -\frac{\nu_{RT}}{E_R} & \frac{1}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{RT}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{LT}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{LR}} \end{bmatrix} \quad (6)$$

em que  $E_L$ ,  $E_R$  e  $E_T$  são os módulos de elasticidade nas direções longitudinal, radial e transversal,  $G_{LR}$ ,  $G_{LT}$  e  $G_{RT}$  são os módulos de elasticidade cisalhante e  $\nu_{LR}$ ,  $\nu_{LT}$ ,  $\nu_{RT}$ ,  $\nu_{RL}$ ,  $\nu_{VT}$ ,  $\nu_{TR}$ ,  $\nu_{TL}$ ,  $\nu_{RL}$ , são os coeficientes de Poisson.

### 2.1.5 Critérios de plastificação

Na análise não-linear física, deve existir um critério para definir a plastificação do material. Para a madeira, considerando a análise de tensões tridimensional, os critérios podem levar em consideração a isotropia transversal, assumindo que as propriedades nas direções transversal e radial são idênticas (THELANDERSSON e LARSEN, 2003). Para a definição do critério de plastificação da madeira, pode-se utilizar, por exemplo, os critérios de Hill (1948) ou de Hoffman (1967). O critério de plastificação de Hill (1948) descreve o comportamento anisotrópico dos materiais, mas pode levar em consideração a isotropia transversal da madeira. O critério de plastificação de Hoffman (1967) é uma evolução do critério de Hill (1948), que permite que as tensões máximas de tração e de compressão sejam tratadas de maneira diferente. Estes critérios são utilizados efetivamente em modelos mecânicos baseados no método dos elementos finitos. Embora os critérios de plastificação de Hill e de Hoffman representem o comportamento plástico da madeira de forma mais completa do que considerá-la um material isotrópico, a implementação destes critérios em modelos mecânicos depende da disponibilidade das propriedades mecânicas por eles consideradas. Dentre essas propriedades as resistências à tração, à compressão e ao cisalhamento nas direções paralela e perpendicular às fibras da madeira, as quais tem uma disponibilidade limitada em ensaios de ligações expostas ao fogo.

Desta forma, como neste trabalho será utilizada a teoria de Johansen (1949), a qual é baseada somente na resistência ao embutimento e no momento de plastificação do parafuso, e não foi disponibilizada a caracterização das propriedades mecânicas necessárias para a utilização dos critérios de Hill e de Hoffman das ligações a serem estudadas, estes não serão utilizados nas análises.

### **2.1.6 Influência da temperatura nas propriedades físicas, térmicas e mecânicas da madeira**

As propriedades físicas, térmicas e mecânicas da madeira são influenciadas pela direção das fibras, pela massa específica, pela umidade da madeira e pelas condições edafoclimáticas (BODIG e JAYNE, 1982). Propriedades térmicas da madeira como condutividade térmica e calor específico apresentam uma variação considerável com a temperatura, dependendo principalmente da umidade que evapora a 100 °C e a transformação da madeira em carvão acima dos 300 °C (JANSSENS, 1994). As propriedades termomecânicas da madeira são influenciadas pela massa específica, pela disposição dos principais elementos anatômicos que fornecem resistência mecânica: as fibras para as folhosas e os traqueídes para as coníferas, pela temperatura e pelo teor de umidade do material (KOLLMANN e CÔTÉ JUNIOR, 1968; BODIG e JAYNE, 1982). O comportamento das propriedades mecânicas nas direções radial e transversal é considerado como equivalente, possibilitando a avaliação das propriedades mecânicas da madeira somente nas direções perpendicular e paralela às fibras (BODIG e JAYNE, 1982). As propriedades mecânicas da madeira como o módulo de elasticidade e as resistências à compressão, à tração, ao cisalhamento e ao embutimento, perpendicular e paralela às fibras, são influenciadas pela temperatura.

#### **a) Teor de umidade**

O teor de umidade é definido como o peso da água contido na madeira, expresso como uma fração do peso da madeira seca, usualmente uma porcentagem. O peso, a retração, a resistência mecânica e outras propriedades da madeira dependem do teor de umidade do material. Ele pode ser calculado por meio da Equação 7 (KOLLMANN e CÔTÉ JUNIOR, 1968; BODIG e JAYNE, 1982):

$$\omega = \frac{m_\omega - m_s}{m_s} \cdot 100, \quad (7)$$

em que  $\omega$  é o teor de umidade,  $m_\omega$  é a massa inicial da amostra e  $m_s$  é a massa da madeira seca.

A água existe na madeira sob três formas diferentes: água de constituição, água de impregnação e água livre (NEGRÃO e FARIA, 2009). A água livre preenche os vazios intracelulares. Esta água é responsável pelo elevado teor de umidade das árvores recém abatidas. Após o abate da árvore, ocorre a eliminação da água livre. A madeira atinge o ponto de saturação, em que o teor de umidade está entre 20 e 30% (CALIL JUNIOR *et al.*, 2003). A água de impregnação está presente na madeira em função da umidade do ambiente a qual está exposta, dependendo da umidade e da temperatura do ar com o qual a madeira está em contato. A umidade provoca alterações na condutividade térmica, no calor específico e na resistência mecânica. A água de constituição está combinada ao material lenhoso e só pode ser eliminada se a estrutura molecular da madeira for destruída (NEGRÃO e FARIA, 2009).

#### b) Massa específica

A massa específica é a característica física mais importante da madeira, pois ela apresenta uma correlação positiva com a maioria das propriedades mecânicas da madeira (RACHER *et al.*, 1996). Ela pode ser determinada pela Equação 8.

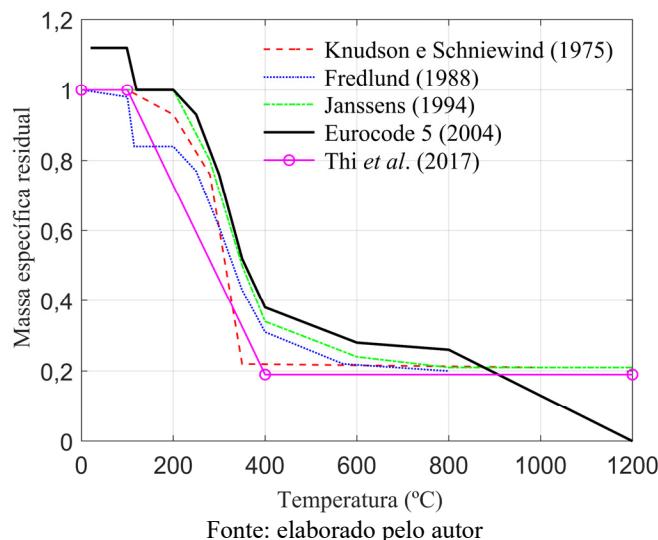
$$\rho = \frac{m}{v}, \quad (8)$$

em que  $\rho$  é a massa específica,  $m$  é a massa da madeira, em kg, e  $v$  é o volume, em  $\text{m}^3$ . Os tipos de massa específica mais utilizados são a massa específica básica e a massa específica aparente. A massa específica básica é calculada pela razão entre a massa seca da madeira e o volume na condição de total saturação. A massa específica aparente é calculada pela razão entre a massa e o volume da madeira para um dado teor de umidade, comumente 12% (RACHER *et al.*, 1996; CALIL JUNIOR *et al.*, 2003).

A massa específica das coníferas situa-se na faixa de 200 a 650  $\text{kg/m}^3$  e das folhosas entre 300 e 1100  $\text{kg/m}^3$  (KÖHLER, 2007). Geralmente, as madeiras com anéis de crescimento anuais mais espessos (crescimento rápido) são menos densas que aquelas com anéis menos espessos (crescimento lento) (NEGRÃO e FARIA, 2009). A influência da temperatura na massa

específica residual da madeira é ilustrada na Figura 5, na qual são compilados vários dados encontrados na literatura (KNUDSON e SCHNIEWIND, 1975; FREDLUND, 1993; JANSSENS, 1994; EUROCODE 5, 2004; THI *et al.* 2017). Observa-se que as tendências de redução apresentadas pelas diferentes curvas são similares. A massa específica da madeira quando exposta a uma rápida elevação de temperatura apresenta valores equivalentes aos de temperatura ambiente até os 100 °C. Entre 100 e 200 °C, a madeira pode perder até 40% da sua massa específica. De 200 a 400 °C, ocorre uma perda considerável de massa, atingindo valores próximos a 21% da massa específica determinada em condições normais de temperatura. Entre 400 e 800 °C, a perda de massa se estabiliza, e ao atingir 1200 °C o Eurocode 5 (2004) considera nula a massa específica residual.

Figura 5 – Massa específica residual da madeira em temperaturas elevadas.

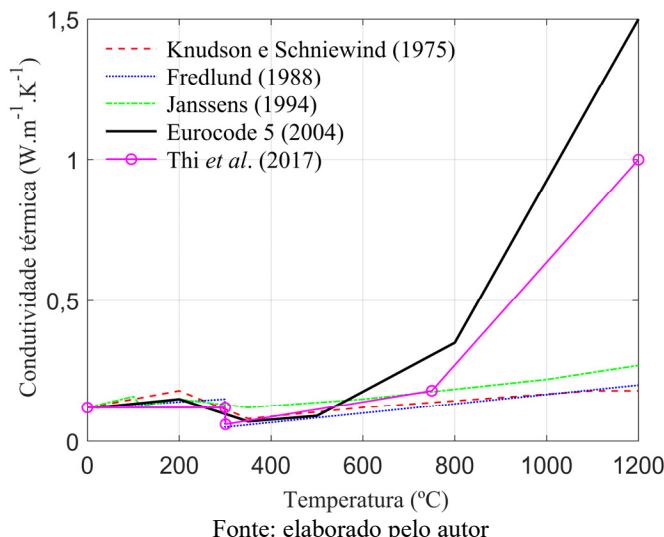


### c) Condutividade térmica

A condutividade térmica quantifica a habilidade dos materiais de conduzir energia térmica. Na Figura 6, são apresentadas curvas de condutividade térmica em diversas temperaturas, definidas por vários autores. Knudson e Schniewind (1975) apresentaram a condutividade térmica da madeira em função da temperatura para amostras de madeira da espécie *Pseudotsuga menziesii* (Douglas-fir) inicialmente com 12% de umidade. A função apresentada considera a condutividade térmica do carvão para temperaturas acima de 350 °C, porém desconsidera a redução de condutividade pela evaporação da umidade, que ocorre aproximadamente a 100 °C. Fredlund (1993) assume que a condutividade térmica da madeira

entre o material original até o carbonizado varia linearmente. Janssens (1994) propôs um modelo, baseado em testes de oito espécies de madeira diferentes, considerando que a condutividade da madeira é função da umidade e da temperatura. Nota-se que, para esta propriedade, as curvas obtidas nos estudos de Knudson e Schniewind (1975), de Fredlund (1993) e de Janssens (1994) apresentam comportamentos similares. O Eurocode 5 (2004) apresenta um modelo para a condutividade efetiva da madeira, considerando um aumento da transferência de calor devido às fissuras de retração da madeira acima de 500 °C, e ao consumo da camada de carvão, acima de 1000 °C. Thi *et al.* (2017) calibraram curvas de propriedades térmicas efetivas para a madeira, utilizando modelo baseado no método dos elementos finitos comparado a resultados experimentais, apresentando curva de condutividade térmica com comportamento semelhante ao proposto pelo Eurocode 5 (2004), porém com valores inferiores. Os trabalhos de Knudson e Schniewind (1975), de Fredlund (1993) e de Janssens (1994) apresentam resultados para diferentes espécies de madeira e mas não em quantidade significativa para a realização da inferência estatística desta propriedade, o que impede a sua utilização como uma variável aleatória nos modelos termomecânicos. Entretanto, observa-se, na Figura 6, que os resultados apresentados pelas diferentes curvas são próximos até os 500 °C.

Figura 6 – Condutividade térmica da madeira em temperaturas elevadas.



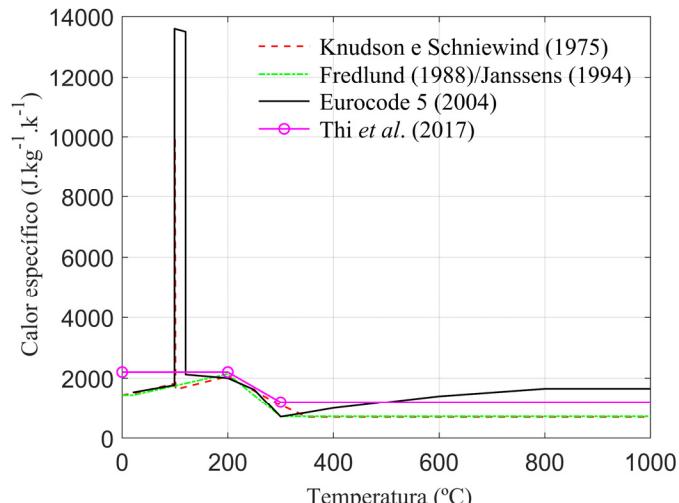
Fonte: elaborado pelo autor

#### d) Calor específico

O calor específico é definido como a energia necessária para aumentar a temperatura de uma unidade de massa de uma substância em uma unidade de temperatura (CENGEL, 2008).

Na Figura 7, são apresentadas curvas para o calor específico da madeira em função da temperatura encontradas na literatura. Knudson e Schniewind (1975) consideraram madeira com umidade de 12%, entre 0 e 100 °C, e seca, entre 100 e 105 °C, apresentando um pico referente ao calor latente da vaporização. Fredlund (1993) utiliza uma expressão linear por trechos para a variação do calor específico da madeira. Janssens (1994) adotou a mesma curva de calor específico de Fredlund (1993). O Eurocode 5 (2004) apresenta uma curva com um pico entre 99 e 120 °C. Thi *et al.* (2017) calibraram a curva de calor específico desconsiderando o pico para a temperatura de 100 °C. Nota-se que não existe um consenso entre os autores sobre a adoção de um pico de calor específico em torno do 100 °C, correspondente ao calor latente necessário para transformar a água do estado líquido para o de vapor. Desta maneira, a influência da utilização das diferentes curvas de calor específico no modelo termomecânico deve ser avaliada.

Figura 7 – Calor específico da madeira em temperaturas elevadas.



Fonte: elaborado pelo autor

#### e) Resistência à compressão

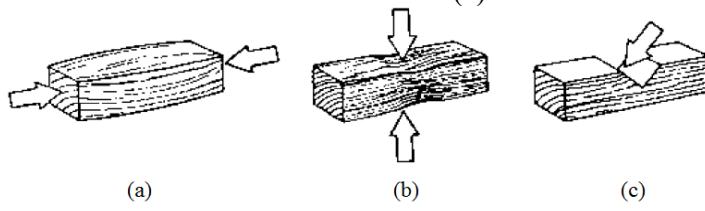
A madeira pode estar sujeita à compressão nas direções paralela, perpendicular e inclinada às fibras (Figura 8). Com o esforço de compressão paralelo às fibras, são produzidas tensões que deformam as células da madeira, provocando encurtamentos ao longo do eixo longitudinal. Nessa situação, as células agem individualmente e recebem apoio lateral das células vizinhas. A falha do material ocorre pelo esmagamento interno da complexa estrutura celular. A compressão aplicada perpendicular às fibras produz deformações perpendiculares ao

comprimento da célula de madeira (RITTER, 1990). Nesta direção, as células da madeira colapsam com baixos níveis de tensão. Entretanto, tendo as células da madeira colapsadas, a resistência deste material torna-se mais elevada por não mais existir espaço vazios dentro das células. No esforço aplicado de maneira inclinada às fibras, são geradas tensões nas direções paralela e perpendicular. Desta maneira, a resistência tem valor intermediário entre os valores das direções perpendicular e paralela (RITTER, 1990). Para avaliar a resistência à compressão da madeira na direção inclinada em relação às fibras, pode-se utilizar a equação proposta por Hankinson (1921). Nesta equação, a resistência é calculada levando em consideração uma ponderação entre as resistências perpendicular e transversal às fibras (Equação 9).

$$f_{c,\alpha} = \frac{f_{c,0} \cdot f_{c,90}}{f_{c,0} \sin^2 \alpha + f_{c,90} \cos^2 \alpha}, \quad (9)$$

em que  $\alpha$  é o ângulo da solicitação em relação à fibra da madeira.

Figura 8 – Compressão da madeira, paralelo às fibras (a), perpendicular às fibras (b) e inclinada às fibras (c).

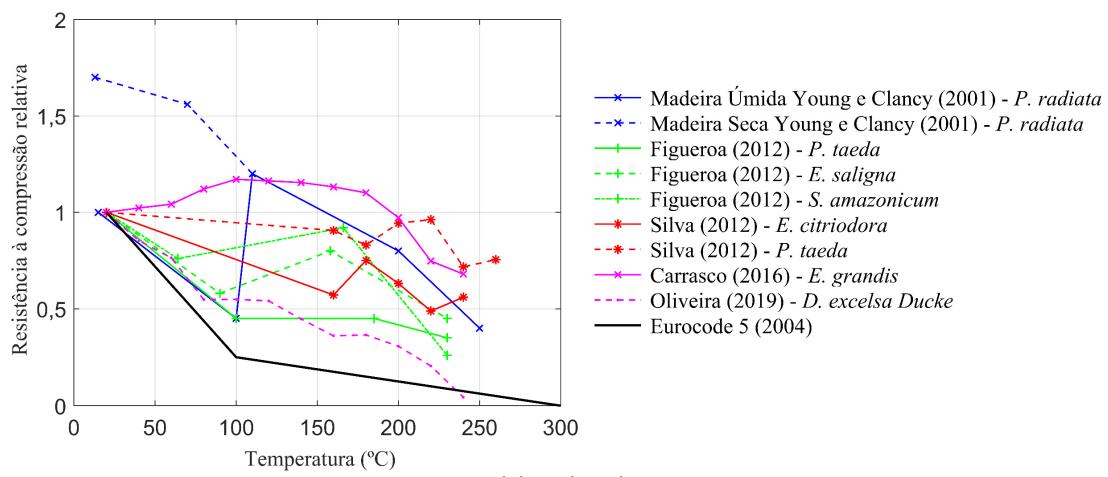


Fonte: adaptado de Ritter (1990)

Na Figura 9, estão apresentados os resultados médios obtidos por Young e Clancy (2001), Figueroa (2012), Silva (2012), Carrasco *et al.* (2016), Oliveira (2019) e os valores indicados pelo Eurocode 5 (2004) para variação da resistência à compressão relativa paralela às fibras em função da temperatura. Young e Clancy (2001) avaliaram a resistência à compressão paralela às fibras da madeira da espécie *Pinus radiata* sob temperaturas elevadas em amostras secas e com umidade de 12%. À temperatura ambiente, a madeira seca apresenta resistência mecânica maior que a madeira úmida. A resistência à compressão paralela às fibras da madeira seca diminui com o aumento da temperatura. Os experimentos com a madeira úmida demonstraram que a resistência da madeira à compressão diminui entre 20 e 100 °C e aumenta entre 100 e 110 °C, devido à secagem e à evaporação total da água presente na madeira. Após 110 °C, ocorre o mesmo comportamento da madeira seca. Figueroa (2012) realizou ensaios

para diferentes temperaturas para as madeiras das espécies *Eucalyptus saligna*, *Pinus taeda* e *Schizolobium amazonicum* com teor de umidade de 12% e massa específica média de 745 kg/m<sup>3</sup>, 423 kg/m<sup>3</sup> e 376 kg/m<sup>3</sup>, respectivamente. Nestes ensaios a resistência à compressão apresentou aumento após os 100 °C e redução após os 150 °C. Cada amostra foi composta por 150 corpos de prova. Silva (2012) realizou a análise experimental de 216 corpos de prova de madeiras das espécies *Eucalipto citriodora* e *Pinus taeda* para diferentes faixas de temperatura com massas específicas médias de 970 kg/m<sup>3</sup> e 520 kg/m<sup>3</sup>, respectivamente, os resultados indicaram que a resistência à compressão diminui com o aumento da temperatura. Carrasco *et al.* (2016) realizaram um programa experimental para a madeira da espécie *Eucalyptus grandis* com 78 corpos de prova aquecidos em diferentes temperaturas com massa específica média de 671 kg/m<sup>3</sup> e teor de umidade de 11,14% em temperatura ambiente. Neste estudo a resistência à compressão aumentou até os 180 °C e em seguida apresentou uma redução. Oliveira (2019) realizou um programa experimental com 84 corpos de prova para diferentes faixas de temperatura para a madeira da espécie *Dinizia excelsa Ducke*, a resistência à compressão reduziu com o aumento da temperatura. Segundo Gerhards (1982), a resistência à compressão perpendicular às fibras também diminui à medida que a temperatura aumenta.

Figura 9 – Resistência à compressão relativa paralela às fibras.



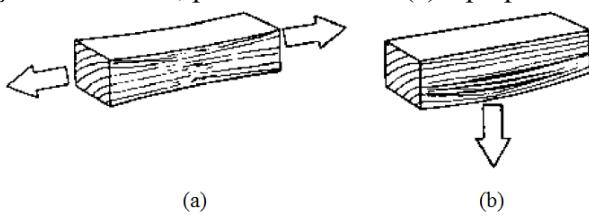
Fonte: elaborado pelo autor

#### f) Resistência à tração

A falha da madeira à tração pode ocorrer pela combinação do deslizamento entre as fibras e da ruptura das paredes celulares (RITTER, 1990). As resistências à tração da madeira, paralela e perpendicular às fibras, diferem extremamente (Figura 10). Paralela às fibras (Figura

10a), a resistência à tração é relativamente alta (RITTER, 1990). A madeira solicitada à tração perpendicular às fibras (Figura 10b) apresenta baixos valores de resistência. Nesta direção, os esforços tendem a separar às fibras, afetando significativamente a integridade estrutural (RITTER, 1990). Em ambas as direções de solicitação à tração, ocorre a ruptura frágil da madeira. Para a determinação da resistência à tração em uma direção inclinada das fibras, é utilizada uma equação análoga a Equação 13.

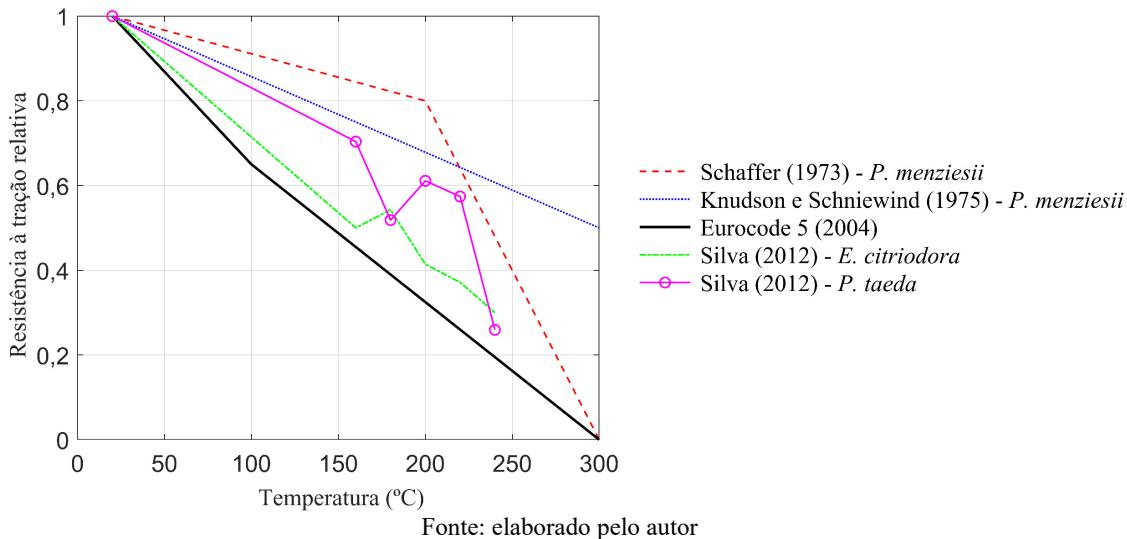
Figura 10 – Tração na madeira, paralela às fibras (a) e perpendicular às fibras (b).



Fonte: adaptado de Ritter (1990)

Em temperaturas elevadas, de acordo com Schaffer (1973), Knudson e Schniewind (1975) e Östman (1985), ocorre a redução da resistência à tração paralela às fibras com o aumento de temperatura do material. Schaffer (1973) e Knudson e Schniewind (1975) realizaram experimentos para a madeira seca da espécie *Pseudotsuga menziesii* (Douglas-fir). Nos testes de Schaffer (1973), a redução intensifica-se entre 200 e 300 °C, faixa de temperatura em que ocorre o início da carbonização da madeira. Convencionalmente, considera-se que a 300 °C a madeira deixa de apresentar resistência mecânica (BUCHANAN e ABU, 2017), pois nesta temperatura ocorre a maior perda de massa da madeira devida à degradação térmica dos polímeros. Silva (2012) realizou um programa experimental para as madeiras das espécies *Eucalipto citriodora* e *Pinus taeda* para faixas de temperatura entre 30 e 260 °C. Oliveira (2019) realizou experimentos para faixas de temperatura entre 20 e 240 °C para a madeira da espécie *Dinizia excelsa Ducke*. Na Figura 11, estão apresentados os coeficientes para a resistência à tração paralela às fibras, segundo Schaffer (1973), Knudson e Schniewind (1975), Eurocode 5 (2004), Silva (2012) e Oliveira (2019). Observa-se que as curvas experimentais de Schaffer (1973), Knudson e Schniewind (1975), Silva (2012) e Oliveira (2019) apresentam uma redução menos acentuada que a curva proposta pelo Eurocode 5 (2004), indicando que este é conservativo. Para a resistência à tração perpendicular às fibras, Gerhards (1982) apontou uma pequena redução para madeira seca e uma redução mais pronunciada com o aumento da umidade na madeira.

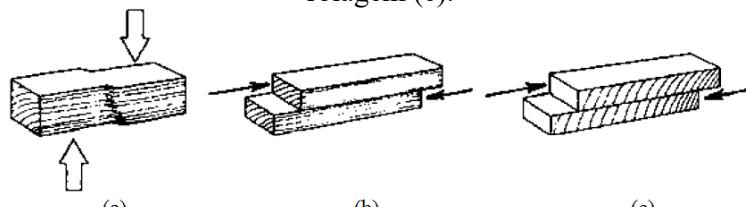
Figura 11 – Resistência à tração relativa paralela às fibras.



### g) Resistência ao cisalhamento

O esforço de cisalhamento pode ocorrer de três formas diferentes, perpendicular às fibras, paralelo às fibras e por rolagem, dependendo da posição de atuação das tensões em relação às fibras (Figura 12). O cisalhamento perpendicular às fibras, geralmente, não é considerado, pois a madeira irá falhar por outros tipos de solicitação que irão ocorrer em conjunto com o cisalhamento perpendicular às fibras. O cisalhamento paralelo às fibras é, geralmente, o mais importante, fazendo com que as células da madeira deslizem umas sobre as outras. O cisalhamento por rolagem não é muito comum, e é causado por carregamentos agindo perpendicularmente ao comprimento da célula em um plano paralelo à fibra. As tensões provocadas fazem com que as células rolem umas por sobre as outras (RITTER, 1990).

Figura 12 – Cisalhamento da madeira, perpendicular às fibras (a), paralelo às fibras (b), por rolagem (c).

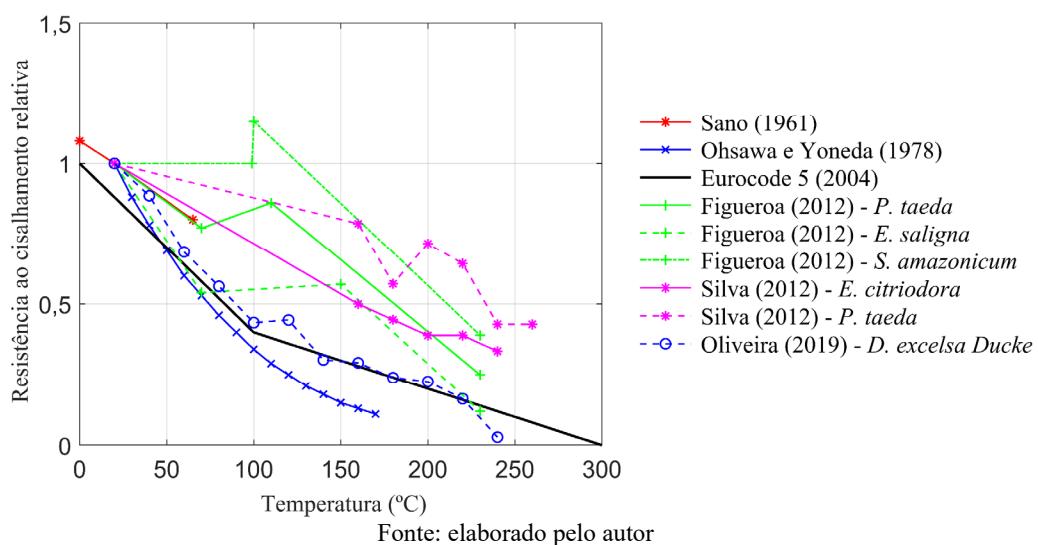


Fonte: adaptado de Ritter (1990)

Na Figura 13, são apresentadas curvas de resistência ao cisalhamento paralelo às fibras da madeira em função da temperatura, relativas a esta mesma propriedade em temperatura

ambiente. Sano (1961) testou madeiras das espécies *Fraxinus excelsior* (freixo) e *Picea abies* (abeto) na condição seca entre 0 e 60 °C e Ohsawa e Yoneda (1978) testaram madeiras das espécies *Fagus crenata*, *Picea jezoensis*, *Shorea negroensis* e *Abies sachalinensis* em temperaturas entre 0 e 170 °C. Os efeitos para as duas direções foram similares. Contudo, o Eurocode 5 (2004) propõe uma função linear por partes para a resistência ao cisalhamento paralelo às fibras da madeira. Observa-se que, para a faixa de temperatura estudada por Sano (1961), o comportamento é semelhante ao apresentado pelo Eurocode 5 (2004). A curva experimental de Ohsawa e Yoneda (1978) também apresenta um comportamento semelhante ao Eurocode 5 (2004), embora apresente resistências inferiores às normativas após 50° C. Figueroa (2012) realizou experimentos para faixas de temperatura entre 20 e 230 °C para as madeiras das espécies *Eucalyptus saligna*, *Pinus taeda* e *Schizolobium amazonicum*. Silva (2012) realizou experimentos de resistência ao cisalhamento paralela às fibras da madeira em 216 corpos de prova para as espécies *Eucalipto citriodora* e *Pinus taeda* para faixas de temperatura entre 30 e 260 °C. Oliveira (2019) realizou um programa experimental para a madeira da espécie *Dinizia excelsa Ducke* com 84 corpos de prova aquecidos em faixas de temperaturas entre 20 e 240 °C com massa específica média de 1125,85 kg/m<sup>3</sup> e teor de umidade de 11,79% em temperatura ambiente. Nestes experimentos observou-se uma redução acentuada da resistência ao cisalhamento até os 150 °C e, na sequência, um relativo aumento e novamente uma redução acentuada.

Figura 13 – Resistência relativa ao cisalhamento.

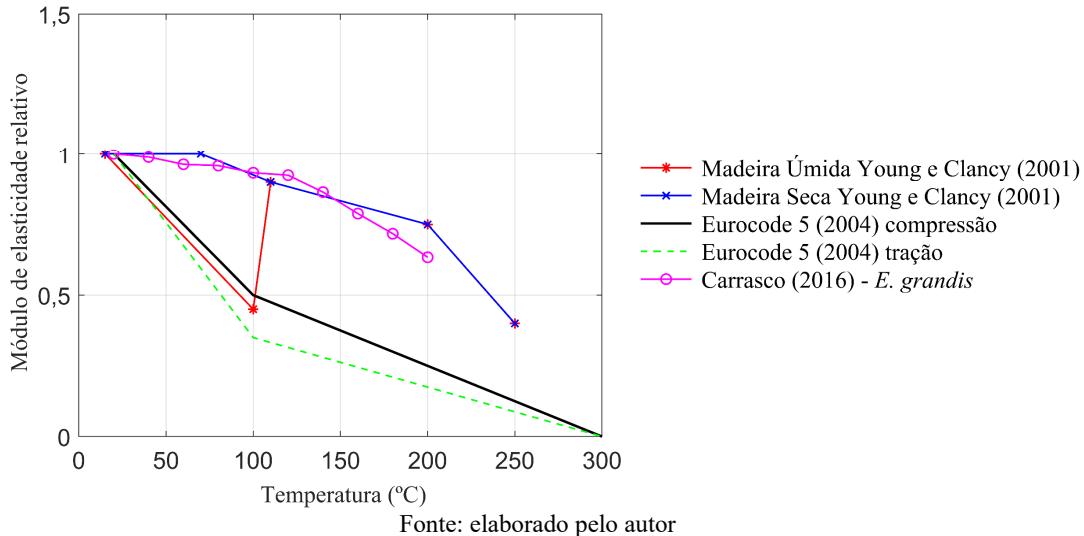


### h) Módulos de elasticidade da madeira

A madeira, pode ter seu comportamento aproximado por um modelo de comportamento ortotrópico com três módulos de elasticidade,  $E_L$ ,  $E_R$  e  $E_T$ , para as direções longitudinal, radial e tangencial, respectivamente (RITTER, 1990). Considerando que os módulos de elasticidade das direções radial e transversal apresentam a mesma ordem de grandeza, pode-se simplificar os módulos de elasticidade em paralelo ( $E_0$ ) e perpendicular às fibras ( $E_{90}$ ) da madeira (RITTER, 1990).

A Figura 14 ilustra os resultados médios de Young e Clancy (2001), os valores indicados pelo Eurocode 5 (2004) e os resultados médios de Carrasco *et al.* (2016) para o módulo de elasticidade paralelo às fibras em função da temperatura, na compressão e na tração, relativos aos mesmos parâmetros em temperatura ambiente. Young e Clancy (2001) indicaram o mesmo comportamento observado por Gerhards (1982), no qual ocorre uma redução do valor do módulo de elasticidade paralelo às fibras em função da temperatura até os 200 °C e, após esta temperatura, esta redução é ainda mais acentuada. Para a madeira com umidade de 12%, há uma diminuição do módulo de elasticidade até os 100 °C, um aumento entre 100 e 120 °C, devido à secagem da madeira, e uma diminuição entre 120 e 250 °C (YOUNG e CLANCY, 2001). Se a madeira já estiver seca no início do ensaio, conforme Young e Clancy (2001), o módulo de elasticidade permanece constante até 70 °C, seguido de uma redução constante da propriedade. Porém, a partir de 200 °C, a taxa de redução aumenta. Segundo o Eurocode 5 (2004), a redução do módulo de elasticidade é representada por dois segmentos lineares. Aos 300 °C, a madeira é considerada totalmente carbonizada e o módulo de elasticidade na compressão não apresenta mais valores significativos. Os resultados de Carrasco *et al.* (2016), para a madeira da espécie *Eucalyptus grandis*, apresentaram diminuições lineares para o módulo de elasticidade em torno de 8% até os 120 °C e de 38% de 120 a 200 °C. O módulo de elasticidade perpendicular às fibras também decresce com o aumento de temperatura e, quanto menor o teor de umidade da madeira, menor é a redução (GERHARDS, 1982).

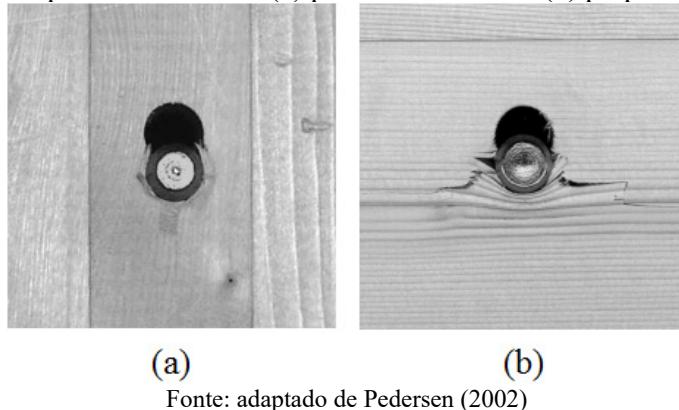
Figura 14 – Módulo de elasticidade relativo, perpendicular às fibras.



### i) Resistência ao embutimento

A resistência ao embutimento é uma propriedade do sistema de ligação e depende da massa específica da madeira, do diâmetro do pino e do ângulo da aplicação da carga em relação às fibras da madeira (THELANDERSSON e LARSEN, 2003; ZHOU e GUAN, 2006). O comportamento do embutimento da madeira está relacionado à capacidade da madeira de resistir à penetração de um cilindro rígido. A elevada capacidade de deformação da madeira é influenciada pela interação com as tensões vindas desses cilindros (RACHER e BOCQUET, 2005). A tensão de embutimento afeta uma zona abaixo e na lateral do pino penetrante de forma diferente, segundo o ângulo entre as direções da solicitação e das fibras da madeira (RACHER e BOCQUET, 2005). A parte abaixo do pino apresenta tensões na direção da carga, e efeitos de aderência são desenvolvidos dependendo da fricção entre o parafuso e a madeira (RACHER e BOCQUET, 2005). Nas partes laterais ao pino, para um carregamento paralelo às fibras, as tensões tendem a circundar o parafuso (Figura 15a). Para um carregamento perpendicular às fibras, podem ocorrer fissuras paralelas às fibras (Figura 15b). O limite de resistência ao embutimento da madeira depende principalmente da ductilidade da madeira em compressão e do possível desenvolvimento de descontinuidades do material (RACHER e BOCQUET, 2005, PALMA, 2017).

Figura 15 – Falha por embutimento: (a) paralela às fibras e (b) perpendicular às fibras.



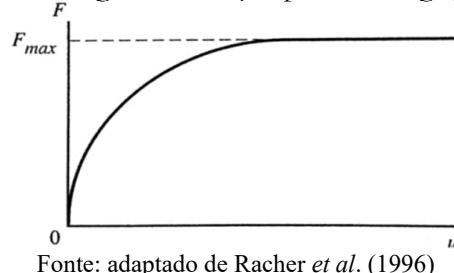
Fonte: adaptado de Pedersen (2002)

A resistência ao embutimento é determinada experimentalmente, segundo especificações normativas para a determinação das resistências ao embutimento paralelo e perpendicular às fibras (EN 383, 2007, ASTM D143-09, 2013; NBR 7190, 2022). A resistência ao embutimento ( $f_h$ ) é calculada a partir de uma carga máxima aplicada ( $F$ ), capaz de romper ou produzir uma deformação limite no corpo de prova, definida por cada norma de maneira diferente, dividida pela área de projeção do parafuso. A EN 383 (2007) define que o deslocamento limite é de 5 mm, a NBR 7190 (2022) sugere uma deformação residual igual a 2% e a ASTM D143-09 (2013) recomenda um deslocamento igual a 5% do diâmetro do parafuso. A resistência ao embutimento ( $f_h$ ) pode ser calculada, a partir dos parâmetros experimentais, usando a Equação 10.

$$f_h = \frac{F}{d \cdot t_1}, \quad (10)$$

onde  $d$  é o diâmetro do parafuso e  $t_1$  é a espessura da madeira. As ligações inclinadas em relação às fibras da madeira podem ter o valor da resistência de embutimento calculado por meio da equação de Hankinson (1921), que pondera a resistência de embutimento perpendicular e paralelo às fibras em relação à direção de aplicação de carga do pino. A Figura 16 exemplifica um gráfico carga-deformação para uma ligação de um pino.

Figura 16 – Curva carga-deformação para uma ligação de um pino.



Fonte: adaptado de Racher *et al.* (1996)

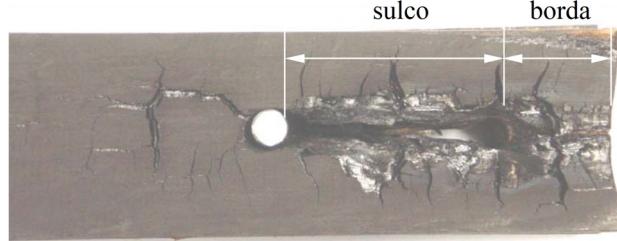
Para a determinação da resistência ao embutimento de ligações parafusadas, Whale e Smith (1986) propuseram a Equação 11, a qual considera a influência da massa específica e do diâmetro do parafuso. Esta equação foi utilizada pelo Eurocode 5 (2004), por Austruy (2007), por Jockwer *et al.* (2018) e por Aquino (2020). Cabe ressaltar que ela se originou de um estudo realizado para sete espécies de madeira, quatro coníferas europeias e duas folhosas tropicais. No entanto, no estudo de Whale e Smith (1986), não foram encontradas diferenças entre as espécies de coníferas europeias e as folhosas tropicais para a resistência ao embutimento de ligações parafusadas com furos pré-perfurados.

$$f_h = 0,082 \cdot \rho \cdot (1 - 0,01 \cdot d), \quad (11)$$

onde  $f_h$  é a resistência ao embutimento da madeira, em MPa,  $\rho$  é a massa específica da madeira, em kg/m<sup>3</sup>, e  $d$  é o diâmetro do parafuso, em mm.

Em temperaturas elevadas, a resistência ao embutimento diminui com o aumento de temperatura de modo não linear. De maneira geral, a falha por embutimento da ligação em temperaturas elevadas é caracterizada pela presença de um sulco no sentido do carregamento deixado pelo deslocamento do pino e pela ruptura em tração perpendicular da madeira na borda remanescente (Figura 17) (MORAES, 2003).

Figura 17 – Falha por embutimento em temperaturas elevadas.

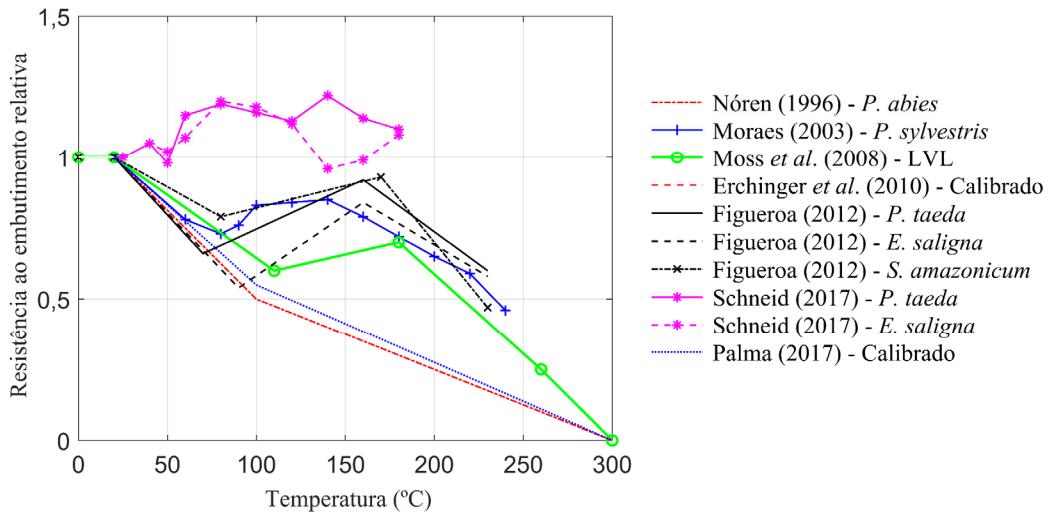


Fonte: adaptado de Moraes (2003)

Na literatura, existem trabalhos experimentais que apresentam curvas de redução da resistência ao embutimento da madeira em função da temperatura. Na Figura 18, são apresentadas curvas de resistência ao embutimento obtidas de diferentes trabalhos, relativas a esta mesma propriedade em temperatura ambiente. Para ligações pregadas com elementos de madeira da espécie *Picea abies* (conífera), Norén (1996) obteve uma curva de redução da resistência ao embutimento considerando uma redução da taxa de resistência de 0,5 em 100 °C. Moraes (2003) realizou ensaios seguindo a norma EN 383 (2007) para a avaliação da influência da temperatura na resistência ao embutimento do *Pinus sylvestris* (conífera). Moss *et al.* (2008) apresentaram uma curva linear em três segmentos para a taxa de redução da resistência ao embutimento de LVL (*laminated veneer lumber*) de 0,60 em 110 °C, 0,70 em 180 °C e 0,25 em 260 °C. Esta curva foi calculada a partir da razão entre a carga crítica experimental e a área portante, assumindo que ocorre falha por embutimento da madeira. Figueroa (2012) efetuou ensaios de caracterização da resistência ao embutimento nas direções paralela e perpendicular às fibras das madeiras das espécies *Pinus taeda* (conífera), *Eucalyptus saligna* (folhosa) e *Schizolobium amazonicum* (folhosa) seguindo a norma EN 383 (2007). Ele apresentou equações para as resistências ao embutimento características em função da temperatura. Schneid (2017) propôs equações contínuas de resistência ao embutimento em função da temperatura, para diferentes ângulos de inclinação da fibra, para as espécies de madeira *Pinus elliottii* (conífera) e *Eucalyptus saligna* (folhosa). Observa-se, nos resultados de Schneid (2017), que a resistência ao embutimento aumentou com o aumento da temperatura. Segundo Schneid (2017), essa diferença de comportamento pode estar associada à metodologia de ensaio usada pelo autor. Os testes foram realizados com corpos de prova pré-aquecidos durante 120 min segundo a norma ASTM D5764-97a (2013). Esta norma prescreve corpos de prova de  $2d \times 5d \times 10d$ , em função do diâmetro ( $d$ ) do parafuso, enquanto que a EN 383 (2007) recomenda corpos de prova nas dimensões  $2,5d \times 6d \times 14d$ . O aumento aparente da resistência da madeira pode ser devido à diminuição do teor de umidade durante o aquecimento da madeira. Erchinger *et al.* (2010), utilizando modelos numéricos, calibraram uma curva linear em dois trechos com redução relativa da resistência ao embutimento, de 0,5 em 100 °C, a partir de resultados experimentais de ligações de madeira parafusadas. Palma (2017) realizou a calibração de uma curva linear em dois trechos para a taxa de redução do embutimento da madeira utilizando simulações numéricas de ligações parafusadas carregadas perpendicularmente às fibras, resultando em um valor médio de aproximadamente 0,55 em 100 °C. Nota-se que as curvas

calibradas apresentam coeficientes de redução menores que os experimentais. Este comportamento pode estar relacionado ao fato que ensaios de resistência ao embutimento utilizam um único parafuso, enquanto que, nas curvas calibradas, as ligações possuem múltiplos parafusos. Entretanto, a distribuição de carregamento entre os parafusos em uma ligação não é uniforme, o que pode contribuir para que os coeficientes obtidos nas calibrações sejam menores que os experimentais. Nota-se que a caracterização da resistência ao embutimento foi realizada para poucas espécies vegetais e que elas apresentam uma variação considerável no seu comportamento em função da temperatura. Um estudo mais amplo, abrangendo mais espécies vegetais e vários diâmetros, é necessário para permitir a determinação da variabilidade dessa propriedade em função dos parâmetros da ligação. Em razão da indisponibilidade da variabilidade da resistência ao embutimento em função da temperatura das madeiras utilizadas em ligações, devem ser realizados estudos sobre a influência das curvas de redução da resistência ao embutimento na variabilidade da resposta de modelos que as utilizem.

Figura 18 – Curvas de redução da resistência ao embutimento paralela às fibras da madeira em função da temperatura.



Fonte: elaborado pelo autor

### 2.1.7 Degradação térmica da madeira

O processo de degradação térmica da madeira pode ocorrer de duas formas: combustão flamejante e combustão lenta (ASEEVA *et al.*, 2014). Na combustão flamejante, há um transporte rápido de produtos gasosos da decomposição da madeira para a zona de reação da

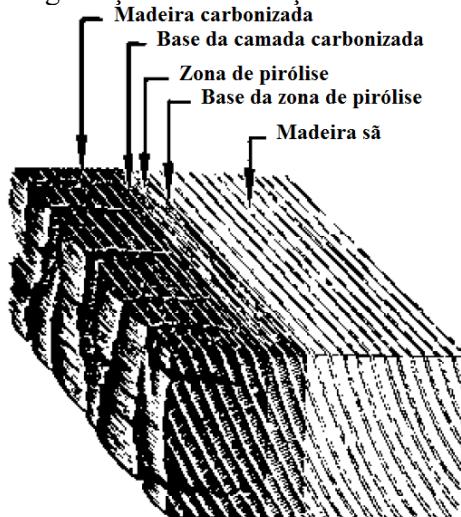
chama (ASEEVA *et al.*, 2014). Desta maneira, sob condições de chama estável, ocorre somente a decomposição térmica, conhecida como pirólise (ASEEVA *et al.*, 2014). A combustão lenta é iniciada por uma fonte de calor mais fraca em comparação com a combustão flamejante. Trata-se de uma reação de oxidação exotérmica heterogênea complexa, acompanhada pela carbonização da madeira (ASEEVA *et al.*, 2014).

Os processos químicos de pirólise da madeira são analisados em duas partes (ASEEVA *et al.*, 2014): uma envolvendo as reações primárias da pirólise da madeira base e a outra envolvendo as reações secundárias da decomposição dos produtos resultantes da decomposição primária. A pirólise primária resulta na formação de gases, de alcatrão e de carvão (ASEEVA *et al.*, 2014). Na pirólise secundária, o alcatrão formado na reação anterior é decomposto em carvão e gases (ASEEVA *et al.*, 2014). Segundo Browne (1958), caso haja continuidade da combustão da superfície da madeira, quatro zonas de degradação dentro do material e paralelas à superfície exposta ao calor podem ser descritas. Na zona A, a lignina e a hemicelulose sofrem vitrificação em temperaturas entre 130 e 190 °C. Na zona B, entre 200 e 280 °C, começam a decomposição da hemicelulose e a pirólise da lignina e da celulose. A celulose e a hemicelulose escurecem e há a perda de massa de 26 a 39%. Na zona C, entre 280 e 500 °C, se houver oxigênio disponível, o processo se torna extremamente exotérmico. Gases são liberados para a superfície. Se esses gases forem liberados rapidamente o suficiente, o carvão vai se acumular e proteger as camadas inferiores da madeira. Na zona D, acima de 500 °C, o carvão será consumido, propiciando que a queima continue nas camadas inferiores.

Quando elementos em madeira são expostos a incêndios, a camada exterior de madeira é carbonizada. A Figura 19 ilustra as camadas de degradação da madeira exposta ao incêndio. A temperatura da superfície da camada exterior é próxima à temperatura do incêndio e a do interior é aumentada lentamente, existindo uma diferença de temperatura entre o exterior e o interior (BROWNE, 1958). O limite entre a camada carbonizada e a madeira restante, convencionalmente, corresponde à temperatura de cerca de 300 °C (BUCHANAN e ABU, 2017). Parte desta camada, que está acima de 200 °C, é conhecida como zona de pirólise, nesta faixa de temperatura a madeira está em decomposição, liberando produtos gasosos, perdendo peso e descolorindo (BROWNE, 1958; BUCHANAN e ABU, 2017). A camada de carvão age como um isolante que dificulta o aquecimento do núcleo da peça estrutural, de maneira que o núcleo permanece com as propriedades mecânicas da madeira sã. Desta forma pode-se considerar somente a seção residual do membro de madeira na avaliação da capacidade de carga

dos elementos estruturais. A redução de seção resistente é governada pela chamada taxa de carbonização, a qual depende da massa específica e do teor de umidade da madeira (BUCHANAN e ABU, 2017).

Figura 19 – Zonas de degradação em uma seção de madeira exposta ao incêndio.

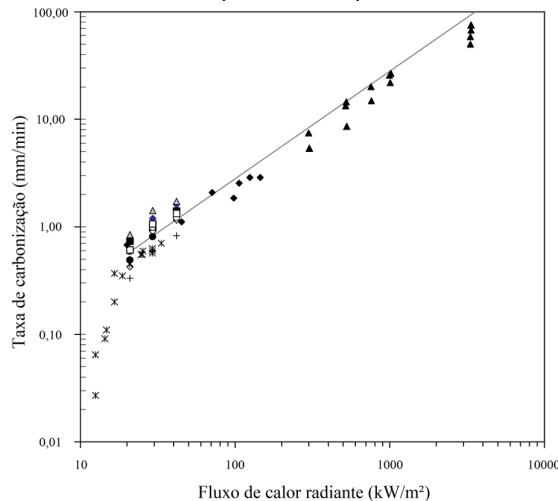


Fonte: adaptado de Ritter (1990)

### 2.1.8 Taxa de carbonização

A taxa de carbonização da madeira pode ser expressa como função de perda de massa ou como a velocidade de uma frente que se propaga ao longo de um eixo. A taxa de carbonização depende da massa específica, da umidade da madeira, do tipo de utilização e da espécie da madeira. Além desses fatores, Babrauskas (2005), Drysdale (2011) e Bartlett *et al.* (2018) apontam que o fluxo de calor radiante imposto na madeira exerce grande influência sobre a taxa de carbonização da madeira (Figura 20). As taxas de carbonização apresentadas pelas normas são determinadas segundo metodologias de ensaios normatizadas que utilizam curvas de incêndio padrão, as quais proporcionam um fluxo de calor padronizado. Para essa taxa de carbonização, o fluxo de calor situa-se em torno de  $30 \text{ kW/m}^2$ , conforme observado na Figura 20. Segundo Drysdale (2011), as taxas de carbonização das madeiras situam-se em torno de  $0,635 \text{ mm/min}$ . Dados estes oriundos da medição da profundidade da espessura carbonizada de vigas e de pilares submetidos a ensaios segundo a norma BS 476-21 (1987).

Figura 20 – Taxa de carbonização em função do fluxo de calor radiante.



Fonte: adaptado de Babrauskas (2005)

Algumas normas apresentam valores ou métodos para a definição da taxa de carbonização da madeira (CB 71, 1984; SA 1520.4, 1999; BS 5268, 2002; Eurocode 5, 2004). Nestas normas, são apresentados valores de taxa de carbonização para diferentes tipos de madeiras e para diferentes utilizações. Geralmente, são apresentadas equações para a determinação da camada carbonizada a ser utilizada nas análises de incêndio. Porém deve-se tomar cuidado com o uso indiscriminado das equações para a determinação das taxas de carbonização e das taxas de carbonização determinadas experimentalmente, pois elas são determinadas para materiais específicos, usando-se metodologias específicas.

A norma francesa CB 71 (1984) apresenta taxas de carbonização para diferentes espécies e tipos de madeira (Tabela 1).

Tabela 1 – Taxas de carbonização fornecidas pela norma francesa CB 71 (1984)

Espécie ou tipo de madeira	Taxa de carbonização $\beta_0$ (mm/min)
Madeira natural: pinheiro, abeto, pinheiro-silvestre, pinheiro-negro, pinheiro-larício, pinho-marítimo, hemlock, álamo, castanheiro, carvalho, douglas.	0,70
MLC: Pinheiro, abeto, pinheiro-silvestre, pinheiro-marítimo, álamo. Madeiramento de interior	0,70
Folhosas: carvalho, doussie, sipo, teca, makoré	0,50
Outras espécies de folhosas ou coníferas	0,60

Fonte: elaborado pelo autor

A norma australiana SA 1520.4 (1990) apresenta a seguinte equação para a taxa de carbonização ( $\beta_0$ ):

$$\beta_0 = 0,4 + \left( \frac{280}{\rho} \right), \quad (12)$$

em que  $\rho$  é a massa específica da madeira com teor de umidade de 12%, em kg/m<sup>3</sup>,  $\beta_0$  é a taxa de carbonização, em mm/min.

As taxas de carbonização fornecidas pela norma britânica BS 5268 (2002) dependem do tipo e da utilização da madeira, elas são apresentadas na Tabela 2.

Tabela 2 – Taxas de carbonização fornecidas pela norma britânica BS 5268 (2002)

Espécie de madeira ou tipo de estrutura	Taxa de carbonização $\beta_0$ (mm/min)
Estruturas listadas no apêndice A da BS 5268: Parte 2	0,67
Cedro vermelho do Nordeste	0,83
Folhosas, teor de umidade de 18%	0,50

Fonte: elaborado pelo autor

O Eurocode 5 (2004) fornece valores para a taxa de carbonização em função do tipo da madeira e da massa específica (Tabela 3), o arredondamento dos cantos da seção é considerado nesta norma. A norma NBR7190 (2022), utiliza valores similares aos utilizados pelo Eurocode 5 (2004) para as taxas de carbonização.

Tabela 3 – Taxas de carbonização fornecidas pelo Eurocode 5 (2004)

Espécie ou tipo de madeira	Massa específica $\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	Taxa de carbonização $\beta_0$ (mm/min)	Taxa de carbonização $\beta_n$ (mm/min)
Coníferas	MLC	$\geq 290$	0,65
	Madeira maciça	$\geq 290$	0,65
Folhosas	Madeira maciça ou MLC	$\geq 290$	0,65
	Madeira maciça ou MLC	$\geq 450$	0,65
LVL		$\geq 480$	0,65
Lambris		$\geq 450$	0,90
Painéis	Compensado	$\geq 450$	1,00
	Derivados de madeira	$\geq 450$	0,90

Fonte: elaborado pelo autor

Na literatura, existem trabalhos como os de Lawson *et al.* (1952), Vorreiter (1956), Schaffer (1967), White (1992), Babrauskas (2005), Yang *et al.* (2008) e Cachim e Franssen (2009), que investigaram a taxa de carbonização da madeira quando exposta a temperaturas elevadas. Na Tabela 4, são apresentadas as equações desenvolvidas nestes trabalhos para a determinação de taxas de carbonização. Lawson *et al.* (1952) realizaram experimentos para vigas de abeto, com umidade de 12% e espessuras de 38 a 50 mm, expostos à ação térmica segundo a curva de incêndio padrão da norma ASTM E119 (2007). Vorreiter (1956) estudou a taxa de carbonização para chapas de abeto com espessura de 10 mm dispostas horizontalmente e expostas a uma chama posicionada abaixo. Schaffer (1967) desenvolveu equações para a determinação da taxa de carbonização utilizando dados obtidos experimentalmente de chapas de 75 mm de espessura para três espécies de madeira com teor de umidade de 6 a 18% expostas ao calor que varia segundo a curva de incêndio padrão da ASTM E119 (2007). White (1992) desenvolveu uma equação para a determinação da taxa de carbonização utilizando amostras de oito espécies de madeira de 63 mm de espessura com teor de umidade variando de 6 a 16% expostas a curva de incêndio padrão da ASTM E119 (2007). Babrauskas (2005) realizou estudos sobre carbonização de madeira com o objetivo de fornecer orientação para a interpretação dos padrões de carbonização na investigação de incêndios e indicou uma equação para a determinação da taxa de carbonização da madeira em função do fluxo de calor radiante, da massa específica e do tempo de exposição. Yang *et al.* (2008) investigaram a carbonização da madeira exposta a um fluxo de calor constante utilizando um modelo de equação diferencial parcial modificada. Cachim e Franssen (2009) propuseram uma modificação na equação da taxa de carbonização unidimensional apresentada no Eurocode 5 (2004) com o objetivo de fornecer taxas de carbonização mais precisas em função da massa específica e do teor de umidade da madeira. Nestes trabalhos fica evidenciado que os principais fatores que influenciam na taxa de carbonização da madeira são a massa específica, o teor de umidade da madeira e o fluxo de calor ao qual a madeira está exposta. Entretanto, não existe um consenso para a definição de uma equação para a determinação da taxa de carbonização.

Tabela 4 – Equações de modelos empíricos para a determinação de taxas de carbonização ou localização da camada carbonizada

Referência	Equações
Lawson <i>et al.</i> (1952)	$\frac{\partial x}{\partial t} = 1,041 \cdot t^{-0,2},$ em que $x$ é a localização da camada de carbonização, em mm e $t$ é o tempo de exposição, em min.
Vorreiter (1956)	$x = 0,345 \cdot \frac{t^{1,3}}{\rho - \rho_c},$ em que $x$ é a localização da camada de carbonização, em mm, $t$ é o tempo de exposição, em min, $\rho$ é a massa específica da madeira, em $\text{kg/m}^3$ e $\rho_c$ é a massa específica do carvão, em $\text{kg/m}^3$ .
Schaffer (1967)	$\tilde{\beta} = 2 \cdot [(28,726 + 0,578 \cdot \omega) \cdot \rho_{seca} + 4,187],$ em que $\omega$ é a umidade da madeira, em % e $\rho_{seca}$ é a massa específica da madeira seca, em $\text{kg/m}^3$ . $\tilde{\beta}$ é dado em mm/pol para transformar em mm/min utiliza-se a equação: $\beta = 25,4 / \tilde{\beta}$
White (1992)	$t = k \cdot x^{1,23},$ $\ln(k) = -1,7418 + 0,8485 \cdot f_c + 0,9388 \cdot \rho + 0,02 \cdot \omega,$ em que $f_c$ é o fator de retração do carvão, $\rho$ é a massa específica da madeira, em $\text{kg/m}^3$ , $\omega$ é a umidade da madeira, em % e $x$ é a localização da camada de carbonização, em mm
Babrauskas (2005)	$\beta = 113 \cdot k_{O2} \cdot \left\{ \frac{[(\dot{q}'')^{0,5}]}{[(\rho \cdot t)^{0,3}]} \right\},$ em que $k_{O2}$ é o fator de concentração de oxigênio, $\dot{q}''$ é o fluxo de calor, em $\text{kW/m}^2$ e $\rho$ é a massa específica da madeira, em $\text{kg/m}^3$ .
Yang <i>et al.</i> (2008)	$\beta_\gamma = 136 \cdot \gamma^{0,51} \cdot \rho^{-0,76},$ em que $\gamma$ é a taxa de aumento de fluxo de calor, em $\text{kW/m}^2\text{s}$ e $\rho$ é a massa específica da madeira, em $\text{kg/m}^3$ .
Cachim e Franssen (2009)	$\beta_{\rho,\omega} = k_p \cdot k_\omega \cdot \beta_{450,12},$ em que $k_p = \sqrt{(450/\rho_{12})}$ e $k_\omega = [1,12/(1+\omega)]^{1,5}$ , $\rho_{12}$ é a massa específica da madeira com umidade de 12%, em $\text{kg/m}^3$ e $\omega$ é a umidade da madeira, em %.

Fonte: elaborado pelo autor

Para ligações parafusadas de estruturas de madeira, a taxa de carbonização da madeira foi medida em trabalhos como os de Dhima (1999), Laplanche (2006) e Peng (2010). Estas medições ocorreram no final dos ensaios dos elementos à tração e relacionam a espessura de seção transversal perdida com o tempo de exposição ao incêndio das ligações. Na Tabela 5, são apresentados os valores médios para as taxas de carbonização lateral ( $\beta_{lat}$ ), na mesma direção do eixo dos parafusos, e vertical ( $\beta_v$ ), na direção transversal ao eixo dos parafusos, medidas nos experimentos destes autores (Figura 21). Observa-se que as taxas de carbonização variaram em

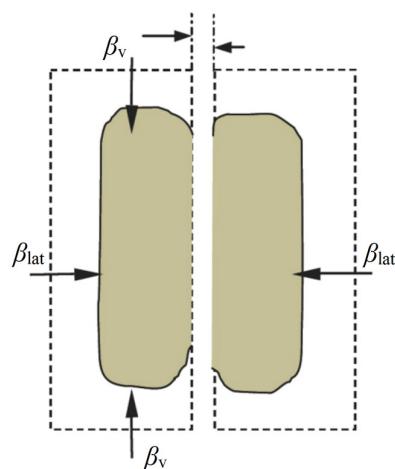
função do tipo de ligação e que existem diferenças entre as taxas de carbonização nas direções lateral e vertical. As taxas de carbonização na direção vertical são superiores às taxas das laterais, indicando a diferença em função da orientação das faces em relação ao fogo. Nas direções vertical e horizontal, a taxa de carbonização é perpendicular às fibras. As taxas de carbonização das pesquisas citadas acima, no geral, estavam entre 0,41 a 0,88 mm/min, sendo inferiores aos valores fornecidos pelas normas, situadas em um intervalo de 0,5 a 0,75 mm/min, considerando normal por Buchanan e Abu (2017). Esta diferença entre os experimentos e os dados da literatura indica que a taxa de carbonização para ligações necessita de uma maior investigação.

**Tabela 5 – Taxas de carbonização médias de ligações parafusadas obtidas experimentalmente**

Referência	Tipo de ligação	Tipo da madeira	$\beta_{lat}$ (mm/min)	$\beta_v$ (mm/min)
Dhima (1999)	Madeira-madeira-madeira	MLC Classe GL28h	0,53 0,45	0,65 0,53
	Madeira-aço-madeira			
Laplanche (2006)	Madeira-madeira-madeira	MLC Classe GL24h	0,50 0,71	0,52 0,88
	Madeira-aço-madeira			
Peng (2010)	Madeira-aço-madeira	Abeto Canadense serrado	0,70 0,41	0,86 0,73
	Aço-madeira-aço			

Fonte: elaborado pelo autor

**Figura 21 – Taxas de carbonização na seção transversal lateral ( $\beta_{lat}$ ) e vertical ( $\beta_v$ ) em um elemento tracionado.**



Fonte: adaptado de Audebert *et al.* (2019)

### **2.1.9 Conclusões parciais sobre a madeira como material estrutural**

Devido à forma de crescimento da árvore, suas propriedades físico-mecânicas dependem da disposição de suas fibras e variam ao longo do seu comprimento, o que a torna um material anisotrópico. Apesar disso, o comportamento da madeira pode ser considerado como ortotrópico, seguindo as direções principais da sua estrutura macroscópica: longitudinal, radial e tangencial. Como as propriedades mecânicas das direções radial e tangencial são similares, pode-se simplificar e considerar as propriedades somente nas direções perpendicular e paralela às fibras da madeira.

Propriedades térmicas da madeira como a condutividade térmica e o calor específico apresentam considerável variação com a temperatura. A disponibilidade de dados na literatura sobre essas propriedades em função da temperatura é limitada, não permitindo a realização de uma abordagem probabilística para a definição das mesmas. Isso prejudica a utilização destas propriedades como variáveis aleatórias nos modelos termomecânicos. Outra constatação é que não existe um consenso entre os autores sobre a representação do pico de calor específico em torno de 100°C, correspondente ao calor latente necessário para transformar a água presente na madeira do estado líquido para o estado de vapor. Este comportamento deve ser avaliado na implementação do modelo termomecânico.

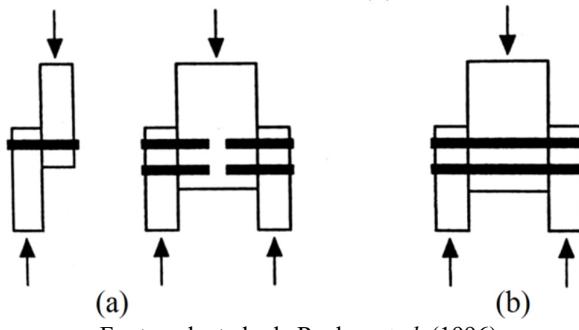
A resistência ao embutimento tem grande influência no comportamento das ligações parafusadas. Em temperatura ambiente, ela é função da massa específica da madeira e do diâmetro do parafuso. A caracterização da resistência ao embutimento foi realizada para poucas espécies vegetais e elas apresentam comportamentos diferentes em função da temperatura indicando que não existe um consenso na literatura quanto à curva de resistência ao embutimento que melhor representa o comportamento desta propriedade em função da temperatura. Além disso, a variabilidade da resistência ao embutimento deve ser considerada nas análises de confiabilidade, porém não existem dados experimentais suficientes para se realizado um estudo probabilístico.

## **2.2 LIGAÇÕES POR PINOS METÁLICOS EM ESTRUTURAS DE MADEIRA**

As ligações por pinos metálicos podem ser feitas por parafusos de porca, que possuem cabeça e arruelas, as quais pressionam a superfície exterior da ligação e mantêm o pino em

posição, ou por cavilhas metálicas, que ficam fixadas por fricção na ligação (THELANDERSSON e LARSEN, 2003). Elas são utilizadas geralmente para ligar elementos de madeira ou elementos de madeira com elementos de aço. A transferência de carregamento de um elemento para outro é realizada por um ou mais pinos metálicos, os quais, comumente, são carregados transversalmente. Essa transferência ocorre por um ou mais planos de cisalhamento por parafusos. Na Figura 22, são apresentadas ligações com um e dois planos de cisalhamento.

Figura 22 – Parafusos com um plano de cisalhamento (a) e parafusos com dois planos de cisalhamento (b).



Fonte: adaptado de Racher *et al.* (1996)

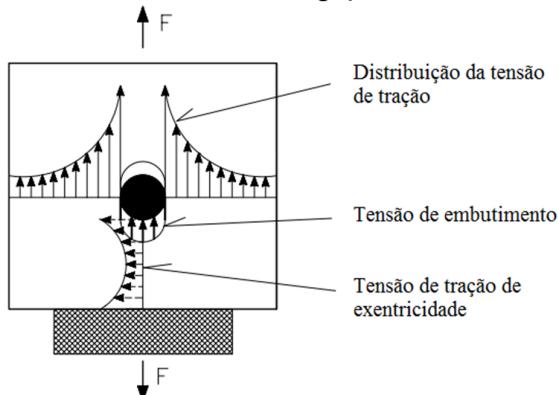
Geralmente, as normas não permitem ligações somente com um pino metálico, por questões de segurança, pois se o único pino falhar, a ligação também falha. A ligação com um único pino é útil como base para o estudo das ligações com vários pinos. As ligações com múltiplos pinos podem ser por pinos em linha, conjunto de pinos em linha e ligações resistentes à flexão. O comportamento dessas ligações pode ser representado por modelos analíticos, os quais se baseiam no comportamento de ligações com um único pino.

### 2.2.1 Comportamento de ligações com um único parafuso

A capacidade de carga de um único pino metálico é função da resistência ao embutimento da madeira, do ângulo de aplicação da carga em relação à direção das fibras da madeira, da capacidade de plastificação do pino, da espessura das peças metálicas de e madeira e das distâncias do pino às bordas das peças (JORISSEN, 1998; PEDERSEN, 2002; THELANDERSSON e LARSEN, 2003). Este tipo de ligação não é utilizado em projetos, mas serve de base para a compreensão das ligações com múltiplos parafusos.

Na Figura 23, é apresentado um esquema das tensões atuantes em uma ligação de um único pino. Segundo Pedersen (2002), na região em torno do pino, ocorre um estado complexo de tensões: concentração das tensões de tração nas laterais do pino, tensão de embutimento ou esmagamento embaixo do pino e tensões de tração de excentricidade perpendiculares à direção de aplicação do carregamento na região abaixo do pino. A tensão de embutimento ocorre pela ação do pino sobre a madeira e está concentrada sob o pino. De acordo com Pedersen (2002), a distribuição da tensão de tração na lateral da ligação deve-se pela propagação de tensões devido ao contato da madeira com o pino e, próximo do limite de influência do pino, ocorre a transferência desta tensão de forma concentrada. A tensão de tração de excentricidade é consequência do estado de tensões na madeira em relação à força concentrada no pino, que em uma situação real não é uniforme (PEDERSEN, 2002). Esta tensão de tração de excentricidade, geralmente, é a responsável pela fissuração.

Figura 23 – Esquema de tensões em uma ligação de madeira com pino metálico.

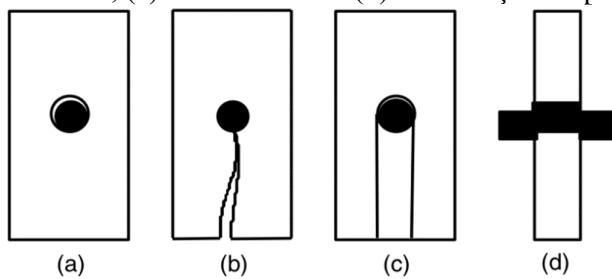


Fonte: adaptado de Pedersen (2002)

Na Figura 24, são apresentados esquematicamente os modos de falha com um único parafuso, os quais podem ser classificados em: falha por embutimento, por fendilhamento, por cisalhamento da madeira e por deformação do parafuso (CHEN *et al.*, 2003). A falha por embutimento da madeira ocorre somente quando a distância até a extremidade da ligação é suficiente para evitar esforços de tração perpendicular às fibras e de cisalhamento que ultrapassem as resistências do material (CHEN *et al.*, 2003). A falha por fendilhamento ocorre quando a resistência à tração perpendicular às fibras da madeira é ultrapassada. Este modo de falha é o mais encontrado em ligações de madeira. A falha por cisalhamento ocorre quando a distância entre o pino e a extremidade das peças de madeira não é suficiente para evitar que a

resistência ao cisalhamento seja excedida antes que falhas de embutimento e fissuração se originem. A falha por deformação dos parafusos ocorre quando a seção de madeira utilizada na ligação tem suficiente resistência para que não se origine nenhum dos modos de falha anteriores e, desta forma, a falha ocorra pelo escoamento do aço do parafuso da ligação (CHEN *et al.*, 2003).

Figura 24 – Modos de falha de ligações de parafusos únicos: (a) embutimento, (b) fendilhamento, (c) cisalhamento e (d) deformação do parafuso.



Fonte: adaptado de Chen *et al.* (2003)

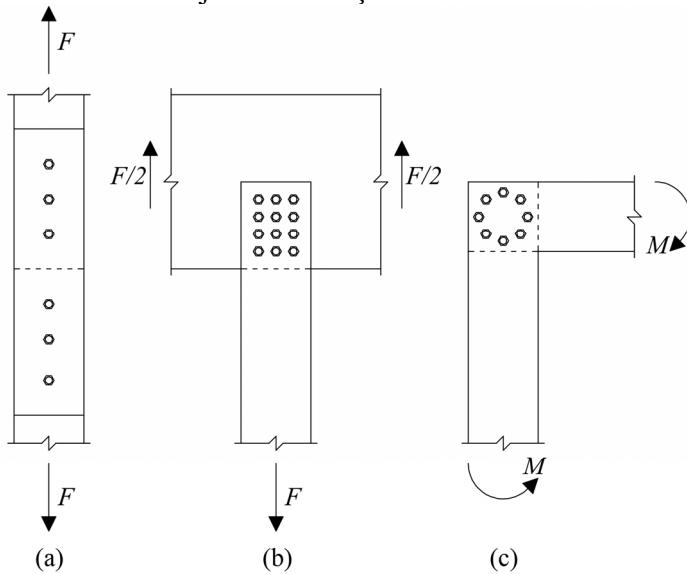
Ligações por pinos podem apresentar comportamento frágil ou dúctil (JORISSEN, 1998). O comportamento será dúctil se a falha ocorrer pelo embutimento da madeira (Figura 24a) ou pelo escoamento do aço (Figura 24d) (JOHANSEN, 1949). Geralmente, o comportamento será frágil se a falha é relacionada à resistência à tração perpendicular às fibras da madeira (JORISSEN, 1998). O comportamento dúctil é desejável, pois, desta maneira, permite-se que a ligação apresente grandes deformações antes da ocorrência da falha, possibilitando a detecção do risco e a realização de medidas corretivas. De acordo com Jockwer *et al.* (2018), o comportamento pode ser assumido como dúctil se os espaçamentos apropriados entre os parafusos, entre os parafusos e a extremidade e entre os parafusos e as laterais forem respeitados. Estes espaçamentos mínimos são recomendados pelo Eurocode 5 (2004) e dependem do diâmetro dos parafusos e da direção de aplicação da carga.

## 2.2.2 Ligações com múltiplos pinos

As ligações com múltiplos pinos podem ser caracterizadas por ligações com pinos dispostos em uma única linha (Figura 25a), ligações com conjunto de pinos dispostos em várias linhas (Figura 25b) e ligações dispostas em coroa, que oferece a otimização da distribuição dos esforços de flexão (Figura 25c). A geometria da ligação influencia a distribuição dos esforços

resistentes entre os parafusos (NEGRÃO e FARIA, 2009). Cada um desses tipos de ligações requer uma abordagem de análise diferente.

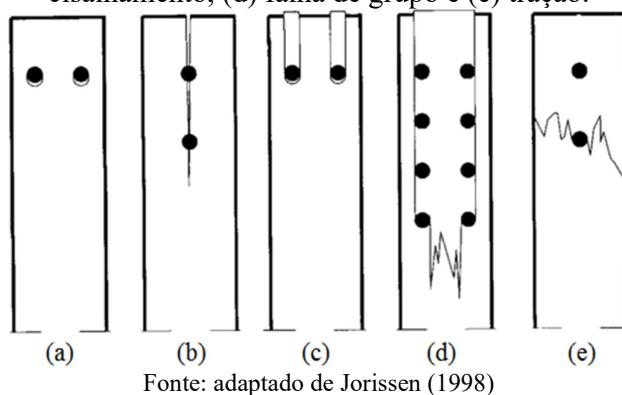
Figura 25 – Tipos de ligações com múltiplos pinos, (a) em linha, (b) conjuntos em linha e (c) sujeitos a esforços de flexão.



Fonte: elaborado pelo autor

As ligações com múltiplos pinos podem apresentar falha por embutimento da madeira (Figura 26a), por fendilhamento (Figura 26b), por cisalhamento (Figura 26c), por falha de grupo (Figura 26d) e por tração (Figura 26e). A falha de grupo é uma combinação das falhas por tração e por cisalhamento (JORISSEN, 1998). A falha por tração ocorre quando a resistência à tração paralela às fibras da seção transversal da peça é ultrapassada.

Figura 26 – A falha em ligações com múltiplos pinos: (a) embutimento, (b) fendilhamento, (c) cisalhamento, (d) falha de grupo e (e) tração.



Fonte: adaptado de Jorissen (1998)

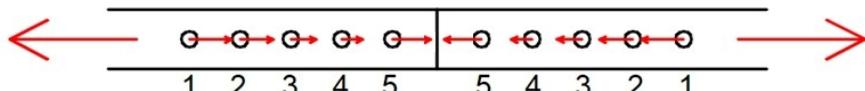
A capacidade de carga e o tipo de falha de ligações com múltiplos pinos podem ser influenciados, assim como ocorre com as ligações com parafuso único, pelos parâmetros geométricos, pelo tipo de furação, pelas propriedades dos materiais e pelo número de pinos (JORISSEN, 1998). As cargas últimas e as curvas de carga-deformação de cada pino de uma ligação são diferentes entre si devido à posição ocupada por eles na ligação, a variações no carregamento por flexão no pino ou à massa específica e à umidade da madeira dentro da área de ligação (THELANDERSSON e LARSEN, 2003). A capacidade de carga de uma ligação é igual à soma da capacidade de carga de cada pino que a compõe. Em uma situação ideal, todos os pinos plastificam e atingem suas respectivas cargas últimas. Wilkinson (1986) demonstrou que, em uma linha de parafusos, estes estão submetidos a cargas diferente em função da sua posição na linha de parafusos. Na Figura 27, é apresentado um exemplo da distribuição de carga de cada pino em uma ligação com cinco pinos dispostos em linha. Os parafusos nas extremidades das linhas estão submetidos a maiores cargas. Quanto maior for o número de parafusos na mesma linha, maior será a diferença das cargas. Os parafusos das extremidades das linhas irão plastificar primeiro. Assim, a carga última da ligação é menor que a soma da carga última de cada pino, pois as distribuições de carga e de tensões não são uniformes entre os parafusos individuais. O decréscimo na capacidade de carga de cada pino é chamado de efeito de grupo (THELANDERSSON e LARSEN, 2003).

O Eurocode 5 (2004) e a norma NBR 7190 (2022) apresentam critérios para a determinação da capacidade de carga das ligações de múltiplos parafusos com a utilização do número efetivo de parafusos em linha ( $n_{ef}$ ). A capacidade de carga da ligação é dada multiplicando-se a capacidade de carga de um único parafuso pelo número efetivo de parafusos em linha da ligação, a fim de considerar o efeito da distribuição não uniforme dos esforços entre os parafusos. Na Equação 13, é apresentado o critério para a obtenção do número efetivo de parafusos em linha fornecido pelo Eurocode 5 (2004).

$$n_{ef} = \left\{ n^{0,9} \cdot \left( \frac{a_1}{13d} \right)^{1/4}, \quad (13) \right.$$

em que  $a_1$  é o espaçamento entre os parafusos,  $d$  é o diâmetro dos parafusos e  $n$  é o número de parafusos em linha.

Figura 27 – Distribuição de carga entre parafusos dispostos em uma ligação submetida a esforço axial.



Fonte: elaborado pelo autor

### 2.2.3 Modelos para a determinação da capacidade resistente de ligações em temperatura ambiente

A determinação da capacidade resistente de ligações em temperatura ambiente pode ser realizada pela utilização de modelos analíticos que descrevem a capacidade resistente de um único parafuso, como a teoria de Johansen (1949), a teoria de viga em fundação elástica (KARAGIANNIS *et al.*, 2016) e o método de componentes (LY, 2006), modelos analíticos que consideram a capacidade resistente da ligação considerando a contribuição de cada parafuso separadamente, como o modelo de Wilkinson (1986) e modelos numéricos baseados no método dos elementos finitos.

Dentre os modelos analíticos que descrevem a capacidade resistente de um único parafuso, a teoria de Johansen (1949) é a mais utilizada devido à sua facilidade de implementação e precisão geralmente suficiente. Equações para a determinação da capacidade de carga das ligações baseadas nesta teoria foram adotadas em normas de projeto atuais, como o Eurocode 5 (2004) e a NRB 7190 (2022). A teoria de Johansen (1949) considera o parafuso como uma viga apoiada pela madeira como fundação elástica e baseia-se na hipótese de que ambos, a madeira e o parafuso, comportam-se como materiais rígido-plásticos sob a ação fletora. Neste modelo, a resistência das ligações depende da resistência da madeira ao embutimento do parafuso e da resistência do pino à flexão. Esta teoria considera que as ligações estão projetadas de tal maneira que não ocorrerão falhas frágeis (JORISSEN, 1998). Na Tabela 6, são apresentadas as equações para a determinação da capacidade de carga por plano de cisalhamento, de ligações madeira-aço-madeira com plano de cisalhamento duplo em temperatura ambiente segundo a teoria de Johansen (1949).

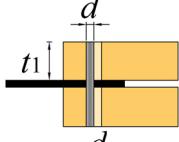
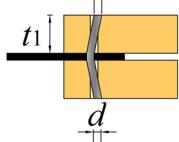
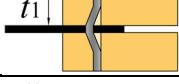
O momento de escoamento dos parafusos à temperatura ambiente pode ser obtido pela Equação 14 (BLAß *et al.*, 2000, JOCKWER *et al.*, 2018, AQUINO, 2020) e a resistência última à tração do aço pela Equação 15 (THELANDERSSON e LARSEN, 2003).

$$M_y = 0.3 \cdot f_u \cdot d^{2,6}, \quad (14)$$

$$f_u = \frac{f_y}{0,8}, \quad (15)$$

onde  $M_y$  é o momento de escoamento do parafuso, em N.mm,  $f_u$  é a resistência última à tração do aço, em MPa,  $f_y$  é a resistência ao escoamento à tração do aço, em MPa, e  $d$  é o diâmetro do parafuso, em mm.

Tabela 6 – Capacidade de carga por parafuso por plano de cisalhamento duplo de ligações madeira-aço-madeira

Capacidade de carga	Modo de falha
$R = f_h \cdot t_1 \cdot d$	(I) 
$R = f_h \cdot t_1 \cdot d \cdot \sqrt{2 + \frac{4 \cdot M_y}{f_h \cdot d \cdot t_1^2}}$	(II) 
$R = \sqrt{2} \cdot \sqrt{2M_y \cdot f_h \cdot d}$	(III) 

em que  $R$  é a capacidade de carga de um parafuso por plano de cisalhamento em N,  $f_h$  é a resistência ao embutimento da madeira em N/mm<sup>2</sup>,  $t_1$  é a espessura dos membros de madeira da ligação em mm,  $d$  é o diâmetro do parafuso em mm e  $M_y$  é o momento resistente do parafuso em N.mm.

Fonte: elaborado pelo autor

As cargas aplicadas em parafusos de uma ligação, com múltiplos parafusos em linha, podem ser obtidas de forma analítica por meio do modelo proposto por Wilkinson (1986), o qual apresenta uma melhor representação do fenômeno de distribuição de esforços entre parafusos. Este modelo considera uma ligação com dois planos de cisalhamento. Para que seja possível prever a distribuição da carga na ligação, deve-se conhecer previamente as curvas de carga-deformação para cada parafuso individualmente. Estas podem ser obtidas a partir de um ensaio de embutimento para a madeira e os parafusos estudados. Se a madeira e o parafuso são os mesmos, repete-se a mesma curva. Caso exista folga de furação em um dos parafusos, caso

de pinos com pré-furação, acrescenta-se essa folga na curva. Se existe erro de furação, este também influencia a distribuição de esforços entre os parafusos.

Modelos numéricos para a determinação da capacidade resistente de ligações em temperatura ambiente, baseados no método dos elementos finitos, foram desenvolvidos por Kharouf *et al.* (2003), Racher e Bocquet (2005), Dias *et al.* (2007), Oudjene e Khelifa (2009), Xu *et al.* (2009), Guan e Zhu (2009), Del Coz Díaz *et al.* (2013) e Geçys *et al.* (2015). Nestes trabalhos, foram utilizados softwares comerciais para a modelagem da ligação, como ADINA, CAST3M, ABAQUS, MARC-MSC e ANSYS. Foram utilizados elementos tridimensionais para a realização do cálculo das tensões atuantes na ligação. Os materiais foram considerados como elastoplásticos, sendo a madeira considerada como ortotrópica e o aço como isotrópico. As falhas das ligações foram determinadas por meio dos critérios de Hill (1948), de Hoffman (1967) ou de Tsaï-Wu (1971). A partir dos trabalhos encontrados na literatura, observou-se a adoção de uma combinação dos critérios de Hill (1948) e de Tsaï-Wu (1971). Em geral, os resultados destes modelos apresentaram boa representatividade em relação a resultados experimentais, porém requerem uma caracterização ampla das propriedades mecânicas da madeira para se obter os dados necessários na modelagem.

O critério de Tsaï-Wu (1971) é capaz de considerar a assimetria do comportamento plástico da madeira em compressão e em tração e o caráter frágil da madeira perpendicular à fibra, representando de forma mais completa o comportamento das falhas que podem ocorrer em uma ligação de estrutura de madeira, em comparação aos demais apresentados. Entretanto, este critério também necessita de mais informações sobre as propriedades mecânicas da madeira para ser implementado. Essas propriedades são: as resistências ao cisalhamento, à compressão e à tração perpendicular e paralela às fibras da madeira, os módulos de elasticidade perpendicular e paralelo às fibras da madeira e o coeficiente de Poisson. Entretanto, a determinação destas propriedades para as madeiras usadas nas ligações testadas em situação de incêndio não foi encontrada na literatura, prejudicando sua utilização nas análises termomecânicas e de confiabilidade.

A modelagem numérica permite o cálculo das tensões nas ligações e das cargas atuantes em cada parafuso, além da possibilidade de considerar os modos de falha dúcteis e frágeis. Desta maneira, a modelagem numérica de ligações utilizando o método dos elementos finitos, por exemplo, permite uma avaliação mais detalhada do comportamento mecânico do que por uma modelagem analítica, a qual, para o mesmo nível de condições de contorno de

modelo, resultaria em uma formulação complexa de difícil ou sem solução. Entretanto, esta abordagem exige um custo computacional elevado, uma vez que os modelos devem ser tridimensionais e devem utilizar uma quantidade elevada de elementos finitos para a representação adequada da ligação. A utilização deste tipo de modelagem mecânica para a realização de uma análise de confiabilidade por meio do método da simulação de Monte Carlo torna-se inviável, pois necessita de um número elevado de avaliações do modelo numérico. Uma alternativa para a redução das avaliações do é a utilização de metamodelos, entretanto pode ser necessário um elevado custo computacional para obtê-los (SUDRET, 2012).

#### **2.2.4 Conclusões parciais sobre ligações de elementos de madeira com pinos metálicos**

Ligações por pinos metálicos, utilizadas para ligar elementos de madeira ou elementos de madeira com elementos de aço, são descritas e aplicadas por diversos autores, por meio de modelos analíticos e de modelos numéricos baseados no método dos elementos finitos. Dentre os modelos analíticos que descrevem a capacidade resistente de um único parafuso, a teoria de Johansen (1949) é a mais utilizada devido à sua facilidade de implementação e precisão suficiente.

Para ligações com múltiplos parafusos em linha, o modelo analítico proposto por Wilkinson (1986) representa de forma adequada o fenômeno de distribuição de esforços entre os parafusos. A modelagem numérica utilizando o método dos elementos finitos e os critérios de falha de Hill, de Hoffman ou de Tsai-Wu geralmente apresenta boa representatividade em relação a resultados experimentais. Entretanto, ela exige um alto custo computacional, uma vez que usa grande quantidade de elementos finitos tridimensionais para a representação adequada da ligação. Dado o exposto, o método de Johansen (1949) apresenta-se, então, como uma alternativa de modelo mecânico simplificado para a determinação da capacidade de carga de ligações com um único parafuso para os modos de falha dúcteis, e pode ser utilizado para a determinação da capacidade de carga de ligações com múltiplos parafusos.

### **2.3 ESTRUTURAS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO**

O objetivo do projeto de proteção contra incêndios é limitar, até níveis aceitáveis, a probabilidade de morte, ferimentos, perda de patrimônio e danos ambientais no caso de

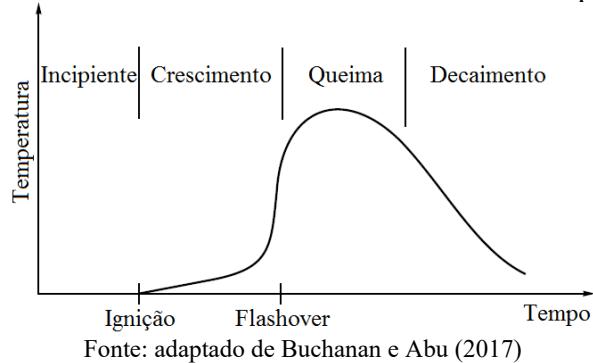
incêndios. Segundo Buchanan e Abu (2017), para a proteção à vida dos ocupantes, a atitude mais comum é assegurar a saída em segurança da edificação, por meio de rotas de fugas adequadas, alertando aos ocupantes sobre o incêndio e assegurando que eles não sejam afetados pelo fogo e pela fumaça enquanto utilizam as rotas de fuga. A proteção do patrimônio começa pela proteção da estrutura e dos demais elementos construtivos, bem como a proteção de edificações vizinhas. Na proteção ambiental, as principais preocupações são a restrição de emissão de gases poluentes na fumaça e de poluentes líquidos provenientes da água utilizada no combate ao incêndio.

Os requisitos fundamentais para a segurança estrutural em incêndio podem ser avaliados de duas formas diferentes (WANG *et al.* 2013): abordagem prescritiva de elementos da estrutura e abordagem baseada no desempenho (*Performance-based Fire Engineering – PBFE*) considerando a estrutura como um todo. A abordagem prescritiva, utilizada na maioria das normas, envolve conjuntos de regras simples que podem ser facilmente implementadas na prática. Estas regras demonstraram um desempenho satisfatório em caso de incêndio. No entanto, em alguns casos, a abordagem prescritiva pode ser restritiva, antieconômica e até mesmo insegura (WANG *et al.* 2013). Essas deficiências podem ser superadas com a implementação de uma abordagem baseada em desempenho, que necessariamente é mais complexa. Ela considera os riscos e as probabilidades dos incêndios acontecerem e de serem extintos, o comportamento do incêndio, a transferência de calor para a definição do campo de temperatura na estrutura e uma avaliação termomecânica para verificar se a capacidade de carga residual da estrutura não é excedida pela carga aplicada no momento do incêndio (WANG *et al.* 2013). Essa abordagem implica em uma avaliação da estrutura em uma variedade de cenários de incêndio, o que pode levar a um número elevado de cenários a ser avaliado, inviabilizando uma avaliação geral do comportamento de um elemento separadamente.

De acordo com Purkiss e Li (2014), o desenvolvimento de incêndios em compartimentos pode ser dividido em quatro fases: o período incipiente, o período de crescimento, o período de queima e o período de decaimento (Figura 28). No período incipiente, acontece o aquecimento de potenciais combustíveis. Um incêndio é iniciado pela ignição, com a queima de um item combustível, que gradualmente se espalha para outros itens próximos, crescendo em tamanho e em intensidade durante o período de crescimento (*pré-flashover*). O *flashover* ocorre quando o incêndio se espalha para todos os materiais combustíveis do compartimento. Depois deste fenômeno, as temperaturas atingem, tipicamente, valores entre

900 e 1100 °C. Sob certas condições, temperaturas ainda maiores podem ser atingidas. No período de queima, a taxa de calor liberado dentro do compartimento atinge seu pico. O pico de intensidade é mantido enquanto a taxa de queima é controlada pela disponibilidade de oxigênio decorrente da ventilação. Após o consumo da maior parte do combustível, a temperatura dos gases do incêndio decai gradualmente. Incêndios pós-*flashover* são os mais preocupantes para o projeto de estruturas em situação de incêndio, pois os elementos estruturais podem ser aquecidos a temperaturas nas quais eles não são mais capazes de exercer suas funções (DRYSDALE, 2011, PURKISS e LI, 2014 e BUCHANAN e ABU, 2017).

Figura 28 – Fases do desenvolvimento de um incêndio compartmentado.



Fonte: adaptado de Buchanan e Abu (2017)

### 2.3.1 Critérios de avaliação de estruturas em situação de incêndio

As edificações devem atender a um tempo mínimo de resistência ao incêndio, para que seja possível a desocupação da mesma em segurança e propiciar o combate ao incêndio pelas autoridades competentes. Este tempo, geralmente, é definido por códigos normativos como a NBR 14432 (2001), na forma de um tempo requerido de resistência ao fogo (TRRF). Durante este tempo de exposição, os elementos construtivos e estruturais podem ter suas funções avaliadas por três critérios de falha, que devem ser atendidos simultaneamente: o critério de estabilidade, o critério de isolamento térmico e o critério de integridade (BUCHANAN e ABU, 2017). O critério de estabilidade define que um membro estrutural deve manter sua capacidade portante e suportar as cargas nele aplicadas sem entrar em colapso. O critério de isolamento térmico estabelece que a temperatura no lado frio, no qual não está localizado o incêndio, não pode exceder um limite especificado. O critério de integridade determina que um membro não pode desenvolver fissuras que permitam que fumaça ou gases quentes passem através dele, a fim de prevenir que o incêndio se espalhe a partir do compartimento de origem.

No caso em que uma estrutura não exerça as funções de isolamento e de integridade, somente o critério de estabilidade deve ser avaliado. Esta avaliação pode ser feita nos domínios do tempo, da temperatura, ou da resistência (BUCHANAN e ABU, 2017). A avaliação no domínio do tempo é feita comparando o tempo de falha do elemento a um tempo requerido, que pode ser indicado por códigos normativos ou ser o tempo de duração de um incêndio (BUCHANAN e ABU, 2017). Esta avaliação é a mais comum para todos os tipos de estruturas. A avaliação no domínio da temperatura consiste na verificação se uma temperatura crítica, que iria causar a falha do elemento, é atingida no interior do elemento durante o incêndio. Para estruturas de madeira, o domínio da temperatura não é utilizado, pois não se tem uma temperatura crítica para o colapso de estruturas de madeira expostas ao incêndio. Quando exposta ao fogo, a madeira carboniza criando uma camada isolante térmica que protege parte da madeira no interior do elemento, prolongando o tempo de resistência. A verificação no domínio da resistência consiste em comparar a solicitação atuante em situação de incêndio com a capacidade de carga dos elementos estruturais durante o incêndio (BUCHANAN e ABU, 2017).

O mais comum em estruturas de madeira em situação de incêndio é avaliar a segurança no domínio da resistência, a qual deve ser assegurada durante um período de tempo de projeto. Esta avaliação pode ser feita por meio da seguinte inequação:

$$R_f \geq U_f , \quad (16)$$

onde  $R_f$  é a capacidade resistente alcançada durante o incêndio, ou a capacidade resistente em um dado tempo específico e o  $U_f$  é a solicitação no momento do incêndio. Em uma análise de confiabilidade estrutural, a inequação de segurança em situação de incêndio representa um estado limite último. A falha ocorre, se  $R_f \leq U_f$ . Então, na função de estado limite, é relacionada à diferença  $R_f - U_f \geq 0$ .

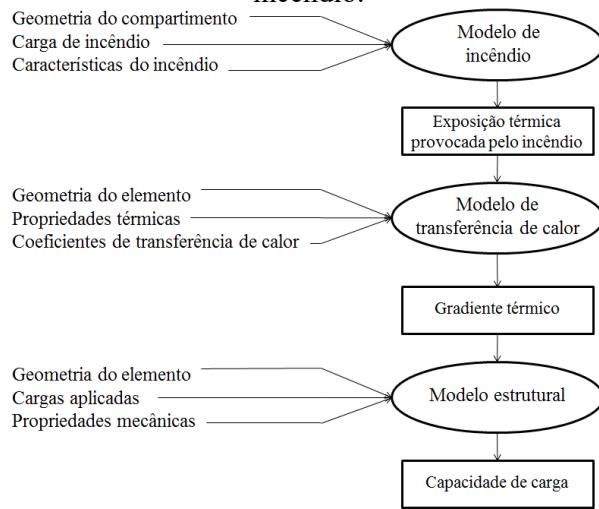
### 2.3.2 Comportamento de uma estrutura em situação de incêndio

De acordo com Buchanan e Abu (2017), o processo de avaliação do comportamento de uma estrutura em situação de incêndio é constituído por três componentes básicos: o modelo de incêndio, o modelo de transferência de calor e o modelo estrutural (Figura 29). O modelo de

incêndio fornece as características da exposição térmica a qual a estrutura está exposta. Esta exposição depende de fatores como a geometria do compartimento, as propriedades térmicas dos materiais da construção e a carga de incêndio, podendo ser representada por uma curva de incêndio ou por modelos numéricos. O modelo de transferência de calor é um componente essencial para o cálculo da resistência ao incêndio de um elemento construtivo, pois sua capacidade de carga em situação de incêndio depende do campo de temperatura no seu interior. O cálculo de transferência de calor requer conhecimento da geometria do elemento, das propriedades térmicas dos materiais e dos coeficientes de transferência de calor nos contornos (BUCHANAN e ABU, 2017).

O processo de análise de estruturas em situação de incêndio é de maior complexidade que a análise em temperaturas normais, devido ao efeito das temperaturas elevadas nas seções transversais e nas propriedades dos materiais. Segundo Buchanan e Abu (2017), os modelos computacionais de análise estrutural devem ser capazes de incluir efeitos de dilatações térmicas, de carregamento e de descarregamento, de grandes deformações e da não-linearidade das propriedades dos materiais devidas à temperatura.

Figura 29 – Fluxograma para o cálculo da capacidade de carga de uma estrutura exposta ao incêndio.



Fonte: adaptado de Buchanan e Abu (2017)

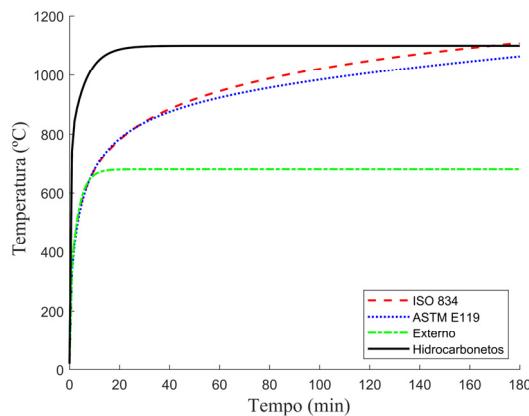
### 2.3.3 Modelo de incêndio

A consideração da temperatura de um incêndio é essencial para o projeto de estruturas em situação de incêndio. Em um incêndio real, a evolução da temperatura ao longo do tempo

depende do balanço entre o calor liberado dentro do compartimento e o calor perdido (BUCHANAN e ABU, 2017). Em projeto, ela é definida por curvas normativas de incêndio padrão, equações de incêndio natural ou por métodos avançados.

As curvas de incêndio padrão não representam um incêndio real, porém constituem em uma base padrão de temperatura ao longo do tempo de incêndio. Elas permitem a realização de avaliações qualitativas de desempenho dos materiais e de elementos construtivos em situação de incêndio, o que possibilita a comparação dos resultados obtidos. Algumas destas curvas de incêndio padrão são fornecidas pelas normas ISO 834 (1999), ASTM E119 (2007), NBR 16965 (2021), de incêndio externo (EUROCODE 1, 2002) e de hidrocarbonetos (EUROCODE 1, 2002), apresentadas na Figura 30 (BUCHANAN e ABU, 2017). As curvas de incêndio padrão determinadas pela ISO 834 (1999) e pela ASTM E119 (2007) são utilizadas amplamente na realização de testes de resistência ao incêndio dos mais diversos elementos estruturais. Elas representam a evolução da temperatura ao longo do tempo em incêndios em compartimento, enquanto que a curva de incêndio externo representa a exposição reduzida para elementos na fachada de edificações. Já a curva de incêndio de hidrocarbonetos é utilizada para ambientes em que existe uma alta concentração de hidrocarbonetos.

Figura 30 – Relações tempo-temperatura das curvas de incêndio.



Fonte: elaborado pelo autor

As metodologias de ensaios das normas ISO 834 (1999) e ASTM E119 (2007) requerem que as temperaturas medidas dentro do forno de ensaio respeitem as curvas de temperatura padrão dentro de uma faixa de tolerância. Para a ISO 834 (1999) a faixa de tolerância entre a curva de temperatura padrão e a curva de temperatura média medida no forno é de 15% durante os primeiros 10 min, 10% para os primeiros 30 min e de 5% depois dos 30

min. A ASTM E119 (2007) estipula que a precisão do controle da temperatura do forno deve ser tal que a área sob a curva de temperatura padrão, obtida pela média dos resultados das leituras do pirômetro, esteja dentro de 10% da área correspondente a curva de temperatura padrão para testes de 1 hora ou menos de duração, dentro de 7,5% para testes de 1 a 2 horas de duração, e dentro de 5% para testes com mais de 2 horas de duração. Sternér e Wickström (1989) desenvolveram um método para calibrar fornos segundo a norma ISO 834 (1999) e obtiveram temperaturas médias dentro do forno dentro da faixa de tolerância. Zhang *et al.* (2019) utilizaram a curva de incêndio padrão da norma ASTM E119 (2007) em um compartimento de grandes dimensões e obtiveram resultados de temperatura dentro da precisão de controle estipulada pela norma ASTM E119 (2007), com uma diferença máxima de cerca de 7% entre a curva medida e a padrão no final do teste. Apesar das normas exigirem limites para a variabilidade das temperaturas nos fornos de ensaios, geralmente, estudos experimentais não apresentam esta informação.

A utilização de equações de incêndio natural fornece relações de tempo-temperatura mais realistas (BUCHANAN e ABU, 2017). Esta abordagem pode ser adotada na etapa de projeto da estrutura, para verificação dos critérios de avaliação dos elementos em situação de incêndio. É possível estabelecer uma equivalência entre a reposta das curvas de incêndio padrão e as equações de incêndio naturais pela utilização dos conceitos de severidade de incêndio e tempo de incêndio equivalente (PURKISS e LI, 2014). A utilização de equações de incêndio natural requer o conhecimento das características dos compartimentos a serem considerados nas análises, por exemplo, no Eurocode 1 (2002). É necessário o conhecimento da carga de incêndio, da geometria e área das aberturas de ventilação e das propriedades térmicas de materiais utilizados nas paredes e nos revestimentos.

Nos métodos avançados, existem os modelos de uma ou duas zonas ou os modelos baseados nas leis de transferência de calor e de massa. A aplicação de métodos avançados necessita informações sobre as características dos compartimentos a serem considerados nas análises, assim como das equações de incêndio natural. Desta maneira, um estudo sobre a variabilidade destas características seria necessário para sua utilização em uma análise probabilística. Assis (2001) estudou a densidade da carga de incêndio de edifícios de escritórios em Belo Horizonte, Minas Gerais. Neste trabalho as quantidades dos materiais combustíveis foram levantadas e por meio de uma análise estatística foram obtidos os percentis de 80, 90 e 95% da densidade carga de incêndio, a média obtida foi 30% superior a fornecida pela NBR 14432

(2001), indicando que esta norma adota valores não conservativos. Contudo, este estudo é limitado e as análises realizadas a partir dele seriam limitadas àquelas condições, não permitindo uma interpretação ampla dos resultados para casos gerais.

#### **2.3.4 Metodologias de ensaios da resistência ao fogo de elementos estruturais**

As principais metodologias utilizadas para a determinação da resistência ao fogo de elementos estruturais em situação de incêndio são fornecidas pelas normas ISO 834 (1999) e ASTM E119 (2007). Elas não especificam detalhadamente a construção do forno, mas são rígidas quanto à evolução, ao longo do tempo, da temperatura dos gases quentes da câmara de ensaio. Segundo Buchanan e Abu (2017), as diferenças existentes entre a geometria, os materiais e o tipo de combustível podem influenciar os resultados dos ensaios e prejudicar a comparação de resultados oriundo de fornos diferentes. As principais medições de temperatura são realizadas no próprio forno e na face não exposta da amostra. Elas assumem que diferentes fornos de teste fornecerão a mesma exposição ao calor para diferentes amostras de teste (SULTAN, 2006).

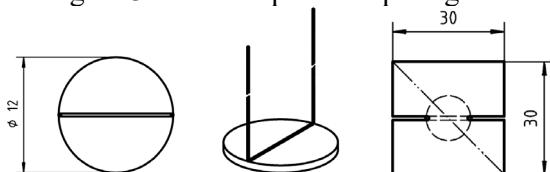
A determinação experimental da resistência ao fogo de elementos construtivos é feita em um forno especialmente projetado para submeter o corpo de prova às condições de teste especificadas, com equipamento de controle que permita regular a temperatura do forno de acordo com a curva tempo versus temperatura e suas tolerâncias especificadas. Segundo a norma ISO 834 (1999), são necessários também: equipamento para controlar e monitorar a pressão dos gases quentes dentro do forno; uma estrutura na qual a amostra de teste possa ser posicionada em conjunto com o forno para que condições adequadas de aquecimento, pressão e suporte possam ser desenvolvidas; estrutura para carregamento e para contenção do corpo de prova, incluindo controle e monitoramento de cargas; equipamento para medição de temperatura no forno e na face não aquecida do corpo de prova e, quando necessário, no interior do corpo de prova; equipamento para medir a deformação do corpo de prova, quando especificado; equipamento para avaliação da integridade do corpo de prova, para verificação do cumprimento dos critérios de desempenho e para determinação do tempo decorrido.

Os fornos de ensaio podem ser verticais ou horizontais. O tamanho mínimo especificado para um forno vertical pelas normas ISO 834 (1999) e ASTM E119 (2007) é de 3,0 m × 3,0 m. Para fornos horizontais, a norma ASTM E119 (2007) especifica um tamanho

mínimo de 16 m<sup>2</sup>, com um vão de pelo menos 3,7 m, enquanto a norma ISO 834 (1999) recomenda as dimensões de 3 m × 4 m. Para testar elementos maiores com dimensões não padronizadas são necessários fornos especiais.

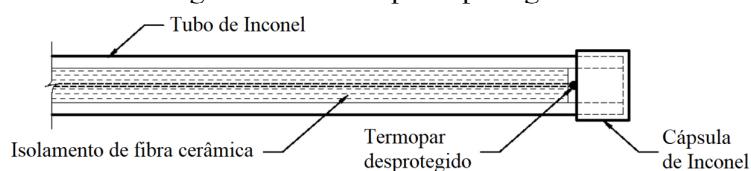
As metodologias de ensaio prescritas pelas normas ISO 834 (1999) e ASTM E119 (2007) diferem no que se refere aos termopares. A norma ISO 834 (1999) prescreve o uso de termopares desprotegidos (Figura 31), enquanto a norma ASTM E119 (2007) requer que eles sejam protegidos (Figura 32). Isso pode afetar o controle de temperatura do forno e a medição da temperatura dos gases quentes. Segundo Sultan (2006), os termopares protegidos não respondem rapidamente a uma mudança na temperatura do forno, já os termopares desprotegidos são capazes de responder mais rapidamente. Isto foi observado por ele em uma pesquisa sobre o uso de termopares desprotegidos e protegidos no controle de temperatura de fornos verticais e horizontais. Neste estudo, foi constado que, no início da exposição ao calor, existe uma diferença entre as temperaturas medidas por estes 2 tipos de termopares (figuras 31 e 32). Sultan (2006) constatou que um forno controlado por termopares protegidos expõe o elemento testado a um fluxo de calor 100% maior nos primeiros 8 min e 12% maior após este tempo do que um forno controlado por termopares não protegidos. Contudo, após 8 min de exposição ao fogo, a diferença nas medições de temperatura dos fornos é insignificante. Ele também apontou que a exposição ao calor nos fornos de teste de resistência ao fogo depende de parâmetros como o tipo de combustível usado, os materiais das paredes do forno, a profundidade do forno e principalmente o tipo de termopar utilizado para controlar a temperatura do forno.

Figura 31 – Termopares desprotegidos.



Fonte: adaptado de ISO 834 (1999)

Figura 32 – Termopares protegidos.



Fonte: adaptado de Sultan (2006)

### **2.3.5 Conclusões parciais sobre incêndio em estruturas**

As equações de incêndio natural e os métodos avançados necessitam do conhecimento das características geométricas e termofísicas dos compartimentos a serem considerados nas análises, o que impossibilita a comparação direta entre elementos. As curvas de incêndio padrão consistem em uma base padrão de temperatura ao longo do tempo de incêndio para permitir a realização de avaliações qualitativas de desempenho dos materiais e dos elementos construtivos em situação de incêndio, permitindo a comparação dos resultados obtidos. As curvas de incêndio padrão ISO 834 (1999) e ASTM E119 (2007) são utilizadas amplamente na realização de testes de resistência ao incêndio de elementos estruturais. Para a utilização de resultados de elementos expostos à ação térmica segundo as curvas ISO 834 (1999) e ASTM E119 (2007), deve-se levar em consideração que o método de ensaio da ASTM E119 (2007) expõe os elementos a um fluxo de calor mais intenso que aquele obtido pelo método de ensaio da ISO 834 (1999).

## **2.4 PRINCÍPIOS BÁSICOS DA ANÁLISE TÉRMICA DE ESTRUTURAS**

A transferência de calor entre os gases quentes e o elemento estrutural durante um incêndio segue o regime transitório, no qual as condições de contorno de temperatura e a temperatura no interior do elemento estrutural e nos gases variam com o tempo (BUCHANAN e ABU, 2017). Ela pode ocorrer por condução, convecção e radiação (INCROPERA *et al.*, 2008). Na modelagem das ligações expostas ao fogo, pode-se considerar que o elemento estrutural está envolto em gás em uma determinada temperatura. A transferência de calor dos gases quentes para a superfície do elemento se dá por radiação e por convecção e, no interior do elemento, por condução.

### **2.4.1 Transferência de calor por condução**

A condução de calor se refere ao transporte de energia em um meio, devido a um gradiente de temperatura por meio da transferência de energia das partículas mais energéticas para as menos energéticas de uma substância, devido às interações entre partículas

(INCROPERA *et al.*, 2008). No espaço tridimensional, a equação fundamental para a transferência de calor por condução é:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t}, \quad (17)$$

onde  $k_x$ ,  $k_y$  e  $k_z$  são as condutividades térmicas nas direções  $x$ ,  $y$  e  $z$ , respectivamente,  $T$  é a temperatura,  $t$  é o tempo,  $\dot{q}$  é a taxa de geração de energia por unidade de volume do meio,  $\rho$  é a massa específica e  $c$  é o calor específico.

#### 2.4.2 Transferência de calor por convecção

A convecção descreve a transferência de energia entre uma superfície e um fluido movendo-se sobre a superfície (BERGMAN e LAVINE, 2017). A convecção inclui a transferência de energia tanto pelo movimento do fluido em massa quanto pelo movimento aleatório das moléculas do fluido. A taxa total de transferência de calor ( $q$ ) pode ser obtida integrando o fluxo local ( $q''$ ) sobre toda a superfície (Equação 18).

$$q = \int_{A_s} q'' dA_s, \quad (18)$$

Em superfícies em que não há movimento do fluido, a transferência de energia ocorre apenas por condução. O fluxo de calor da superfície ( $q_s$ ) pode ser descrito pela Equação 19 (BERGMAN e LAVINE, 2017).

$$q_s = h \cdot (T_s - T_g), \quad (19)$$

onde  $h$  é o coeficiente de transferência de calor por convecção,  $T_s$  é a temperatura da superfície,  $T_g$  é a temperatura do gás.

### 2.4.3 Transferência de calor por radiação

A transferência de calor por radiação térmica não requer nenhuma matéria (BERGMAN e LAVINE, 2017). Um cálculo comum de engenharia é aquele que requer a determinação do fluxo de calor radiante de um gás para uma superfície adjacente, como as ligações testadas em fornos e expostas à ação térmica segundo curvas de incêndio padrão. Um método para o cálculo do fluxo de calor para estas situações envolve a determinação da emissão de radiação de uma massa de gás esférica em uma determinada temperatura ( $T_g$ ) para uma superfície localizada no centro desta esfera. É possível determinar o fluxo de calor radiante para uma superfície devido à emissão de um gás pela Equação 20.

$$q = \varepsilon_g \cdot A_s \cdot SB \cdot T_g^4 , \quad (20)$$

onde  $A_s$  é a área da superfície,  $SB$  é a constante de Stefan-Boltzmann,  $\varepsilon_g$  é a emissividade do gás. O fluxo de calor entre uma superfície e um gás ( $q_s$ ) é apresentado na Equação 21.

$$q_s = \varepsilon \cdot SB \cdot [T_s^4 - T_g^4] , \quad (21)$$

sendo  $SB$  é a constante de Stefan-Boltzmann, igual a  $5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$ ,  $\varepsilon$  é a emissividade da superfície.

### 2.4.4 Modelagem da transferência de calor por meio do método dos elementos finitos

Para a resolução do problema de transferências de calor transiente das ligações parafusadas em situação de incêndio é necessário que elas sejam consideradas tridimensionalmente pois apresentam geometria complexa. Além disso, nas análises, deve-se levar em consideração as interações entre os diferentes componentes de diferentes materiais da ligação. Desta forma, a resolução do problema de transferências de calor transiente entre gás e superfície e no interior das ligações por meio das equações diferenciais analíticas apresentadas anteriormente é inviável. Uma alternativa é a utilização do método dos elementos finitos para a discretização do problema possibilitando sua resolução.

O método dos elementos finitos é utilizado para a solução de equações diferenciais contínuas, considerando que a região de solução comprehende vários elementos interconectados e oferece uma aproximação das equações que governam o problema. Desta maneira, equações diferenciais parciais são reduzidas a um conjunto de equações simultâneas, lineares ou não lineares (NITHIARASU *et al.*, 2016).

Segundo Nithiarasu *et al.* (2016), a solução de problemas contínuos pelo método dos elementos finitos é realizada pelos seguintes passos: discretização do contínuo, divisão da região de soluções em elementos que não se sobreponham; seleção de funções de interpolação ou de forma que representem a variação do campo do elemento; formulação das equações dos elementos finitos, para a determinação das matrizes de equações de elementos finitos que expressam as propriedades dos elementos individuais; acoplamento das equações dos elementos para a obtenção de um sistema de equações simultâneas; resolução do sistema de equações, para a obtenção de valores nodais do campo variável como temperatura; cálculo de quantidades secundárias como fluxo de calor.

A solução numérica de um problema com valores iniciais para o contorno envolve dois estágios: a discretização espacial e aproximação temporal. A discretização espacial envolve o desenvolvimento de uma forma fraca para a equação sobre o elemento e aproximações espaciais para a variável dependente  $T$  (temperatura) do problema. O segundo estágio consiste na aproximação temporal das equações diferenciais ordinárias por esquemas de diferenças finitas.

Para a dedução das equações de elementos finitos, as condições de contorno de temperatura (condição essencial) e de fluxo de calor (condição natural) são necessárias (BATIVE, 1996; REDDY e GARTLING, 2010).

A condição de contorno de temperatura é:

$$T = T(s_k, t), \quad \text{para } t > 0, \quad (22)$$

em que  $s_k$  representa as coordenadas de um ponto na superfície de contorno. Neste trabalho serão as superfícies externas das ligações.

A condição inicial de temperatura é:

$$T(x, y, z, 0) = T_0(x, y, z). \quad (23)$$

A condição de contorno de fluxo de calor é:

$$q(s_k, t) = \left( k \frac{\partial T}{\partial x} n_x + k \frac{\partial T}{\partial y} n_y + k \frac{\partial T}{\partial z} n_z \right), \quad \text{para } t > 0, \quad (24)$$

em que  $n_x$ ,  $n_y$  e  $n_z$  são os cossenos diretores do vetor unitário normal à superfície de contorno. Neste trabalho, o fluxo de calor nas superfícies externas será aplicado considerando a interação destas com o gás do forno que envolve a ligação, conforme as equações 19 e 21 para a consideração da convecção e radiação, respectivamente.

A forma fraca da Equação 17, considerando as condições de contorno das equações 23 e 24, é dada por:

$$0 = \int \left[ k \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial T}{\partial x} + k \frac{\partial w}{\partial y} \frac{\partial T}{\partial y} + k \frac{\partial w}{\partial z} \frac{\partial T}{\partial z} - w \left( \rho c \frac{\partial T}{\partial t} - \dot{q} \right) \right] dx dy dz + \oint w [q(s_k, t)] ds, \quad (25)$$

em que  $w$  é a função peso.

Fazendo uma aproximação por elementos finitos para a temperatura  $T$  na forma fraca e utilizando o método de Galerkin (REDDY e GARTLING, 2010), chega-se à seguinte equação algébrica:

$$\sum_j^n \left( M_{ij}^e \frac{T_j^e}{dt} + K_{ij}^e T_j^e \right) = \dot{q}_i^e + q_i^e, \quad (26)$$

em que  $M$ ,  $K$ ,  $\dot{q}$  e  $q$  são dados por:

$$M_{ij}^e = \int (\rho c \Psi_i^e \Psi_j^e) dx dy dz, \quad (27)$$

$$K_{ij}^e = \int \left( k \frac{\partial \Psi_i^e}{\partial x} \frac{\partial \Psi_j^e}{\partial x} + k \frac{\partial \Psi_i^e}{\partial y} \frac{\partial \Psi_j^e}{\partial y} + k \frac{\partial \Psi_i^e}{\partial z} \frac{\partial \Psi_j^e}{\partial z} \right) dx dy dz, \quad (28)$$

$$\dot{q}_i^e = \int \dot{q} \Psi_i^e dx dy dz, \quad (29)$$

$$q_i^e = \oint q(s_k, t) \Psi_i^e ds, \quad (30)$$

e  $\Psi$  são funções de interpolação.

A forma matricial da Equação 26 é:

$$M^e(T^e)T^e + K^e(T^e)T^e = Q^e(T^e) + q^e(T^e) \quad (31)$$

em que  $\dot{T}$  denota uma derivada em relação ao tempo  $\dot{T} = \partial T / \partial t$ .

#### 2.4.5 Conclusões parciais sobre princípios básicos da análise térmica de estruturas

Na análise térmica de elementos estruturais em situação de incêndio, pode-se considerar que o elemento está envolto em um gás a uma certa temperatura. A transferência de calor dos gases quentes para a superfície do elemento se dá por radiação e por convecção e no interior do elemento, ela ocorre por condução. A resolução do problema de transferências de calor entre o gás e a superfície e no interior dos componentes por meio das equações diferenciais apresentadas de forma analítica é inviável para elementos tridimensionais com geometria complexa e diferentes materiais. Uma alternativa para a resolução do problema é a utilização do método dos elementos finitos.

### 2.5 LIGAÇÕES DE ESTRUTURAS DE MADEIRA POR PINOS METÁLICOS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

Em estruturas de madeira, as ligações são geralmente os elementos menos resistentes dentre os componentes estruturais, tanto em situação normal quanto em situação de incêndio (AUDEBERT *et al.*, 2011). O comportamento termomecânico dessas ligações é complexo devido a fenômenos que envolvem a madeira e o aço. A madeira sofre: diminuição da seção resistente devida à carbonização, à degradação térmica, à transferência de massa em seu interior e à secagem (AUDEBERT *et al.*, 2011). Os elementos em aço têm as suas propriedades mecânicas afetadas e vão conduzir o calor para o interior da ligação, causando a modificação das propriedades termomecânicas e a carbonização na madeira. Isso reduz a capacidade de carga da ligação (BUCHANAN e ABU, 2017).

A determinação da capacidade de carga e do tempo de falha das ligações em situação de incêndio pode ser realizada de maneira experimental e por modelos analíticos ou numéricos. Geralmente, em função do alto custo de testes em situação de incêndio, os resultados

experimentais são utilizados para calibrar modelos analíticos e numéricos que serão utilizados nos projetos de estruturas. Nesta seção serão apresentados resultados experimentais da capacidade de carga de ligações parafusadas madeira-aço-madeira, métodos para o cálculo do tempo de falha das ligações, o método da seção reduzida e o método das propriedades reduzidas. Também serão apresentados tópicos sobre a análise térmica e sobre modelos termomecânicos aplicados a ligações de estruturas de madeira expostas a incêndio.

### **2.5.1 Determinação experimental da capacidade de carga de ligações parafusadas madeira-aço-madeira**

A capacidade de carga de ligações em situação de incêndio é feita experimentalmente por meio de testes normalizados. As ligações são ensaiadas sob a ação de carregamento em fornos, cuja temperatura de ensaio evolui segundo curvas de incêndio padrão definidas por normas como a ISO 834 (2000), a ASTM E119 (2007) e a NBR 16965 (2021). Geralmente, a carga atuante aplicada nos testes em temperatura de incêndio é determinada levando-se em consideração a capacidade de carga obtida por testes em temperatura normal.

Os trabalhos de Laplanche (2006), Chuo (2007) e Peng (2010) apresentam resultados sobre a capacidade de carga de ligações parafusadas com múltiplos parafusos e com dois planos de cisalhamento. Em Laplanche (2006), foram obtidos 10 resultados experimentais para ligações com 8 parafusos, de diâmetros de 12, 16 e 20 mm, distribuídos em duas linhas, com a carga aplicada em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ) varia de 10 a 30% da carga de ruptura à temperatura ambiente das ligações ( $P_{amb}$ ). Estes ensaios foram realizados de acordo com a metodologia e a curva de incêndio da ISO 834 (2000). A madeira utilizada nas ligações era lamelada colada (MLC) da classe GL24h, com massa específica de 450 kg/m<sup>3</sup>, umidade em temperatura ambiente de 11% e taxa de carbonização de 0,7 mm/min. As resistências ao escoamento do aço do parafuso e da chapa eram 300 e 355 MPa, respectivamente. Na Tabela 7, são apresentados os dados da geometria das ligações e os resultados desses ensaios. Observa-se que quanto maior é a carga aplicada na ligação em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ) menor é o tempo de falha. Além disso, os tempos de falha são semelhantes para as ligações com a mesma espessura do elemento de madeira ( $t_1$ ) e carga aplicada em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ), apesar da diferença de diâmetro dos parafusos. Os tempos de falha são maiores para as ligações com espessuras de madeira ( $t_1$ ) maiores.

Tabela 7 – Resultados dos ensaios realizados por Laplanche (2006)

Teste	Carga à temperatura ambiente (kN)	Carga aplicada em situação de incêndio ( $P_{inc}$ )	Carga teste de incêndio (kN)	$d$ (mm)	$t_1$ (mm)	$a$ (mm)	$n_p$	$n_L$	Tempo de falha (min)
A'	335	10% $P_{amb}$	33	16	76	8	8	2	55,5
	335	20% $P_{amb}$	67	16	76	8	8	2	41
	335	30% $P_{amb}$	100	16	76	8	8	2	36
A'13d	335	30% $P_{amb}$	100	16	76	8	8	2	36
	456	10% $P_{amb}$	45	20	75	10	8	2	52
B'	456	30% $P_{amb}$	136	20	75	10	8	2	37
	198	10% $P_{amb}$	19	12	77	6	8	2	54
C'	198	30% $P_{amb}$	59	12	77	6	8	2	39
	450	10% $P_{amb}$	45	20	100	10	8	2	90
D'	450	30% $P_{amb}$	135	20	100	10	8	2	45

Fonte: elaborado pelo autor

Em Chuo (2007), foram obtidos 2 resultados experimentais de ligações com parafusos de 12 mm de diâmetro, seguindo a metodologia e a curva de incêndio da ISO 834 (2000): um com parafuso único com carga aplicada em situação de incêndio igual a 14% da carga de ruptura à temperatura ambiente e outro com 4 parafusos distribuídos em duas linhas submetido a carga igual a 12 % da carga de ruptura à temperatura ambiente. A madeira utilizada para a fabricação da ligação era o LVL, com massa específica de 650 kg/m<sup>3</sup> e as taxas de carbonização de 0,8 e de 0,9 mm/min. As resistências ao escoamento do aço do parafuso e da chapa eram 320 e 275 MPa, respectivamente. Na Tabela 8, são apresentados os dados da geometria das ligações e os resultados desses ensaios. Observa-se que as ligações apresentam a mesma espessura para o elemento de madeira e que os tempos de falha para as duas ligações são similares, a ligação com 4 parafusos apresentou um tempo de falha ligeiramente menor.

Tabela 8 – Resultados dos ensaios realizados por Chuo (2007).

Teste	Carga à temperatura ambiente (kN)	Carga aplicada em situação de incêndio ( $P_{inc}$ )	Carga teste de incêndio (kN)	$d$ (mm)	$t_1$ (mm)	$a$ (mm)	$n_p$	$n_L$	Tempo de falha (min)
1	49	14% $P_{amb}$	7	12	45	6	1	1	20
2	335	12% $P_{amb}$	40	12	45	6	4	2	17,5

Fonte: elaborado pelo autor

Em Peng (2010), foram obtidos 13 resultados experimentais para ligações com 2 parafusos em uma linha, com 4 parafusos distribuídos em duas linhas e com parafuso único, cujos diâmetros eram de 12,7 mm e de 19,1 mm, cargas aplicadas em situação de incêndio entre 10 e 30% da carga de ruptura à temperatura ambiente. A metodologia e a curva de incêndio utilizada nos ensaios foi a da ASTM E119 (2007). A madeira utilizada nas ligações era proveniente de coníferas canadenses da classe 20f-EX, com massa específica de 455 kg/m<sup>3</sup>, umidade em temperatura ambiente de 11% e taxa de carbonização obtida experimentalmente de 0,8 mm/min. As resistências ao escoamento do aço do parafuso e da chapa eram 310 e 300 MPa, respectivamente. Na Tabela 9, são apresentados os dados da geometria das ligações e os resultados desses ensaios. Nos resultados de Peng (2010) e também nos resultados dos outros autores, observa-se que, quanto maior é a carga aplicada na ligação em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ) menor é o tempo de falha, sendo este semelhante para as ligações com a mesma espessura do elemento de madeira ( $t_1$ ) e com a mesma carga aplicada em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ).

Tabela 9 – Resultados dos ensaios realizados por Peng (2010).

Teste	Carga à temperatura ambiente (kN)	Carga aplicada em situação de incêndio ( $P_{inc}$ )	Carga teste de incêndio (kN)	$d$ (mm)	$t_1$ (mm)	$a$ (mm)	$n_p$	$n_L$	Tempo de falha (min)
1.1	58	10% $P_{amb}$	6	12,7	38	9,5	2	1	14,5
1.2	58	10% $P_{amb}$	6	12,7	38	9,5	2	1	15
1.3	58	29% $P_{amb}$	16	12,7	38	9,5	2	1	8
1.4	58	30% $P_{amb}$	17	12,7	38	9,5	2	1	8,5
2.1	115	11% $P_{amb}$	12	12,7	60	9,5	4	2	28
2.2	115	18% $P_{amb}$	20	12,7	60	9,5	4	2	22,5
2.3	115	29% $P_{amb}$	33	12,7	60	9,5	4	2	17,5
3.1	65	11% $P_{amb}$	7	19,1	60	9,5	1	1	27
3.2	65	32% $P_{amb}$	20	19,1	60	9,5	1	1	15
4.1	227	10% $P_{amb}$	22	19,1	60	9,5	4	2	26
4.2	227	30% $P_{amb}$	68	19,1	60	9,5	4	2	14
5.1	243	10% $P_{amb}$	24	19,1	80	9,5	4	2	36,5
5.3	243	29% $P_{amb}$	70	19,1	80	9,5	4	2	19

Fonte: elaborado pelo autor

### 2.5.2 Modelo do Eurocode 5 (2004) para o cálculo do tempo de resistência de projeto

O tempo de resistência de projeto de ligações não protegidas em situação de incêndio ( $t_{d,fi}$ ) segundo o Eurocode 5 (2004) é dado pela Equação 32. Ele é limitado a 30 ou 40 min, dependendo do tipo da ligação.

$$t_{d,fi} = -\frac{1}{k} \ln \left( \frac{\eta_{fi} \cdot \eta_0 \cdot k_{mod} \cdot \gamma_{M,fi}}{\gamma_M \cdot k_{fi}} \right), \quad (32)$$

em que  $k$  é um parâmetro devido ao tipo de ligação e do tipo de parafuso,  $\eta_{fi}$  é o fator de redução para o carregamento de projeto em situação de incêndio,  $\eta_0$  é a taxa de carregamento em relação a temperatura normal,  $k_{mod}$  é o coeficiente de modificação,  $k_{fi}$  é um parâmetro que depende do tipo de ligação,  $\gamma_{M,fi}$  é o coeficiente parcial de segurança para a madeira em incêndio, e  $\gamma_M$  é o coeficiente parcial de segurança para a ligação, os coeficiente parciais de segurança dependem do tipo de ligação.

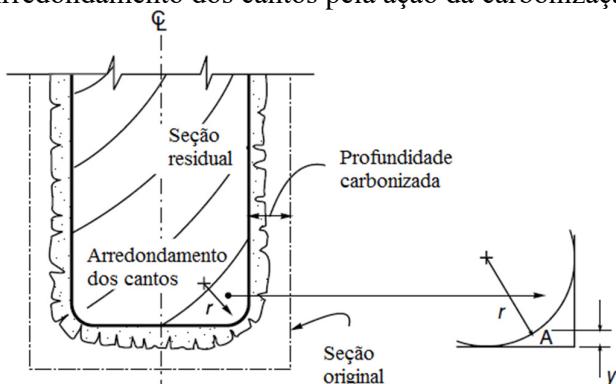
A Equação 32 pode ser usada como uma aproximação dos tempos de falha da ligação, mas com cautela, visto que ela pode superestimar o tempo de falha, como apontado por Audebert *et al.* (2019) e constatado na presente pesquisa. Os tempos de falha das ligações estudadas por Laplanche (2006) são subestimados pela Equação 32 fornecida pelo Eurocode 5 (2004), enquanto que os tempos de falha das ligações estudadas por Chuo (2007) e por Peng (2010) são superestimados. Este comportamento pode estar relacionado à utilização das metodologias e das curvas de incêndio da ISO 834 (2000) e da ASTM E119 (2007) nos ensaios. Um modelo probabilístico para a determinação do tempo de falha da ligação em situação de incêndio pode ser utilizado para aprimorar as normas técnicas atuais, que são semi-probabilísticas, como o Eurocode 5 (2004) e a NBR 7190 (2022). Apesar da relevância deste tema, não foram encontradas pesquisas que apresentem um modelo probabilístico para a determinação do tempo de falha de ligações de estruturas de madeira em situação de incêndio.

### 2.5.3 Método da seção reduzida

O método da seção reduzida é usado na determinação da resistência de cálculo de um elemento estrutural em situação de incêndio a partir da seção residual efetiva do mesmo após

um período de exposição ao fogo. Essa seção é determinada, subtraindo-se das dimensões da seção original a espessura carbonizada e alterada da madeira devida à ação do fogo. (BUCHANAN e ABU, 2017). Neste método, supõe-se que a seção transversal efetiva tenha propriedades de resistência mecânica iguais às propriedades em temperatura ambiente. A espessura residual da madeira é determinada em função da taxa de carbonização da madeira, conforme apresentado na Seção 2.1.7. Esta taxa de carbonização pode ser a básica ou a virtual. A taxa de carbonização básica é utilizada quando se considera o arredondamento dos cantos dos elementos e a virtual quando não se considera (BUCHANAN e ABU, 2017). O arredondamento dos cantos das seções transversais ocorre devido à exposição ao calor simultaneamente em duas faces adjacentes (Figura 33).

Figura 33 – Arredondamento dos cantos pela ação da carbonização da madeira.



Fonte: adaptado de Buchanan e Abu (2017)

Devido à sua simples aplicação, o método da seção reduzida é indicado pelas normas francesa CB 71 (1984), australiana SA 1520.4 (1999), britânica BS 5268 (2002), europeia Eurocode 5 (2004) e brasileira NBR 7190 (2022). Apesar dessas normas apresentarem o mesmo método para a determinação da seção residual da madeira, existem algumas diferenças entre as equações utilizadas para o cálculo da camada carbonizada e também nos valores apresentados para as taxas de carbonização.

A norma francesa CB 71 (1984) considera a influência da orientação das superfícies expostas ao incêndio e o arredondamento dos cantos da seção se o tempo de exposição do elemento for maior do que 30 min. O raio do arredondamento dos cantos ( $r$ ) é calculado conforme a Equação 33.

$$r = t \cdot \frac{\beta_0}{2} + 15 \cdot \beta_0 , \quad (33)$$

em que  $\beta_0$  é a taxa de carbonização dada pela Tabela 1, em mm/min e  $t$  é o tempo de exposição em min. A camada carbonizada é calculada ( $d_c$ ) utilizando a Equação 34.

$$d_c = \beta_0 \cdot t . \quad (34)$$

A camada carbonizada fornecida pela norma australiana SA 1520.4 (1999) não considera o arredondamento dos cantos da seção transversal e é calculada utilizando a Equação 35.

$$d_c = \beta_0 \cdot t + 7,5 , \quad (35)$$

em que  $d_c$  é a camada carbonizada, em mm,  $\beta_0$  é a taxa de carbonização dada pela Equação 16, em mm/min e  $t$  é o tempo de exposição, em min.

A camada carbonizada fornecida pela norma britânica BS 5268 (2002) é calculada utilizando a Equação 36. Esta norma considera o arredondamento dos cantos da seção transversal se o tempo de exposição for maior que 30 min e a espessura do elemento for menor que 50 mm, o raio do arredondamento tem o mesmo valor que a camada carbonizada.

$$d_c = \beta_0 \cdot t , \quad (36)$$

em que  $d_c$  é a camada carbonizada, em mm e  $\beta_0$  é a taxa de carbonização dada pela Tabela 2, em mm/min.

O Eurocode 5 (2004) fornece duas equações para a consideração da camada carbonizada para superfícies não protegidas, para as que apresentam carbonização unidimensional ( $d_{c,0}$ ) (Equação 37), e para as que apresentam arredondamento dos cantos e fissuras ( $d_{c,n}$ ) (Equação 38). As equações propostas pela NBR 7190 (2022) são similares às apresentadas pelo Eurocode 5 (2004) para o cálculo da camada carbonizada.

$$d_{c,0} = \beta_0 \cdot t , \quad (37)$$

$$d_{c,n} = \beta_n \cdot t, \quad (38)$$

em que  $\beta_0$  é a taxa de carbonização unidimensional, em mm/min,  $\beta_n$  é a taxa de carbonização nocial, em mm/min, fornecidas pela Tabela 3, e  $t$  é o tempo de exposição em min. A camada carbonizada efetiva ( $d_{ef}$ ) que deve ser aplicada nos elementos é calculada pela Equação 39.

$$d_{ef} = d_{c,n} + k_0 \cdot 7, \quad (39)$$

em que  $k_0$  é o coeficiente para superfícies não protegidas, igual a  $t/20$  se o tempo de exposição for menor que 20 min e igual a 1 se for maior.

Embora o método da seção reduzida seja frequentemente aplicado a elementos de madeira maciços como vigas e pilares, Marcolan Júnior e Moraes (2019) aplicaram-no para a determinação da capacidade de carga de ligação do tipo pino e verificaram que a diferença entre os resultados numéricos obtidos pelo método e os valores experimentais encontrados na literatura foi elevada, indicando a necessidade de se aperfeiçoar o modelo desenvolvido.

#### 2.5.4 Método das propriedades reduzidas

O método das propriedades reduzidas considera que as propriedades físico-mecânicas da madeira são função da temperatura do material. Nele são utilizados coeficientes de modificação sobre as propriedades mecânicas, determinadas à temperatura ambiente, para a determinação das propriedades da madeira aquecida (MARAVEAS *et al.* 2015). Estes coeficientes são obtidos de funções que descrevem o comportamento da propriedade em relação à temperatura, semelhantes às apresentadas na Seção 2.1. Neste método, também é considerada a seção residual da seção transversal, cujo contorno é dado pela isoterma de 288 °C, na América do Norte, ou de 300 °C, na Europa. Essas são as temperaturas convencionais de carbonização da madeira (BUCHANAN e ABU, 2017), pois, a partir dessa faixa de temperatura, inicia-se uma forte degradação dos polímeros da madeira, fazendo com que esse material não apresenta mais resistência mecânica (BROWNE, 1958).

O método das propriedades reduzidas pode ser utilizado para o cálculo da capacidade de carga das ligações parafusadas em situação de incêndio. Entretanto, a definição do campo de temperatura nos materiais da ligação não é trivial, devido à complexidade dos cálculos, no regime transitório, de transferência de calor necessários. Desta maneira, para a utilização de

modelos mecânicos baseados no método das propriedades reduzidas faz-se necessária a utilização em conjunto de modelos térmicos baseados no método dos elementos finitos para o cálculo do campo de temperatura nos materiais. Entretanto, existe uma dificuldade de determinação das propriedades térmicas dos materiais, necessárias para a utilização dos modelos numéricos e probabilísticos.

### **2.5.5 Análise térmica aplicada a ligações de estruturas de madeira expostas ao incêndio**

O campo de temperatura da ligação, necessário para avaliar a redução das propriedades ou a carbonização do material, depende da transmissão de calor do gás aquecido pelo incêndio para a superfície do componente, no interior do componente e entre superfícies de contato de componentes de materiais diferentes. Essa transmissão ocorre, como descrito na Seção 2.4, por radiação, convecção e condução e pode ser expressa por equações de fluxo de calor.

O fluxo de calor nas superfícies expostas ao incêndio é a soma do fluxo de calor por convecção e por radiação, apresentado na Equação 40.

$$q_s^t = h \cdot (T_s^t - T_g^t) + \varepsilon \cdot SB \cdot \left[ (T_s^t)^4 - (T_g^t)^4 \right], \quad (40)$$

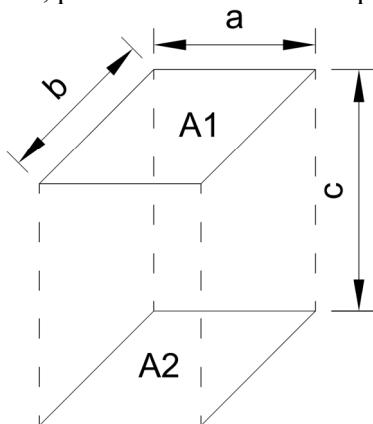
onde  $h$  é o coeficiente de transferência de calor por convecção, para uma curva de incêndio padrão é considerado igual a 25 W/m<sup>2</sup>K (EUROCODE 5, 2004),  $SB$  é a constante de Stefan-Boltzmann, igual a  $5,67 \cdot 10^{-8}$  W/m<sup>2</sup>K<sup>4</sup>,  $\varepsilon$  é a emissividade da superfície,  $T_s$  é a temperatura da superfície e  $T_g$  é a temperatura do gás. Bergman e Lavine (2017) afirmam que a emissividade das superfícies metálicas é geralmente pequena. Para o aço inoxidável, pode variar de 0,3 a 0,7, dependendo se é polido ou fortemente oxidado, respectivamente. No entanto, optou-se por utilizar a emissividade de 0,7 para o aço, conforme prescrito pelo Eurocode 3 (2003), e 0,8 para a madeira, de acordo com o Eurocode 5 (2004), uma vez que não foram encontradas informações sobre a superfície dos corpos de prova da literatura para avaliar a emissividade. Uma abordagem semelhante também foi utilizada em modelos térmicos por outros autores como Audebert *et al.* (2011) e Palma (2016).

Ressalta-se que para os ensaios que seguem a norma ASTM E119 (2007), o fluxo de calor calculado pela Equação 44 deve ser aumentado em 100%, até o instante de 8 min de

exposição ao calor. Após esse período, o fluxo deve ser aumentado em 12% (SULTAN, 2006), visto que os termopares protegidos usados nos fornos que seguem a metodologia da norma ASTM E119 (2007) apresentam inércia térmica superior às daqueles que são usados nos fornos cujos ensaios seguem o protocolo da norma ISO 834 (1999).

A troca de calor por radiação entre superfícies depende fortemente da geometria, da orientação das superfícies, das propriedades radiativas e da temperatura das superfícies (BERGMAN e LAVINE, 2017). Nas superfícies recuadas da ligação, como na chapa de aço entre os elementos de madeira e na parte lateral da chapa de aço no entalhe criado no elemento de madeira, o fluxo de calor por radiação não ocorre com a mesma intensidade que em uma superfície que está em contato direto com o gás aquecido. O fluxo de calor por radiação, para estas superfícies, deve ser reduzido no modelo térmico por meio do fator de forma (HOWELL *et al.*, 2016). Esta redução foi utilizada por Palma e Frangi (2019). Estas superfícies recuadas podem ser consideradas como superfícies retangulares idênticas, paralelas e diretamente opostas (HOWELL *et al.*, 2016), representadas como A1 e A2, na Figura 34. Além disso, a transferência de calor por convecção não é possível devido a essas superfícies estarem recuadas e o fluxo de calor por convecção deve ser nulo para elas.

Figura 34 – Configurações geométricas para o fator de forma de superfícies retangulares idênticas, paralelas e diretamente opostas.



Fonte: elaborado pelo autor

O fator forma de transmissão de calor por radiação para superfícies idênticas, paralelas e diretamente opostas, pode ser calculado pelas equações 41, 42 e 43 (HOWELL *et al.*, 2016). Este fator deve multiplicar a segunda parte da Equação 40 para o cálculo do fluxo de calor por radiação para as superfícies recuadas.

$$F_{1-2} = \frac{2}{\pi XY} \left\{ \ln \left[ \frac{(1+X^2) \cdot (1+Y^2)}{1+X^2+Y^2} \right]^{1/2} + X\sqrt{1+Y^2} \tan^{-1} \frac{X}{\sqrt{1+Y^2}} \right. \\ \left. + Y\sqrt{1+X^2} \tan^{-1} \frac{Y}{\sqrt{1+X^2}} - X \tan^{-1} X - Y \tan^{-1} Y \right\}, \quad (41)$$

$$X = \frac{a}{c}, \quad (42)$$

$$Y = \frac{b}{c}. \quad (43)$$

### 2.5.6 Modelos termomecânicos de ligação por pinos metálicos de estruturas de madeira em situação de incêndio

A análise das ligações de madeira em situação de incêndio pode ser realizada por modelos termomecânicos acoplados ou desacoplados. Nos acoplados, os modelos térmico e mecânico são analisados simultaneamente. A cada passo de tempo da simulação, é calculado o campo térmico e o modelo mecânico é resolvido. Nos desacoplados, o modelo térmico é realizado separadamente para a obtenção do campo térmico. Esse é utilizado, na sequência, no modelo mecânico, para a determinação das propriedades mecânicas em função da temperatura. A abordagem termomecânica desacoplada para ligações parafusadas de estruturas de madeira foi adotada por Cachim e Franssen (2009), Erchinger *et al.* (2010), Palma (2016) e Li *et al.* (2021). Esses autores utilizaram o método dos elementos finitos para a análise térmica, uma vez que a distribuição interna de temperaturas, tanto no elemento de madeira quanto no pino, não tem uma avaliação analítica trivial. Eles consideraram a madeira e o aço como materiais isotrópicos para as propriedades térmicas. As diferenças existentes entre a condutividade térmica no sentido das fibras e na direção perpendicular às fibras da madeira não foram consideradas. Ainda assim, os modelos térmicos utilizados naqueles trabalhos foram capazes de representar, de maneira satisfatória, o campo de temperatura na ligação. Além disso, as propriedades térmicas das madeiras utilizadas nas ligações não foram caracterizadas para nenhuma das direções da fibra.

Na realização de análises térmicas de ligações em situação de incêndio, existem incertezas quanto à escolha das curvas de propriedades térmicas em função da temperatura a

serem utilizadas, pois, geralmente, as ligações ensaiadas não têm determinadas as propriedades térmicas da madeira. Uma análise de sensibilidade foi realizada por Audebert *et al.* (2011) com o objetivo de obter as propriedades térmicas que levassem aos melhores resultados do campo de temperatura do modelo térmico em relação ao campo de temperatura experimental das ligações analisadas. Esta análise de sensibilidade não foi apresentada em detalhes no referido trabalho. As curvas das propriedades térmicas utilizadas por Audebert *et al.* (2011) foram: redução da massa específica em função da temperatura segundo Eurocode 5 (2004); calor específico segundo Fredlund (1993) e Janssens (1994); condutividade térmica segundo Janssens (1994). Entretanto, não existe uma avaliação detalhada ou consenso na literatura quanto às curvas de propriedades térmicas que devem ser utilizadas em modelos térmicos.

Com o aquecimento devido ao incêndio, no interior da ligação, ocorre a transferência da massa relativa à umidade existente na madeira. De acordo com Audebert *et al.* (2011), o vapor de água migra e condensa-se região próxima à chapa metálica, a qual desempenha um papel de barreira. Essa concentração de umidade mantém a temperatura próxima de 100 °C no local por um certo período de tempo, devido ao calor latente, necessário para transformar a água do estado líquido para o de vapor. Para levar em consideração este fenômeno, Audebert *et al.* (2011) consideraram uma camada de madeira de 3 mm, próxima à chapa de aço, com calor específico de 100 kJ.kg<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup>, a 100 °C.

Para a análise mecânica de ligação por pino metálico em estruturas de madeira em situação de incêndio, Cachim e Franssen (2009) propuseram um modelo mecânico discretizado, utilizando elementos de viga para representar o parafuso, o qual é ligado a apoios elásticos, que reproduzem o comportamento da madeira. Erchinger *et al.* (2010) apresentaram um modelo baseado no método das propriedades reduzidas, assumindo que a falha ocorre apenas por embutimento do parafuso na madeira. Palma (2017) utilizou um modelo mecânico baseado na teoria de Johansen (1949), considerando a resistência de embutimento em função da temperatura. Li *et al.* (2021) desenvolveram uma abordagem analítica baseada na teoria de Johansen (1949) para prever a resistência ao incêndio de ligações vigas-colunas parafusadas em madeira lamelada colada, a qual apresentou uma boa aproximação para um modelo termomecânico acoplado que havia sido validado por testes experimentais. Audebert *et al.* (2020) sugeriram uma equação polinomial para prever o tempo de falha de ligações de madeira em situação de incêndio.

O modelo mecânico adotado por Cachim e Franssen (2009) requer o conhecimento dos valores de rigidez das molas que representam o comportamento da madeira na ligação, provenientes de valores experimentais escassos na literatura. O estudo de Erchinger *et al.* (2010) é mais simples, visto que utilizou somente o modo de falha por embutimento da madeira. Os trabalhos de Palma (2017) e de Li *et al.* (2021) utilizaram modelos mecânicos baseados na teoria de Johansen (1949). A abordagem baseada na teoria de Johansen (1949) leva em consideração os principais modos de falha das ligações e a sua implementação no modelo mecânico é direta, necessitando somente do conhecimento da resistência ao embutimento da madeira e do momento de escoamento dos parafusos. Além disso, esta abordagem tem vantagem de não exigir um tempo computacional elevado em sua execução.

Em ligações de estruturas de madeira, os modelos termomecânicos acoplados utilizam modelos constitutivos e critérios de falha para prever o comportamento da madeira e do aço. A teoria clássica do fluxo de plasticidade foi usada por Khelifa *et al.* (2014) para descrever o complexo comportamento mecânico da madeira. O critério de Hill (1948) foi adotado por Racher *et al.* (2010), Audebert *et al.* (2011) e Szász *et al.* (2021) para descrever a plasticidade anisotrópica da madeira. Embora o critério de Hill (1948) não considere a assimetria da madeira em compressão e em tração, isso pode ser resolvido combinando o critério de Hill (1948) com o critério de falha de Tsai-Wu (1971). Desta maneira, o caráter frágil de madeira, perpendicular à fibra, é considerado. Esta abordagem foi utilizada por Dhima *et al.* (2014) e Audebert *et al.* (2014). O critério de força Yamada-Sun (1978) foi usado por Chen *et al.* (2020) para descrever a ruptura frágil ou dúctil em diferentes direções e condições de tensão. Já o comportamento do aço foi descrito por diversos modelos, como a teoria clássica do escoamento da plasticidade, utilizada por Khelifa *et al.* (2014), e o critério de von Mises, utilizado por Racher *et al.* (2010), Audebert *et al.* (2011) e Szász *et al.* (2021). O critério de von Mises é o mais utilizado e de mais simples implementação.

### **2.5.7 Conclusões parciais sobre ligações de estruturas de madeira por pinos metálicos em situação de incêndio**

Experimentalmente, a capacidade de carga de ligações em situação de incêndio é obtida por meio de testes normalizados, nos quais as ligações são ensaiadas em fornos que utilizam as curvas de incêndio padrão definidas pelas normas ISO 834 (2000) ou ASTM E119

(2007). A carga atuante aplicada nos testes em temperatura de incêndio é determinada como uma parcela, cerca de 10 a 30%, da resistência em temperatura ambiente. O número de experimentos de ligações parafusadas em situação de incêndio, no entanto, é limitado, devido ao alto custo para sua realização. Nos experimentos de Laplanche (2006), Chuo (2007) e Peng (2010), observou-se que o tempo de falha é dependente da carga aplicada na ligação em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ) e a espessura do elemento de madeira ( $t_1$ ).

A resistência de cálculo de um elemento estrutural em situação de incêndio pode ser obtida pelo método da seção reduzida, pelo método das propriedades reduzidas ou por modelos termomecânicos acoplados. O método da seção reduzida é de fácil aplicação, mas é bastante simplificado, e não é o mais adequado para as ligações. O método das propriedades reduzidas representa melhor o comportamento das ligações, comparado ao método da seção reduzida, pois considera as propriedades físico-mecânicas da madeira como função da temperatura do material. Entretanto, para a definição das temperaturas atuantes nos materiais da ligação, é necessária a utilização de modelos térmicos baseados no método dos elementos finitos. Modelos termomecânicos acoplados, baseados no método dos elementos finitos, são os mais completos e apresentam os melhores resultados na comparação com resultados experimentais, porém, são custosos computacionalmente.

## 2.6 CONFIABILIDADE ESTRUTURAL

A confiabilidade estrutural tem como objetivo quantificar e avaliar a segurança de estruturas utilizando-se da teoria da probabilidade, usualmente por meio do cálculo de probabilidades de falha relacionadas ao sistema estrutural (MELCHERS e BECK, 2018). O sistema estrutural deve atender requisitos básicos para que sua função proposta seja cumprida. Esses requisitos podem ser de serviço, de segurança e de robustez (BECK, 2019), e podem ser equacionados na forma de estados limites. A possibilidade de não atendimento de algum dos requisitos está relacionada a um possível modo de falha da estrutura (BECK, 2019).

As funções de estados limites, representadas por  $g(\mathbf{X})$ , dependem das variáveis aleatórias do problema, representadas pelo vetor  $\mathbf{X}$ . Cada realização do vetor de variáveis aleatórias  $\mathbf{X}$  é representada por um vetor  $\mathbf{x}$ . Por ter um caráter fronteiriço, equações de estado limite são iguais a 0. Valores negativos da função representam falha e valores positivos representam não falha (DITLEVSEN E MADSEN, 2007). Desta forma:

$$g(\mathbf{x}) = g(x_1, x_2, \dots, x_n) = 0 . \quad (44)$$

Segundo DeGroot e Schervish (2011), uma variável aleatória é uma função com valores reais definida em um espaço amostral  $\Omega$ . Variáveis aleatórias são as principais ferramentas para a modelagem de quantidades “desconhecidas” em análises estatísticas. Para cada variável aleatória  $X$ , pode-se calcular a probabilidade de  $X$  assumir seu valor em  $\omega$ . A coleção de todas essas probabilidades é a distribuição de  $X$ .

Portanto, a função de distribuição acumulada de probabilidades de uma variável aleatória  $X$  é:

$$F_X(x) = P\{X \leq x\} , \quad (45)$$

definida para cada  $x$  de  $-\infty$  a  $\infty$ .

A função de densidade de probabilidades,  $f_X(x)$ , é obtida derivando a função densidade de probabilidades em relação a  $x$ , de maneira que:

$$f_X(x) = \frac{dF_X(x)}{dx} . \quad (46)$$

Em problemas de confiabilidade estrutural, muitas vezes as variáveis da equação de estado limite podem ser classificadas em variáveis relacionadas à resistência ( $R$ ) e à solicitação ( $S$ ), de maneira que tanto a resistência quanto a solicitação são funções de variáveis aleatórias. A diferença entre estas funções também pode representar a equação de estado limite (MELCHERS e BECK, 2018):

$$g(R, S) = R - S = 0 . \quad (47)$$

A probabilidade de falha,  $P_f$ , representa uma medida da propensão à violação de estados limites, e pode ser escrita da seguinte forma (MELCHERS e BECK, 2018):

$$P_f = P[\{g(\mathbf{X}) \leq 0\}] . \quad (48)$$

A avaliação da  $P_f$  relacionada a uma dada equação de estado limite,  $g(\mathbf{X})$ , pode ser efetuada por meio da seguinte integração (DITLEVSEN e MADSEN, 2007):

$$P_f = \int \dots \int_{g(\mathbf{X}) \leq 0} f_{\mathbf{X}}(\mathbf{x}) d\mathbf{x}, \quad (49)$$

onde  $f_{\mathbf{X}}(\mathbf{x})$  é a função de densidade de probabilidade conjunta das variáveis representadas pelo vetor  $\mathbf{X}$ .

A complexidade da definição do domínio e da solução da integral multidimensional da Equação 49 pode tornar impraticável a solução analítica do problema. Grande parte dos problemas de engenharia se enquadra neste caso, de maneira que se torna comum o emprego da abordagem por meio de métodos de simulação de Monte Carlo (SORENSEN, 2004; MELCHERS e BECK, 2018).

### 2.6.1 Método de simulação de Monte Carlo

Segundo Melchers e Beck (2018), a simulação de Monte Carlo pode ser utilizada como ferramenta para o cálculo de integrais, de equações algébricas e de equações diferenciais complexas. Neste método, são realizados sorteios das variáveis aleatórias presentes nas equações de estado limite para a avaliação da probabilidade de falha. Desta maneira, pode-se obter uma solução para a integral da Equação 49. Para a determinação da probabilidade de falha, considerando um componente ou um sistema estrutural com domínio de falha  $D_f$  e uma função de densidade de probabilidade conjunta  $f_{\mathbf{X}}(\mathbf{x})$ .

O domínio de falha da integral pode ser definido por uma única equação de estado limite ou uma combinação de estados limites, em série e/ou em paralelo (MELCHERS e BECK, 2018). Utilizando uma função indicadora  $I[\mathbf{x}]$  com valor 1 representando falha e 0 sobrevivência pode-se efetuar a integração sobre todo o domínio:

$$P_f = \int_{\Omega} I[\mathbf{x}] f_{\mathbf{X}}(\mathbf{x}) d\mathbf{x} = E[I[\mathbf{x}]]. \quad (50)$$

A Equação 50 representa o valor esperado da função indicadora  $I[\mathbf{x}]$ . O valor esperado da probabilidade de falha para uma amostra de tamanho finito com  $n_{si}$  pontos amostrais, que podem ser interpretados como  $n_{si}$  simulações do sistema, pode ser calculado por meio da seguinte equação:

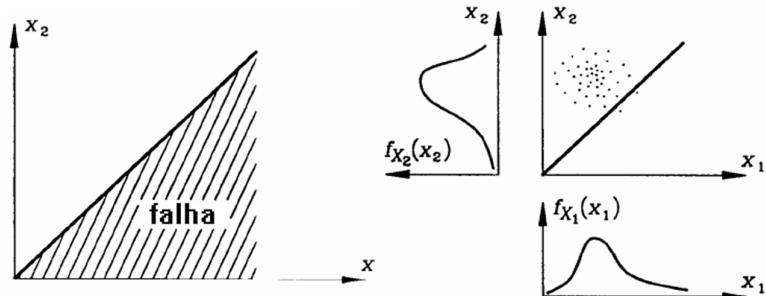
$$P_f = \hat{P}_f \cong \frac{1}{n_{si}} \cdot \sum_{i=1}^{n_{si}} I[x_i]. \quad (51)$$

O resultado da Equação 51 é uma estimativa da probabilidade de falha dada pela Equação 50. O cálculo da probabilidade de falha se resume a dividir o número de simulações, nos quais o sistema ficou no domínio de falha, denominado  $n_f$ , pelo número total de simulações realizadas. Deste modo, tem-se:

$$\hat{P}_f \cong \frac{n_f}{n_{si}}. \quad (52)$$

Como a amostra tem um tamanho finito o valor encontrado para a probabilidade de falha é aproximado, sujeito a um erro estatístico. Quanto maior for o número realizado de simulações, mais próxima da probabilidade de falha analítica encontrada pela Equação 50. Uma amostra de tamanho infinito apresentaria a probabilidade de falha exata (BECK, 2019). Desta maneira, quanto maior for o número de simulações realizados, maior será a precisão. A Figura 35 ilustra o método da simulação de Monte Carlo, com o sorteio das variáveis aleatórias e a avaliação da equação de estado limite.

Figura 35: Simulação de Monte Carlo.



Fonte: adaptado de Sorensen (2004)

Comumente, nos problemas de confiabilidade estrutural em situação normal, as probabilidades de falha são pequenas (da ordem de  $10^{-3}$  a  $10^{-6}$ ). Para o cálculo da probabilidade de falha de estruturas em situação de incêndio é necessário considerar também a probabilidade de ignição e a probabilidade de *flashover* (MARAVEAS *et al.* 2015), o que faz com que a probabilidade de falha seja ainda menor que a de estruturas em situação normal. Consequentemente, é necessário realizar um número considerável de simulações para se obter respostas suficientemente precisas. Uma forma de avaliar quantitativamente a incerteza da simulação e o número de simulações necessárias para realização de uma análise de confiabilidade é por meio da análise de variância da probabilidade de falha (BECK, 2019). O coeficiente de variação da probabilidade de falha pode ser calculado pela Equação 53.

$$CV_{P_f} \cong \frac{1}{\sqrt{n_{st} \cdot P_f}}. \quad (53)$$

### 2.6.2 Análise de sensibilidade das variáveis aleatórias

Os fatores de sensibilidade mostram a importância relativa de cada variável aleatória para a probabilidade de falha. A sensibilidade da probabilidade de falha a pequenas mudanças nas variáveis aleatórias pode fornecer informações úteis na avaliação da variação estatística da resposta da equação de estado limite (CHOI *et al.*, 2007).

Para o método da simulação de Monte Carlo, pode-se utilizar o método de análise de sensibilidade de Sobol (1993, 2001). Este método é baseado na decomposição da variância da resposta do modelo aleatório em somatórios de variâncias dos parâmetros de entrada, pelo aumento da dimensão da função de entrada (ZHANG *et al.* 2015). Supõe-se que o modelo matemático é descrito pela função  $g(\mathbf{x})$ , em que  $\mathbf{x} = (x_1, \dots, x_n)$  são os parâmetros de entrada e considera-se que cada parâmetro está contido em um intervalo unitário  $[0, 1]$  (ZHANG *et al.* 2015).  $g(\mathbf{x})$  é uma variável aleatória com média  $g_0$  e variância  $D$  conforme apresentado nas equações a seguir:

$$g_0 = \int_0^1 g(x) dx, \quad (54)$$

$$D = \int_0^1 g^2(x) dx - g_0^2 . \quad (55)$$

Pode-se decompor  $g(\mathbf{x})$  em:

$$g(x) = g_0 + \sum_{i=1}^n g_{i_1, \dots, i_n}(x_{i_1}, \dots, x_{i_n}) . \quad (56)$$

Elevando ao quadrado a Equação 56, obtém-se:

$$D = \sum_{i=1}^n \sum_{i_1 < \dots < i_n} D_{i_1, \dots, i_n} , \quad (57)$$

onde:

$$D_{i_1, \dots, i_n} = \int g_{i_1, \dots, i_n}^2(x_{i_1}, \dots, x_{i_n}) dx_{i_1}, \dots, x_{i_n} . \quad (58)$$

Os índices de sensibilidade de Sobol para os parâmetros são dados por (SOBOL, 1993):

$$S_{i_1, \dots, i_n} = \frac{D_{i_1, \dots, i_n}}{D} , \quad (59)$$

em que  $S_{i_1, \dots, i_n}$  são os índices de sensibilidade global,  $D$  é a variância e  $D_{i_1, \dots, i_n}$  é somatório das variâncias de cada uma das variáveis aleatórias e da variabilidade conjunta entre elas.

O somatório dos índices de sensibilidade deve ser igual a 1, como apresentado na Equação 60 (SOBOL, 1993):

$$\sum_{i=1}^n \sum_{i_1 < \dots < i_n} S_{i_1, \dots, i_n} = 1 . \quad (60)$$

### 2.6.3 Erro de modelo e coeficiente de variação

O erro de modelo pode ser utilizado para avaliar a qualidade do modelo na representação do fenômeno real. Segundo Gomes e Beck (2021), o erro do modelo é geralmente representado por uma variável aleatória, que pode ser aplicada para reduzir as diferenças entre a previsão do modelo e o resultado real. Esta variável pode ser representada por uma função de densidade de probabilidades ou, simplesmente, por uma média e um desvio-padrão (MELCHERS E BECK, 2018). O seu cálculo é importante para realizar a análise de confiabilidade estrutural. Existem dois tipos de erros de modelo: aditivos e multiplicativos (MAES, 1996). Em aplicações de Engenharia Civil, o tipo mais utilizado é o multiplicativo, pois as equações de projeto comumente contêm fatores parciais ou fatores de segurança, que são de natureza multiplicativa (MAES, 1996). A multiplicação do resultado do modelo pelo erro do modelo é uma tentativa de compensar o erro associado (MAES, 1996). Para as ligações de estruturas de madeira em situação de incêndio, a diferença e a variabilidade entre os tempos de falha experimental e os obtidos por modelos é significativa, em função da variabilidade intrínseca do comportamento das ligações e das limitações dos modelos em representar o fenômeno real. O erro do modelo pode ser utilizado como variável aleatória na análise de confiabilidade e para a avaliação da qualidade do modelo. O erro do modelo é determinado pela Equação 66, como sendo a razão entre os resultados do modelo numérico e dos resultados experimentais.

$$\varepsilon_m = \frac{R_{exp}}{R_{num}} , \quad (61)$$

em que  $\varepsilon_m$  é o erro de modelo,  $R_{exp}$  é o resultado obtido experimentalmente e  $R_{num}$  é o resultado obtido por meio do modelo numérico. Segundo Beck (2019), um “bom” modelo tem média próxima de um valor unitário e com coeficiente de variação menor que 10%, sendo este último definido pela Equação 62:

$$C_V = \frac{\sigma_\varepsilon}{\mu_\varepsilon} , \quad (62)$$

em que  $C_v$  é o coeficiente de variação,  $\sigma_\epsilon$  é o desvio-padrão do erro de modelo, e  $\mu_\epsilon$  é a média do erro de modelo.

#### 2.6.4 Representatividade do modelo

Na implementação de modelos, é importante quantificar a representatividade destes com relação ao fenômeno a ser simulado. A avaliação da representatividade de modelos pode ser realizada por meio das métricas: coeficiente de determinação  $R^2$  (Steeverberg *et al.*, 2010, Chirico e Gramatica, 2011); coeficiente de correlação de concordância ( $CCC$ ) (Chirico e Gramatica, 2011, Chirico e Gramatica, 2012, Gramatica e Sangion, 2016); erro médio relativo ( $MRE$ ). Estas métricas foram utilizadas por Cabrero e Yurrita (2018). Cabrero e Yurrita (2018) recomendam a utilização de mais de uma métrica para avaliar a representatividade do modelo. O coeficiente de determinação  $R^2$ , calculado por meio da Equação 63, é usado para verificar o ajuste de modelos.

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{n=1}^n (y_i - f_i)^2}{\sum_{n=1}^n (y_i - y_{m\acute{e}d\acute{o}})^2}, \quad (63)$$

onde  $y_i$  são os valores experimentais observados,  $f_i$  são os valores obtidos pelos modelos e  $y_{m\acute{e}d\acute{o}}$  é a média dos valores experimentais. Um valor mínimo confiável para o coeficiente  $R^2$ , recomendado por Chirico e Gramatica (2012), é de 0,7. O coeficiente de correlação de concordância ( $CCC$ ) foi proposto por Lin (1989) e é calculado por meio da Equação 64.

$$CCC = \frac{2 \sum_{n=1}^n (f_i - f_{m\acute{e}d\acute{o}})(y_i - y_{m\acute{e}d\acute{o}})}{\sum_{n=1}^n (f_i - f_{m\acute{e}d\acute{o}})^2 + \sum_{n=1}^n (y_i - y_{m\acute{e}d\acute{o}})^2 + n(f_{m\acute{e}d\acute{o}} - y_{m\acute{e}d\acute{o}})^2}, \quad (64)$$

onde  $n$  é o número de experimentos e  $f_{m\acute{e}d\acute{o}}$  é a média dos valores obtidos pelos modelos. Um valor mínimo confiável para o coeficiente  $CCC$ , recomendado por Chirico e Gramatica (2011), é de 0,85. O erro médio relativo ( $MRE$ ) pode ser calculado pela Equação 65 (Cabrero e Yurrita, 2018).

$$MRE = \frac{1}{n} \frac{\sum_{i=1}^n y_i - f_i}{\sum_{i=1}^n y_{m\text{\'edio}}}.$$
 (65)

### 2.6.5 Distribuições usuais de variáveis aleatórias

As variáveis aleatórias usadas nos modelos e na definição do comportamento do erro de modelo podem ser descritas por funções de densidade de probabilidade (FDP). Algumas destas distribuições de probabilidades de particular interesse neste trabalho são: Exponencial, Gamma, Gumbel, Logística, Lognormal, Normal, Rayleigh, Weibull, as quais têm suas funções e parâmetros apresentados na Tabela 10.

Forbes *et al.* (2011) descrevem as principais distribuições de probabilidades, suas funções e propriedades gerais. A distribuição Exponencial é a distribuição de probabilidades do tempo entre eventos em um Processo de Poisson, o qual apresenta a propriedade de que cada ponto é estocasticamente independente para todos os outros pontos do processo (FORBES *et al.*, 2011). Ela é utilizada em confiabilidade estrutural para modelar taxas de risco constantes, devido a propriedade de falta de memória desta distribuição. A distribuição Gamma inclui as distribuições qui-quadrado e exponencial como casos especiais (FORBES *et al.*, 2011). É frequentemente usada para modelar tempos de espera. A distribuição Gumbel foi desenvolvida para modelar a distribuição do máximo (ou mínimo) de um número de amostras de várias distribuições. Ela é utilizada para representar extremos de fenômenos ambientais, foi originalmente aplicada na estimativa de níveis de inundação de rios (FORBES *et al.*, 2011). A distribuição Logística é usada para modelar crescimento, ela também é utilizada na análise de sobrevivência (FORBES *et al.*, 2011). A distribuição Lognormal é aplicável a variáveis aleatórias que são limitadas por zero, mas possuem alguns valores muito grandes (FORBES *et al.*, 2011). A distribuição resultante é assimétrica e positivamente enviesada. Ela é utilizada para representar medições na engenharia, como comprimentos, resistência dos materiais. A distribuição Normal é aplicável a uma ampla gama de fenômenos e é a distribuição mais amplamente utilizada em estatística (FORBES *et al.*, 2011). Quantidades físicas que se espera serem a soma de muitos processos independentes, como erros de medição, geralmente têm distribuições quase normais. A distribuição de Rayleigh é frequentemente observada quando a magnitude geral de um vetor está relacionada a seus componentes direcionais, um exemplo é quando a velocidade do vento é analisada em duas direções (FORBES *et al.*, 2011). A

distribuição Weibull é comumente usada para descrever o tempo de vida em aplicações de confiabilidade, pode representar taxas de falha decrescentes, constantes ou crescentes (FORBES *et al.*, 2011).

Tabela 10: Distribuições de probabilidade contínuas (FORBES *et al.*, 2011).

Distribuição	$f_X(x)$	Média ( $\mu$ )	Variância ( $\sigma^2$ )
Exponencial	$\lambda \cdot \exp(-\lambda \cdot x)$	$\frac{1}{\lambda}$	$\frac{1}{\lambda^2}$
Gamma	$\left(\frac{x}{b}\right)^{c-1} \cdot \frac{\exp\left(-\frac{x}{b}\right)}{b \cdot \Gamma(c)} (*)$	$b \cdot c$	$b^2 \cdot c$
Gumbel	$\left(\frac{1}{b}\right) \cdot \exp\left[\frac{-(x-a)}{b}\right] \cdot \exp\left\{-\exp\left[-\frac{(x-a)}{b}\right]\right\}$	$a - b \cdot \Gamma'(1)$	$\frac{b^2 \cdot \pi^2}{6}$
Logística	$\frac{\exp\left[-\frac{(x-\mu)}{s}\right]}{s \cdot \left\{1 + \exp\left[-\frac{(x-\mu)}{s}\right]\right\}^2}$	$\mu$	$\frac{s^2 \cdot \pi^2}{3}$
Lognormal	$\frac{1}{x \cdot \sigma \cdot \sqrt{2\pi}} \exp\left[\frac{-(\log x - \mu)^2}{2\sigma^2}\right]$	$\exp(\mu) \cdot \exp\left(\frac{1}{2}\sigma^2\right)$	$\exp(\mu) \cdot \exp(\sigma^2) \cdot [\exp(\sigma^2) - 1]$
Normal	$\frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right)^2\right]$	$\mu$	$\sigma^2$
Rayleigh	$\frac{x}{\sigma^2} \cdot \exp\left(-\frac{x^2}{2\sigma^2}\right)$	$\sigma\sqrt{\frac{\pi}{2}}$	$\frac{4-\pi}{2}\sigma^2$
Weibull	$\left(\frac{B \cdot x^{B-1}}{A^B}\right) \exp\left[-\left(\frac{x}{A}\right)^B\right]$	$A \cdot \Gamma\left[\frac{(B+1)}{B}\right]$	$A^2 \cdot \left\{\Gamma\left[\frac{(B+2)}{B}\right] - \Gamma\left[\frac{(B+1)}{B}\right]\right\}$

\*  $\Gamma(\cdot)$  é a função Gamma;

\*\*  $\Gamma'(1) = -0,57722$  é a primeira derivada da função Gamma, avaliada em 1.

Fonte: elaborado pelo autor

## 2.6.6 Inferência estatística

Para o ajuste de curvas de distribuições de probabilidade a partir de dados, são utilizados métodos de estimação, em que os parâmetros das distribuições de probabilidades que melhor descrevem a distribuição desejada são encontrados por meio de técnicas de otimização. Algumas dessas técnicas são os estimadores de máxima verossimilhança e os estimadores de mínimos quadrados (EHLERS, 2009). O estimador de máxima verossimilhança (*EMV*) pode ser utilizado no ajuste de distribuições que representam as variáveis aleatórias das propriedades mecânicas dos materiais, pelos dados obtidos. A função de verossimilhança de um parâmetro  $\theta$ , associada à distribuição de probabilidades de uma variável aleatória  $X$ , é representada por  $l(\theta;x)$ , conforme Ehlers (2009). Dado o parâmetro  $\theta$ , ela associa probabilidades de ocorrência a

cada valor possível de  $x$ , sendo  $x$  uma realização da variável aleatória  $X$ . Esta probabilidade corresponde a  $p(x|\theta)$  conforme indica a Equação 66:

$$p(x|\theta) = l(\theta; x), \quad (66)$$

Para uma amostra aleatória de  $p(x|\theta)$ , a função de verossimilhança de  $\theta$  que correspondente a esta amostra (EHLERS, 2009) é dada por:

$$l(\theta; x) = \prod_{i=1}^n p(x_i|\theta), \quad (67)$$

onde  $x_i$  são as realizações da variável aleatória.

O estimador de mínimos quadrados (*EMQ*) (EHLERS, 2009) pode ser definido considerando uma amostra aleatória das variáveis aleatórias  $Y_1, Y_2, \dots, Y_n$  tomada de uma distribuição tal que  $E(Y_i|\theta) = f_i(\theta)$  e  $\text{VAR}(Y_i|\theta) = \sigma^2$ . O método dos mínimos quadrados consiste em estimar  $\theta$  de modo a minimizar a diferença entre os valores observados de uma amostra e seus respectivos valores esperados ( $Y_i - f_i(\theta)$ ). Para que se penalize igualmente erros positivos e negativos, uma função quadrática pode ser utilizada. A função resultante pode ser escrita da seguinte forma:

$$S(\theta) = \sum_{i=1}^n (Y_i - f_i(\theta))^2. \quad (68)$$

O valor  $\hat{\theta}$  obtido é chamado de estimador de mínimos quadrados (*EMQ*) de  $\theta$ .

Para a aplicação do método dos mínimos quadrados, não é necessário assumir nenhuma distribuição de probabilidades. Segundo Ehlers (2009), este é um dos motivos para a grande utilização do mesmo. Se os dados tiverem distribuição normal, o procedimento coincide com a estimação de máxima verossimilhança, a minimização da soma dos quadrados dos erros é equivalente a maximizar a função de verossimilhança (EHLERS, 2009).

Para avaliar a qualidade relativa entre modelos estatísticos do ajuste realizado, utilizam-se critérios de informação, tais como o critério de informação de Akaike e o critério de informação Bayesiano (EHLERS, 2009). O critério de informação de Akaike (*AIC*)

(EHLERS, 2009) fornece uma ferramenta para a avaliação da qualidade relativa entre modelos estatísticos. Vale ressaltar que o critério não fornece uma avaliação no sentido absoluto da qualidade do modelo. Por exemplo, se todas as diferentes distribuições ajustadas candidatas a representar os dados o façam de forma pobre, o critério não fornecerá uma avaliação sobre este aspecto.

Akaike (1974) definiu um critério de informação aplicando o logaritmo à função de verossimilhança e considerando que o viés (que é a distorção sistemática entre a medida de uma variável estatística e o valor real da grandeza a estimar) é dado assintoticamente pelo número de parâmetros a serem estimados no modelo, denominado por  $p$ . Assim o critério de informação é dado pela Equação 69:

$$AIC = -2\log l(\hat{\theta}) + 2(p) . \quad (69)$$

O  $AIC$  recompensa o melhor ajuste de distribuição pela avaliação da função de verossimilhança e também inclui uma penalidade, que é uma função crescente do número de parâmetros estimados. A penalidade desencoraja o sobreajuste (quando o modelo estatístico se ajusta em demasiado ao conjunto de dados), pois o aumento do número de parâmetros no modelo quase sempre resulta em um melhor ajuste (EHLERS, 2009).

Para aplicar o  $AIC$  na prática, seleciona-se um conjunto de modelos candidatos. Na sequência, são encontrados os valores de  $AIC$  dos modelos. Quase sempre, haverá perda de informação devida à utilização de um modelo candidato para representar o modelo “verdadeiro”. Deseja-se selecionar, dentre os modelos candidatos, aquele que minimiza a perda de informação. O modelo relativamente melhor é aquele que apresenta menor valor de  $AIC$  (EHLERS, 2009).

O critério de informação Bayesiano ( $BIC$ ) possui a mesma característica (relativa) do  $AIC$  acerca da informação fornecida. Segundo Emiliano (2010), a diferença entre os critérios de informação é que o  $BIC$  tem desempenho superior ao do  $AIC$ , para amostras grandes, e equivale ao  $AIC$ , para amostras de tamanho pequeno. Segundo este autor, amostras com tamanho pequeno têm menos que 500 realizações.

Schwartz (1978) propôs o critério de informação Bayesiano por meio da Equação 70:

$$BIC = -2\log[f(x_n | \theta)] + p\log(n) , \quad (70)$$

sendo  $f(x_n | \theta)$  o modelo estatístico,  $p$  é o número de parâmetros a serem estimados e  $n$  é o número de observações da amostra.

### 2.6.7 Confiabilidade de ligações de estruturas de madeira à temperatura ambiente

A confiabilidade de estruturas de madeira em condições de temperatura ambiente foi investigada de maneira ampla por Köhler (2007), o qual apresentou uma abordagem probabilística para as propriedades mecânicas da madeira. Este autor abordou a modelagem de confiabilidade estrutural de ligações parafusadas de estruturas de madeira, para ligações com um ou múltiplos parafusos. A modelagem para as ligações com um único parafuso baseia-se na teoria de Johansen (1949) e, para o modo de falha frágil por fissuração, baseia-se no trabalho de Jorissen (1998). O modelo probabilístico proposto por ele considera como variáveis aleatórias a massa específica da madeira, o módulo de elasticidade da madeira e o momento de escoamento do aço do parafuso. A modelagem para múltiplos parafusos é dependente da modelagem para um parafuso. Para isso são apresentados esquemas de análise de ligações com um parafuso, levando em consideração os diferentes modos de falha possíveis. Nas análises, foram utilizados o método de confiabilidade de primeira ordem (*First Order Reliability Method* - FORM) e a técnica da simulação de Monte Carlo e. O trabalho de Köhler (2007) foi utilizado como base para a seção de estruturas de madeira do *Probabilistic Model Code* (JCSS, 2015).

A confiabilidade estrutural de ligações de madeira à temperatura ambiente foi abordada em trabalhos como os de Drummond e Kermani (2003), Jockwer *et al.* (2015), e Jockwer *et al.* (2018). Drummond e Kermani (2003) estudaram a confiabilidade estrutural de ligações pregadas submetidas a um momento fletor, por meio do método de primeira ordem e segundo momento (*First Order Second Moment* - FOSM). Neste estudo, foi realizado um estudo paramétrico variando a configuração geométrica das ligações, o número e o tamanho dos pregos e a carga aplicada nas ligações, no qual constatou-se que a confiabilidade da ligação aumentou significativamente devido ao aumento do tamanho e/ou número de pregos empregados. Jockwer *et al.* (2015) avaliaram o comportamento estrutural de ligações parafusadas de múltiplos parafusos de ligações submetidas a um carregamento perpendicular à direção da fibra e indicaram, por meio de uma análise de confiabilidade estrutural, os valores característicos das propriedades dos materiais e os fatores parciais de segurança. Jockwer *et al.*

(2018) avaliaram o comportamento de falha de ligações de múltiplos parafusos por meio da confiabilidade estrutural, a qual foi realizada por meio da simulação de Monte Carlo para a obtenção da probabilidade de falha. Neste trabalho, foi demonstrado que a variabilidade da capacidade de carga das ligações é função da variabilidade das propriedades do material e que, para a obtenção de índices de confiabilidade maiores, é preferível a busca por modos de falha dúcteis, os quais apresentam baixa variabilidade na capacidade de carga das ligações. A partir dos trabalhos encontrados na literatura, fica evidenciado o potencial da utilização de uma abordagem probabilística para a avaliação de ligações de estruturas de madeira, que pode servir como base para avaliação de ligações de madeira em situação de incêndio. Estes trabalhos fornecem informações como a variabilidade da massa específica da madeira e da resistência ao escoamento do aço em temperatura ambiente para serem utilizadas como variáveis aleatórias.

### **2.6.8 Confiabilidade de estruturas de madeira em situação de incêndio**

A confiabilidade de estruturas de madeira em condições de incêndio foi abordada em trabalhos como de Clancy (1999), Vaidogas e Juocevicius (2008), Linkutė *et al.* (2010), Cheung *et al.* (2011) e Marcolan Júnior e Moraes (2019). Clancy (1999) obteve o tempo e a probabilidade de falha de paredes de madeira em situação de incêndio por meio de um modelo termomecânico desacoplado para que fosse possível a realização da análise de confiabilidade. Para a análise de transferência de calor, foi utilizado um método numérico baseado no método das diferenças finitas. Na sequência, o modelo estrutural foi avaliado com a distribuição de temperatura na parede. Para o cálculo da probabilidade de falha, foi utilizada a simulação de Monte Carlo juntamente com o modelo termomecânico. Neste trabalho, foram avaliadas as variabilidades das propriedades térmicas, comparando campos de temperatura medidos experimentalmente e obtidos pelo modelo. Observou-se que, utilizando coeficientes de variações baixos, da ordem de 2%, foram obtidas as menores diferenças entre os campos de temperatura experimentais e numéricos, apontando que a variabilidade das propriedades térmicas da madeira não teve uma influência significativa no campo de temperatura das paredes de madeira avaliadas. Vaidogas e Juocevicius (2008) propuseram um procedimento para estimar a probabilidade de falha de estruturas de madeira em situação de incêndio, utilizando uma função de fragilidade, obtida por meio da simulação de Monte Carlo, a qual permitiu relacionar a probabilidade obtida via simulação computacional com a probabilidade de falha da

estrutura submetida a um incêndio. Ainda, este trabalho apontou que a principal variável da função de fragilidade foi a taxa de carbonização da madeira. Linkutè *et al.* (2010) descreveram uma abordagem para estimar a probabilidade de falha pelo desenvolvimento de uma função de fragilidade para uma estrutura de madeira exposta aos danos de incêndio, utilizando o método da simulação de Monte Carlo. A função de fragilidade desenvolvida relaciona resultados de probabilidade de incêndios em potencial obtidos por simulações computacionais com a probabilidade de que uma estrutura exposta vá falhar durante este incêndio. A função de fragilidade considerada utiliza o fato de que o dano de uma estrutura de madeira pode ser expresso pela profundidade da camada carbonizada. Cheung *et al.* (2011) utilizaram o FORM e a simulação de Monte Carlo para avaliar a confiabilidade estrutural de vigas de madeira submetidas à flexão em situações normal e de incêndio. Foi utilizado o método da seção reduzida para a consideração dos efeitos da degradação da madeira em situação de incêndio, no qual a taxa de carbonização da madeira foi considerada como uma variável aleatória, ajustada a partir de dados experimentais. Marcolan Júnior e Moraes (2019) analisaram a confiabilidade estrutural de pilares de madeira simplesmente apoiados com seção transversal retangular e diferentes relações base e altura, em situação de incêndio. A probabilidade geral de falha de um pilar foi obtida associando os critérios de falha por compressão, estabilidade lateral e flexo-compressão, em um sistema em série. Foi adotado o modelo da seção reduzida para a consideração da degradação da madeira exposta ao incêndio e o método de confiabilidade de primeira ordem (FORM). Neste trabalho as principais variáveis aleatórias do problema foram a ação variável, a resistência à compressão da madeira, o erro de modelo e a taxa de carbonização da madeira. A quantidade de trabalhos que adotam ferramentas de confiabilidade para avaliação de estruturas de madeira em situações de incêndio ainda é pequena. No entanto, a confiabilidade estrutural pode ser uma alternativa para a avaliação da segurança de estruturas de madeira em situação de incêndio, pois a madeira é um material natural e que apresenta uma variabilidade elevada para as propriedades mecânicas e seus elementos podem estar sujeitos a esforços altamente aleatórios em uma situação de incêndio.

A confiabilidade de ligações de múltiplos parafusos em situação de incêndio foi investigada por Marcolan Júnior e Moraes (2019). Para fazê-lo, os autores apresentaram um modelo simples para calcular o tempo de ruptura das ligações, o qual era baseado na teoria de Johansen (1949) e na taxa de carbonização da madeira. Neste trabalho, apontou-se a necessidade da utilização de um modelo térmico capaz de descrever o campo de temperatura

em situação de incêndio, pois a diferença entre os resultados do modelo e os valores experimentais encontrados na literatura foi significativo.

Apesar dos estudos disponíveis abordarem a confiabilidade de estruturas de madeira, tanto em situação normal quanto de incêndio, não foram encontrados trabalhos sobre ligações de madeira com múltiplos parafusos em situação de incêndio. Em nenhum dos trabalhos analisados foi utilizado o método dos elementos finitos juntamente com a confiabilidade estrutural. Os trabalhos indicam que existe a necessidade de estudos mais aprofundados acerca do comportamento probabilístico de elementos de madeira em situação normal e de incêndio.

#### **2.6.9 Conclusões parciais sobre confiabilidade estrutural**

Existe uma lacuna no estudo do comportamento probabilístico de ligações de madeira em situação de incêndio. Considerando que a madeira é um material natural, que apresenta uma variabilidade elevada para as propriedades mecânicas e que seus elementos podem estar sujeitos a esforços altamente aleatórios em uma situação de incêndio, a análise de confiabilidade de ligações de madeira em situação de incêndio é necessária para a realização e o desenvolvimento de uma avaliação de segurança mais precisa. Como apontado, a utilização de um modelo baseado no método da seção reduzida não levou a resultados satisfatórios. Desta forma, faz-se necessária a realização de uma análise de confiabilidade estrutural com um modelo que considere o campo de temperatura no interior da ligação. Uma alternativa é a realização de uma análise de confiabilidade em conjunto com um modelo térmico baseado no método dos elementos finitos e um modelo mecânico baseado no método das propriedades reduzidas.

A consideração do erro de modelo como uma variável aleatória é fundamental, pois a diferença e a variabilidade entre os tempos de falha experimental e os obtidos por modelos é significativa, em função da variabilidade intrínseca do comportamento das ligações e das limitações dos modelos em representar o fenômeno real. Este erro de modelo deve ser definido, uma vez que não foram encontrados trabalhos na literatura com sua determinação. Também, é importante avaliar a representatividade do modelo com relação ao fenômeno simulado, a qual, pode ser realizada por meio do cálculo de métricas específicas.

## 2.7 PROJETO DE EXPERIMENTOS COM MÚLTIPLAS VARIÁVEIS

O desempenho termomecânico das ligações em situação de incêndio depende de fatores como: carregamento aplicado na ligação durante o incêndio, geometria das ligações, propriedades térmicas do aço e da madeira e resistências mecânicas do aço e da madeira. Porém é necessário determinar os fatores mais importantes e como eles interagem entre si. Esta avaliação é um subsídio para a definição das geometrias das ligações utilizadas para a elaboração de ábacos de tempo de falha das ligações em situação de incêndio.

Ábacos para a obtenção do tempo de falha de ligações em situação de incêndio são ferramentas importantes e úteis, pois fornecem resultados expeditos do comportamento da ligação, facilitando a idealização de um projeto/anteprojeto de estruturas de madeira, uma vez que a modelagem termomecânica destes elementos é complexa e pode exigir um tempo considerável de trabalho para sua implementação. Embora, um projeto de estruturas de madeira necessita que todas as verificações de segurança devem ser efetuadas e atendidas.

A determinação dos principais fatores pode ser realizada por meio de um projeto experimental com as combinações entre os parâmetros a serem analisados, as quais podem resultar em um número considerável de combinações e necessitar de um número elevado de repetições de cada experimento (MONTGOMERY e RUNGER, 2014). Para cada uma dessas combinações, são necessários ensaios experimentais de ligações expostas à ação térmica segundo curvas de incêndio padrão, os quais são custosos e realizados em quantidades estatisticamente pequenas. A utilização de simulações numéricas é uma alternativa para este estudo, possibilitando a criação de um plano experimental, economicamente viável, de combinação de configurações das ligações. A realização de repetições de simulações numéricas pode ser feita por meio do método da Simulação de Monte Carlo. Entretanto, as simulações numéricas destas ligações apresentam um alto custo computacional, onerando a realização de uma grande quantidade de simulações em função do tempo de processamento elevado. Uma alternativa para a redução no número de combinações é a utilização do método Taguchi (ROY, 2010) em conjunto com a análise de variância (ANOVA) (ROY, 2010). A seguir, serão apresentados os métodos do projeto de experimentos fatorial e Taguchi.

### 2.7.1 Projeto de experimentos fatorial

A técnica de definir e de investigar todas as condições possíveis em um experimento envolvendo múltiplos fatores é conhecida como projeto de experimentos fatorial, sendo este um dos métodos mais utilizados. Porém ele pode ser limitante para experimentos com um número elevado de fatores a serem analisados (MONTGOMERY e RUNGER, 2014). Apesar deste método envolver todas as possibilidades de combinação de fatores, ele pode demandar um grande número de experimentos para permitir a avaliação dos parâmetros em questão. Segundo Roy (2010), para esta técnica de projeto, o número de experimentos  $N$  é calculado pela Equação 71.

$$N = L^m , \quad (71)$$

onde  $L$  o número de níveis para cada fator considerado na análise e  $m$  o número de fatores. Por exemplo, uma análise com 15 fatores e 2 níveis para cada fator resulta em  $2^{15}$  (32768) possíveis combinações. Estas combinações podem ser reduzidas pelo método Taguchi (ROY, 2010).

### 2.7.2 Método Taguchi em conjunto com a ANOVA

O método Taguchi foi desenvolvido por Genichi Taguchi com a intenção de melhorar a qualidade de produtos e de processos, nos quais o desempenho depende de vários fatores (ROY, 2010). Segundo Roy (2010), trata-se de um método padrão para a redução de experimentos e para a análise dos resultados, com o qual é possível produzir uma análise com alto grau de consistência e de reproduzibilidade. O método utiliza uma seleção limitada de experimentos por meio de tabelas padronizadas que utilizam matrizes ortogonais, as quais produzem a maior quantidade de informações possíveis, a partir de uma fração das combinações definidas dos experimentos fatoriais (ROY, 2010), diminuindo o custo da avaliação. Tabelas padronizadas para diferentes números de fatores e de níveis de análise podem ser encontradas em Roy (2010). A avaliação da influência dos fatores no resultado pode ser realizada comparando, para cada fator, a diferença entre as médias dos diferentes níveis. Quanto maior a diferença no resultado entre os diferentes níveis, maior é a influência daquele fator na análise.

Como o projeto de experimentos é apenas um conjunto selecionado de combinações de fatores, a análise do projeto de experimentos deve incluir uma análise de confiança para qualificar os resultados. Para esta análise de confiança, é utilizada a técnica da análise de variância (ANOVA), na qual as influências relativas dos fatores na variação dos resultados são determinadas pela comparação de suas variâncias (MONTGOMERY e RUNGER, 2014). Como neste trabalho são utilizados experimentos numéricos, uma forma de obtenção de uma amostra de tempos de falha, para a ANOVA, é a utilização do método da Simulação de Monte Carlo. Para a realização da ANOVA para o método Taguchi, é necessário o cálculo do valor total dos resultados ( $T$ ), da média dos resultados ( $\bar{Y}$ ), por meio das equações 72 e 73 (ROY, 2010).

$$T = \sum_{i=1}^n (Y_i) , \quad (72)$$

$$\bar{Y} = \sum_{i=1}^n \frac{Y_i}{n} , \quad (73)$$

onde  $Y_i$  é o resultado de cada experimento  $i$  e  $n$  é o número total de experimentos realizados.

A variância total dos resultados ( $S_T$ ) é uma medida do desvio dos dados experimentais do valor médio dos dados, a qual é calculada por meio da Equação 74:

$$S_T = \sum_{i=1}^n (Y_i - \bar{Y})^2 . \quad (74)$$

A variância de cada fator ( $V_N$ ) é determinada pela soma do quadrado de cada resultado da soma dos experimentos envolvendo o fator ( $S_T$ ), dividido pelos graus de liberdade do fator ( $f_N$ ), como apresentado na Equação 75.

$$V_N = \frac{S_N}{f_N} , \quad (75)$$

onde  $N$  é o fator analisado. O cálculo da variância do erro dos fatores ( $V_e$ ) é realizado por meio da Equação 76.

$$V_e = \frac{S_e}{f_e}. \quad (76)$$

A razão  $F_N$  é usada para medir a significância do fator sob investigação em relação à variância de todos os fatores incluídos no termo de erro. O valor de  $F_N$  obtido na análise é comparado com um valor de tabelas padronizadas para um dado nível de confiança. A razão  $F_N$  de cada fator é a variância do fator dividido pela variância do erro.

$$F_N = \frac{V_N}{V_e}. \quad (77)$$

A razão  $F_e$  do erro é igual a 1.

$$F_e = \frac{V_e}{V_e} = 1. \quad (78)$$

A influência percentual de cada fator é a razão entre a soma dos fatores e o total, apresentada em porcentagem.

$$P_N = \frac{S_N}{S_T} \cdot 100. \quad (79)$$

A influência percentual do erro é a razão entre o somatório dos erros e o total e representa a quantidade de variação na resposta causada por outros fatores além dos fatores controláveis incluídos no experimento.

$$P_e = \frac{S_e}{S_T} \cdot 100. \quad (80)$$

### 2.7.3 Conclusões parciais sobre experimentos com múltiplas variáveis

É necessária a determinação dos principais fatores que influenciam no tempo de falha em situação de incêndio de ligações parafusadas para a definição das geometrias das ligações a serem utilizadas para a elaboração de ábacos. Entre esses fatores, destacam-se o carregamento aplicado na ligação durante o incêndio, a geometria das ligações, as propriedades térmicas do aço e da madeira e as resistências mecânicas do aço e da madeira. O método Taguchi é uma alternativa ao método fatorial, permitindo a utilização de um menor número de experimentos para a realização da avaliação dos principais fatores que influenciam o tempo de falha das ligações em situação de incêndio. Esta redução no número de experimentos é importante devido ao elevado custo computacional para a realização do modelo térmico baseado no método dos elementos finitos e pela quantidade de parâmetros a serem analisados.

### **3 AVALIAÇÃO PROBABILÍSTICA DO TEMPO DE FALHA DE LIGAÇÕES MADEIRA-AÇO-MADEIRA EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO**

Neste capítulo, serão apresentados a metodologia da avaliação do modelo termomecânico probabilístico para a determinação do tempo de falha de uma ligação madeira-aço-madeira em situação de incêndio e os resultados obtidos na pesquisa. A Seção 3.1, contém o desenvolvimento do modelo termomecânico da ligação por pinos metálicos em situação de incêndio, as premissas básicas do modelo termomecânico, os modelos térmico e mecânico, as propriedades termomecânicas da madeira e do aço utilizadas no modelo e a avaliação da representatividade das propriedades térmicas da madeira utilizadas no modelo térmico. Na Seção 3.2, é realizada a validação do modelo térmico baseado no método dos elementos finitos, por meio da comparação de campos de temperaturas experimentais e numéricos e a avaliação da representatividade do modelo térmico. Na Seção 3.3, é apresentada a determinação do erro do modelo termomecânico, por meio do qual foi escolhida a curva de resistência ao embutimento relativa em função da temperatura a ser utilizada no modelo mecânico e a avaliação do desempenho do modelo termomecânico. Na Seção 3.4, consta o desenvolvimento do modelo probabilístico para a determinação da probabilidade do tempo de falha de ligações, com a utilização do método da simulação de Monte Carlo para avaliação da evolução da capacidade de carga da ligação. Por meio do modelo probabilístico é possível realizar a determinação do tempo de falha da ligação, a obtenção do histograma e funções densidade e cumulativa de probabilidades de falha e a avaliação dos modos de falha da ligação. Na Seção 3.5, são apresentados os resultados dos tempos de falha das ligações madeira-aço-madeira a partir das simulações de Monte Carlo, as variáveis aleatórias utilizadas nas análises de confiabilidade estrutural, os histogramas dos tempos e modos de falhas das ligações, a inferência da distribuição probabilística que melhor representa o tempo de falha das ligações em situação de incêndio, os tempos de falha médios e para os percentis de 5% e 20% da distribuição de probabilidade acumulada, a dispersão dos resultados dos tempos de falha e a análise de sensibilidade das variáveis aleatórias do modelo termomecânico. Na Seção 3.6, é realizada a avaliação dos principais fatores que influenciam no tempo de falha por meio do projeto de experimentos pelo método Taguchi em conjunto com a ANOVA. Na Seção 3.7, são apresentados ábacos de tempo de falha para as ligações de estruturas de madeira em situação de incêndio com os parâmetros definidos a partir da análise dos principais fatores.

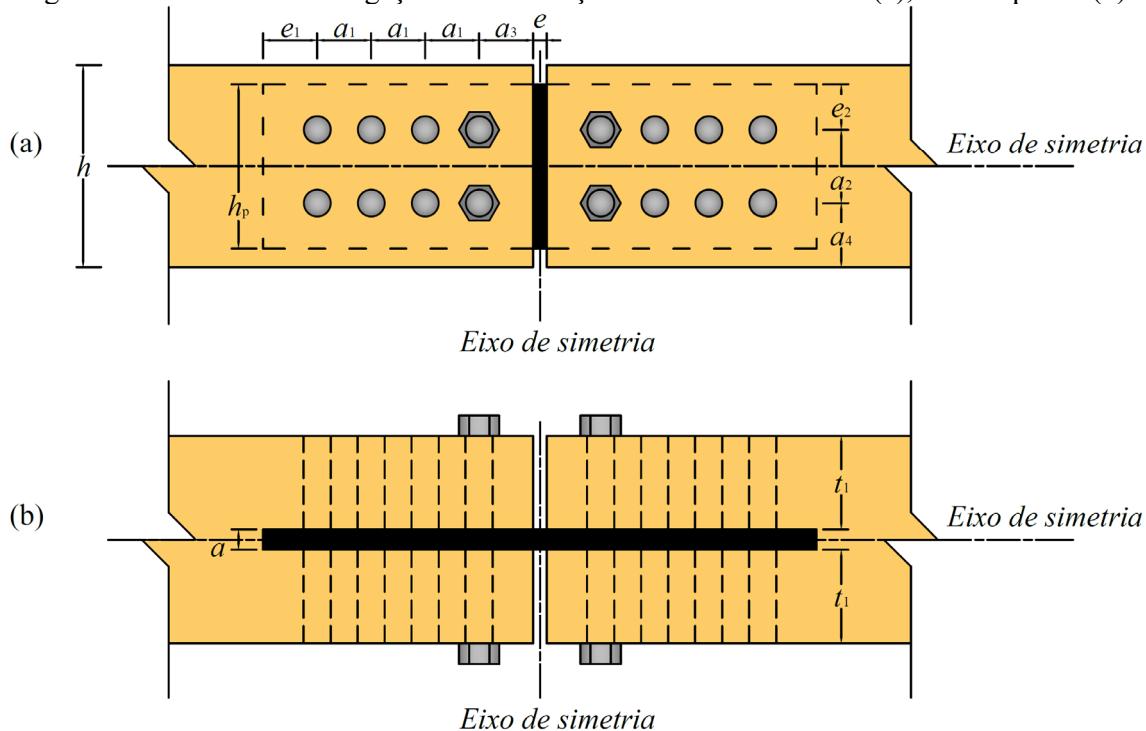
### 3.1 MODELO TERMOMECÂNICO DA LIGAÇÃO POR PINOS METÁLICOS DE ESTRUTURAS DE MADEIRA EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

O modelo termomecânico da ligação por pinos metálicos de estruturas de madeira em situação de incêndio desenvolvido neste trabalho é baseado no método dos elementos finitos, para o modelo térmico e na teoria de Johansen (1949) modificada segundo o método das propriedades reduzidas, para o modelo mecânico. Nesta seção, os seguintes tópicos são apresentados: a delimitação do problema de ligações por pinos metálicos submetidos ao fogo, as premissas básicas para o desenvolvimento do modelo termomecânico para a determinação da capacidade de carga de ligações parafusadas em situação de incêndio, as propriedades termomecânicas da madeira e do aço utilizadas, o modelo térmico utilizado para obter o campo de temperatura das ligações e o modelo mecânico para determinar a capacidade de carga em função da temperatura.

#### 3.1.1 Delimitação do problema

Esta pesquisa é dedicada a ligações do tipo madeira-aço-madeira, não protegidas, com múltiplos parafusos, sujeitas a dois planos de cisalhamento carregados paralelamente às fibras, como a ilustrada na Figura 36. As ligações modeladas são submetidas à ação térmica conforme as curvas de incêndio padrão definidas pelas normas ISO 834 (1999) e ASTM E119 (2007). Elas apresentam três planos de simetria, possuem de 1 a 8 parafusos, dispostos em 1 ou 2 linhas, com diâmetros de 12 a 20 mm e espessura dos membros de madeira de 38 a 100 mm.

Figura 36 – Geometria das ligações madeira-aço-madeira: vista lateral (a), vista superior (b).



Fonte: elaborado pelo autor

### 3.1.2 Premissas básicas do modelo termomecânico

O desenvolvimento do modelo termomecânico das ligações é baseado nas seguintes premissas:

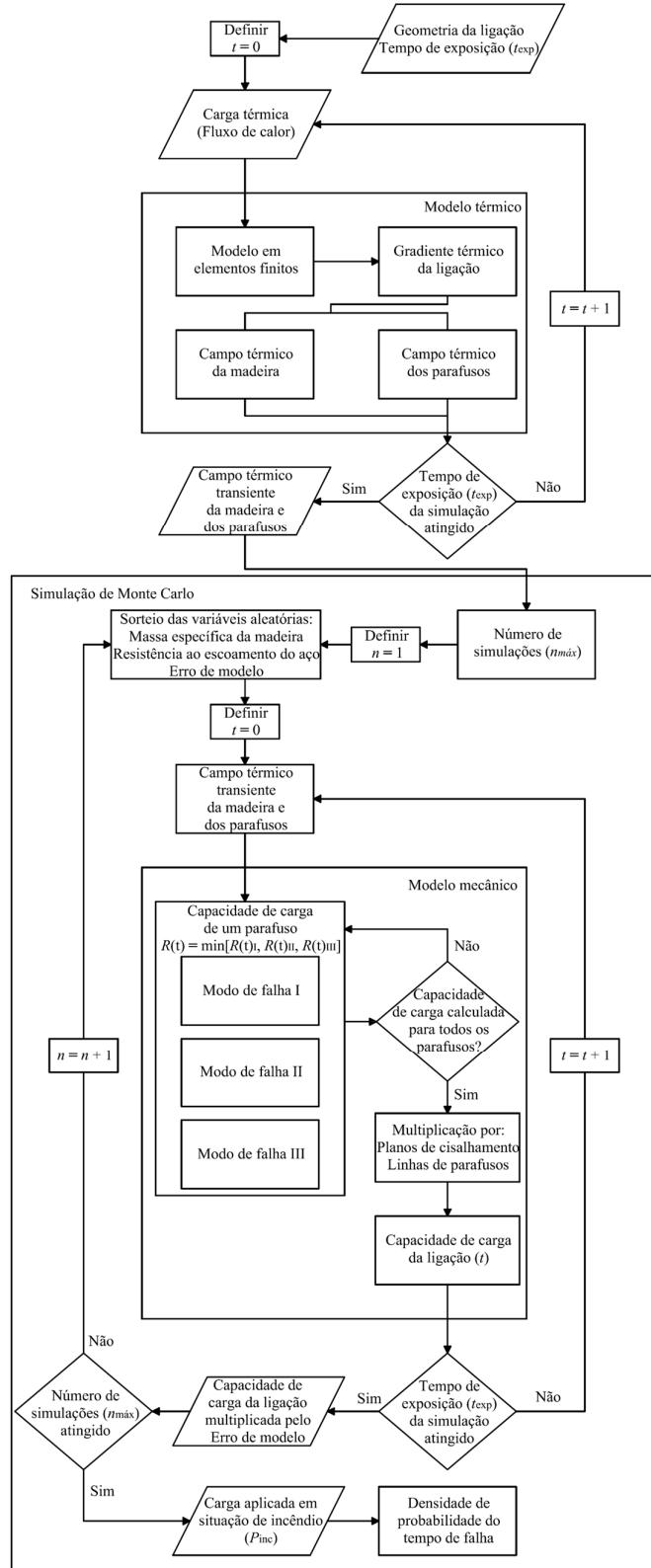
- a madeira e o aço são considerados isotrópicos com relação às propriedades térmicas e estas são função da temperatura do material;
- a transferência de calor se dá no regime transiente. Na superfície externa da ligação, a transferência de calor se dá por convecção e radiação, enquanto que, no interior, ela se dá por condução;
- os contatos entre a madeira, o parafuso e a chapa de aço são considerados perfeitos;
- a evolução da temperatura dos gases segue ou a curva da norma ISO 834 (1999) ou a curva da norma ASTM E119 (2007), dependendo da ligação. Ligações testadas de acordo com a norma ASTM E119 (2007) têm seu fluxo de calor aumentado na simulação numérica, a fim de considerar a inércia térmica proporcionada pelos termopares protegidos presentes nos fornos projetados de acordo com esta norma (SULTAN, 2006);

- apenas a radiação é considerada nas superfícies da chapa de aço expostas ao calor, como nas áreas laterais e entre elementos de madeira (Figura 36). Essas áreas de superfície são recuadas em relação à superfície de madeira externa e o fluxo de calor por convecção pode ser desprezado (Palma, 2017);
- não são consideradas a transferência de massa no interior da madeira e a geração de calor interno devida a reações endotérmicas e exotérmicas da combustão da madeira, sendo representados pela condutividade térmica adotada;
- a madeira carbonizada não sofre fissuração;
- as propriedades mecânicas da madeira e do aço são funções da temperatura;
- a madeira é caracterizada pela resistência ao embutimento, dependendo da direção do carregamento em relação às fibras;
- o aço é considerado isotrópico, caracterizado pelo momento de escoamento dos parafusos;
- a madeira e o aço têm comportamento rígido-plástico perfeito;
- os parafusos estão sujeitos somente a esforços transversais;
- as ligações apresentam 3 modos de falha: por embutimento da madeira, pelos aparecimentos de uma ou três rótulas plásticas no parafuso.

### **3.1.3 Modelo termomecânico**

A modelagem termomecânica das ligações foi desenvolvida em duas fases desacopladas, em razão do alto custo computacional de realizar uma análise acoplada, que inviabilizaria a realização de uma análise probabilística pelo método da simulação de Monte Carlo. A primeira fase foi dedicada à modelagem térmica, pelo método de elementos finitos, para a determinação da evolução do campo de temperatura da ligação ao longo do tempo de exposição ao calor, enquanto que a segunda fase foi dedicada à determinação da capacidade de carga da ligação para cada tempo de exposição ao incêndio obtido na primeira fase. Na Figura 37, é apresentado um fluxograma do modelo termomecânico para o cálculo da capacidade de carga e da probabilidade de falha das ligações ao longo do tempo de exposição ao incêndio.

Figura 37 – Fluxograma do modelo termomecânico.

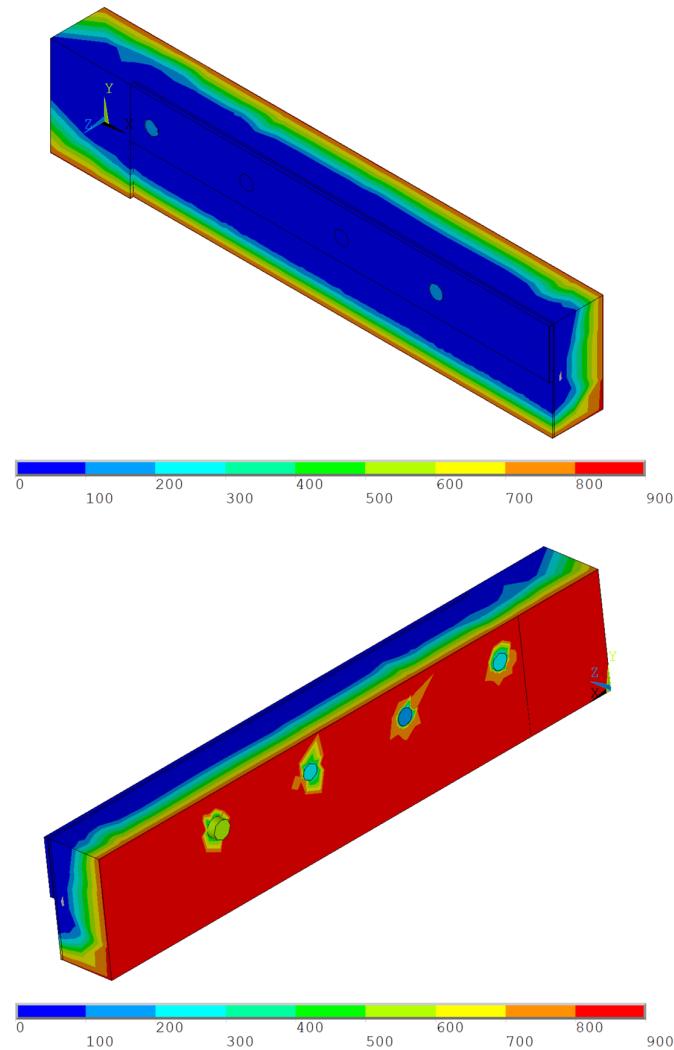


Fonte: elaborado pelo autor

### a) Modelo térmico

Para a realização do modelo mecânico das ligações, é necessária a obtenção dos campos de temperaturas dos parafusos e da madeira ao longo do tempo de exposição ao incêndio, a fim de considerar as propriedades mecânicas dos materiais como função da temperatura. Estes campos são obtidos empregando um modelo em elementos finitos desenvolvido no *software ANSYS* (Figura 38). As condições iniciais de temperatura são definidas a partir dos dados experimentais das ligações modeladas (LAPLANCHE, 2006, CHUO, 2007 e PENG, 2010).

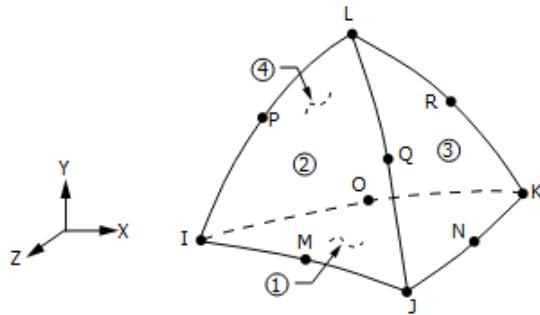
Figura 38 – Campo de temperatura da ligação obtido pelo modelo em elementos finitos.



Fonte: elaborado pelo autor

O modelo térmico da ligação foi desenvolvido usando elemento finito tetraédrico 3D SOLID87 (Figura 39), de 10 nós, com um grau de liberdade em cada nó (ANSYS Inc., 2017). Este elemento é aplicável a análises térmicas estacionárias e transientes.

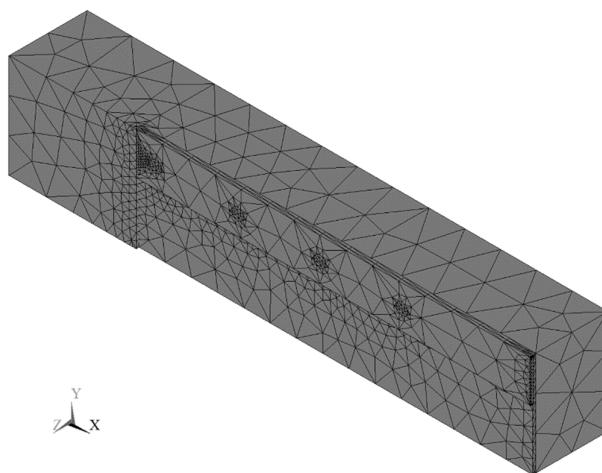
Figura 39 – Elemento finito utilizado.



Fonte: adaptado de ANSYS INC. (2017)

A malha de elementos finitos foi aplicada de forma automática, refinando-a nos locais da ligação com geometria mais complexa como os parafusos, a chapa de aço o contato entre os parafusos e a madeira e os contatos entre a chapa de aço e a madeira (Figura 40). Os modelos térmicos implementados apresentaram em média 36000 nós e 20000 elementos. As análises foram efetuadas em um computador com um processador de 8 núcleos e 32 GB de memória RAM. Em média, cada modelo térmico necessitou 6 horas de processamento e ocupou 60 GB de espaço de memória para ser efetuado.

Figura 40 – Malha do modelo em elementos finitos.

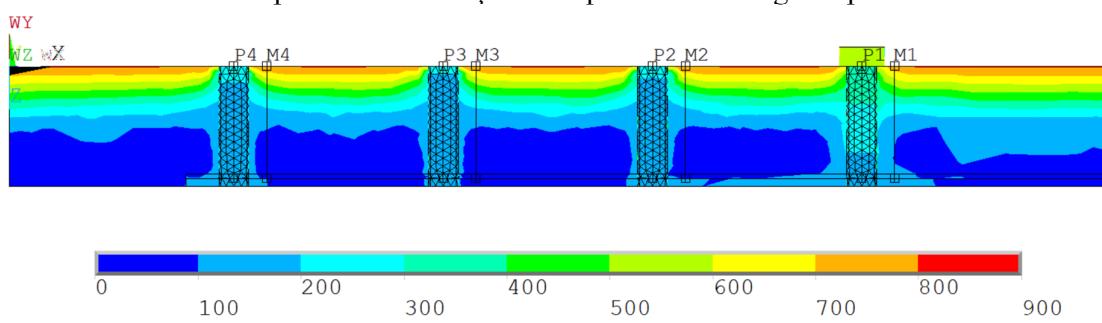


Fonte: elaborado pelo autor

### b) Modelo mecânico

O modelo mecânico para a determinação da evolução da capacidade de carga da ligação foi desenvolvido a partir da formulação proposta por Johansen (1949), modificada para considerar a influência da temperatura nas propriedades mecânicas do aço e da madeira. O modelo térmico fornece o campo de temperatura em todos os nós da malha. Porém, na modelagem mecânica, para a determinação das propriedades da madeira e do aço, foi considerado o campo de temperatura, em linhas, ao longo dos eixos dos parafusos e da espessura do elemento de madeira. Para a determinação da capacidade de carga do parafuso, os campos de temperatura foram obtidos ao longo do centro geométrico da seção transversal dos parafusos. Para a resistência ao embutimento da madeira, os campos de temperaturas foram obtidos ao longo da espessura do elemento de madeira, na região na qual ocorre o embutimento na madeira, a 5 mm dos parafusos (Figura 41). Esta distância foi utilizada para considerar a temperatura logo abaixo do parafuso, na região em que ocorre uma concentração de tensões, devida ao apoio do parafuso sobre a madeira. Esta distância é a mesma considerada como deslocamento limite do ensaio de resistência ao embutimento conforme a norma EN 383 (2007), a qual é utilizada pelo Eurocode 5 (2004) para definir experimentalmente a resistência ao embutimento. Além disso, a equação de resistência ao embutimento utilizada no modelo foi a mesma fornecida pelo Eurocode 5 (2004). O campo de temperatura da ligação foi obtido com a ligação indeformada, pois os modelos térmico e mecânico são desacoplados. Como a falha da ligação é um estado limite último, é possível considerar que ela ocorre quando este deslocamento limite do ensaio de resistência ao embutimento for atingido.

Figura 41 – Posição das linhas para a obtenção dos campos de temperatura nos parafusos e na madeira para a determinação da capacidade de carga do parafuso.



Fonte: elaborado pelo autor

O valor da capacidade de carga da ligação é dado pelo somatório das capacidades de carga de cada parafuso que compõe a ligação, as quais são calculadas de forma independente, em função do campo de temperatura do parafuso e da madeira na região comprimida do furo. É considerada uma distribuição uniforme de carga entre os parafusos dispostos em uma mesma linha de parafusos paralela à direção da solicitação. Para cada instante de tempo, a capacidade de carga de cada parafuso é obtida a partir do menor valor entre os três modos de falha (Figura 42),  $F(t) = \min[F_I(t), F_{II}(t), F_{III}(t)]$ . O modo de falha I se refere à falha por embutimento da madeira (Figura 42a). No modo de falha II (Figura 42b), a falha ocorre pela formação de uma rótula plástica no parafuso sobre o eixo de simetria da ligação. No modo de falha III (Figura 42c), a falha ocorre com a formação de 3 rótulas plásticas no parafuso, as quais estão situadas uma sobre o eixo de simetria da ligação e outras duas sobre os elementos laterais de madeira. Para a determinação da capacidade de carga de cada parafuso, são utilizadas as equações de equilíbrio estático. A madeira é submetida a um carregamento  $q(t, T)$ , o qual é função do tempo de exposição ao fogo e da temperatura. Este carregamento é ilustrado, para cada um dos modos de falha, nos diagramas de corpo livre da Figura 42. O parafuso é discretizado em elementos finitos, sobre os quais atua uma força dada pela Equação 81.

$$F(t)_i = f_h(t, T)_i \cdot \Delta x_i , \quad (81)$$

onde  $f_h(t, T)_i$  é a resistência ao embutimento da madeira do elemento  $i$  em função da temperatura  $T$  para determinado instante de tempo  $t$  de exposição ao incêndio, em MPa, e  $\Delta x_i$  é o comprimento do elemento  $i$ , em mm. Como as ligações são consideradas simétricas, calcula-se a capacidade de carga da metade do parafuso e multiplica-se por 2.

Para o modo de falha I (Figura 42a), a capacidade de carga de cada parafuso, para um dado instante  $t$ , é calculada diretamente pela soma da resistência ao embutimento dos elementos, visto que o parafuso se mantém rígido e os carregamentos da madeira sobre o parafuso atuam na mesma direção do carregamento no elemento de madeira, de acordo com a Equação 82.

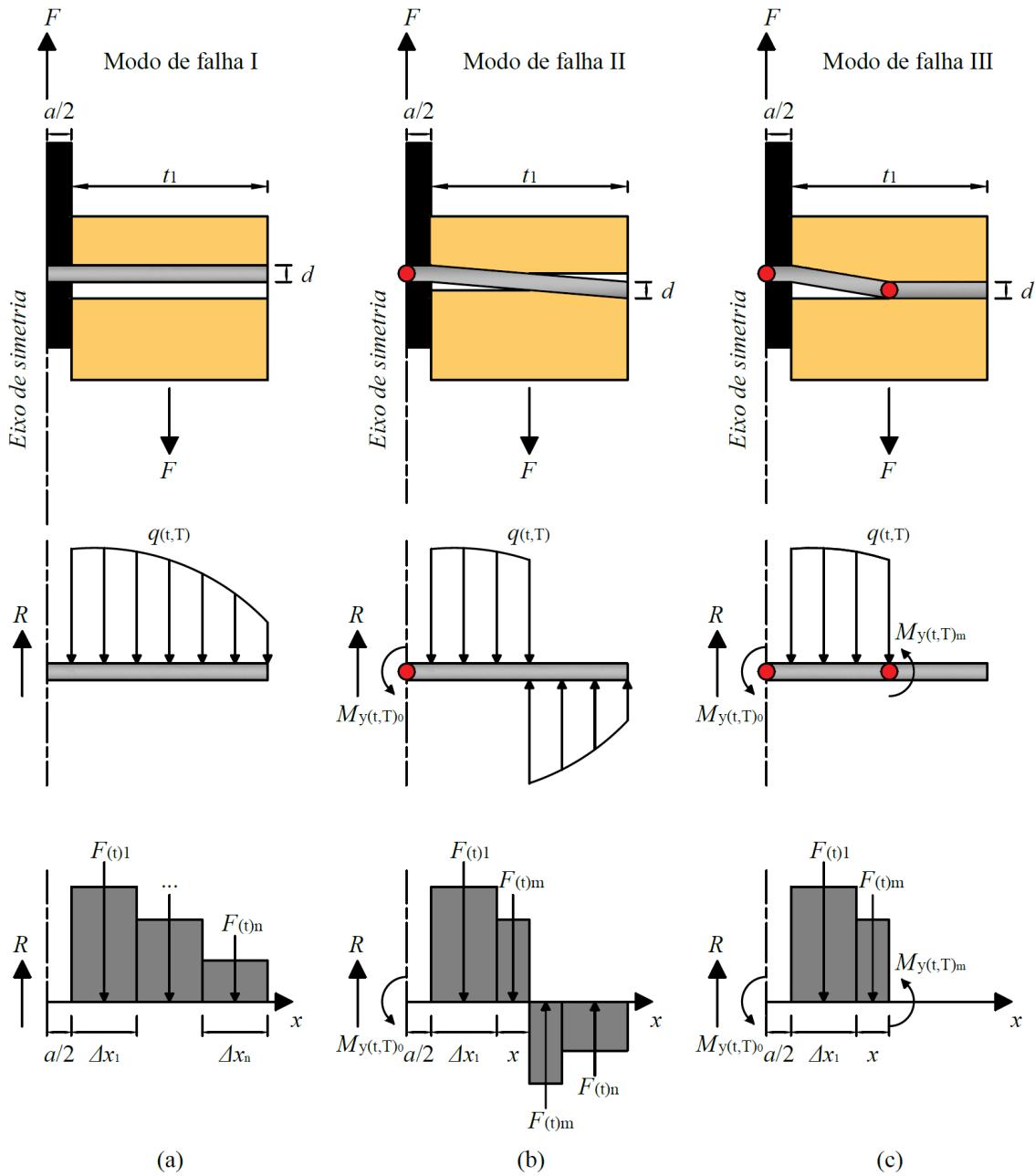
$$R_I(t) = \sum_{i=1}^n F(t)_i . \quad (82)$$

Para a determinação da capacidade de carga dos parafusos, para um dado instante  $t$ , considerando os modos de falha II e III, um procedimento iterativo foi usado para obter o equilíbrio de forças e de momentos. O tempo de falha das ligações de madeira é obtido quando a capacidade de carga é igual à carga aplicada na ligação.

Na Figura 43, é apresentado o fluxograma para o modo de falha II. Inicialmente considera-se que o parafuso se apoia completamente na madeira e o carregamento no parafuso atua na mesma direção do esforço atuante do elemento de madeira. A rótula plástica formada no parafuso próxima à chapa de aço apresenta um momento de plastificação que é função da temperatura do aço naquele ponto. É verificado o equilíbrio de momentos. Se este não for satisfeito, o carregamento no elemento discretizado mais distante da rótula plástica tem seu sinal invertido. Este processo se repete até que o equilíbrio de momentos seja obtido, encontrando o ponto no qual o parafuso passa a se apoiar na madeira na direção contraria do carregamento no elemento. A capacidade de carga de cada parafuso é obtida pela soma da resistência ao embutimento de cada elemento.

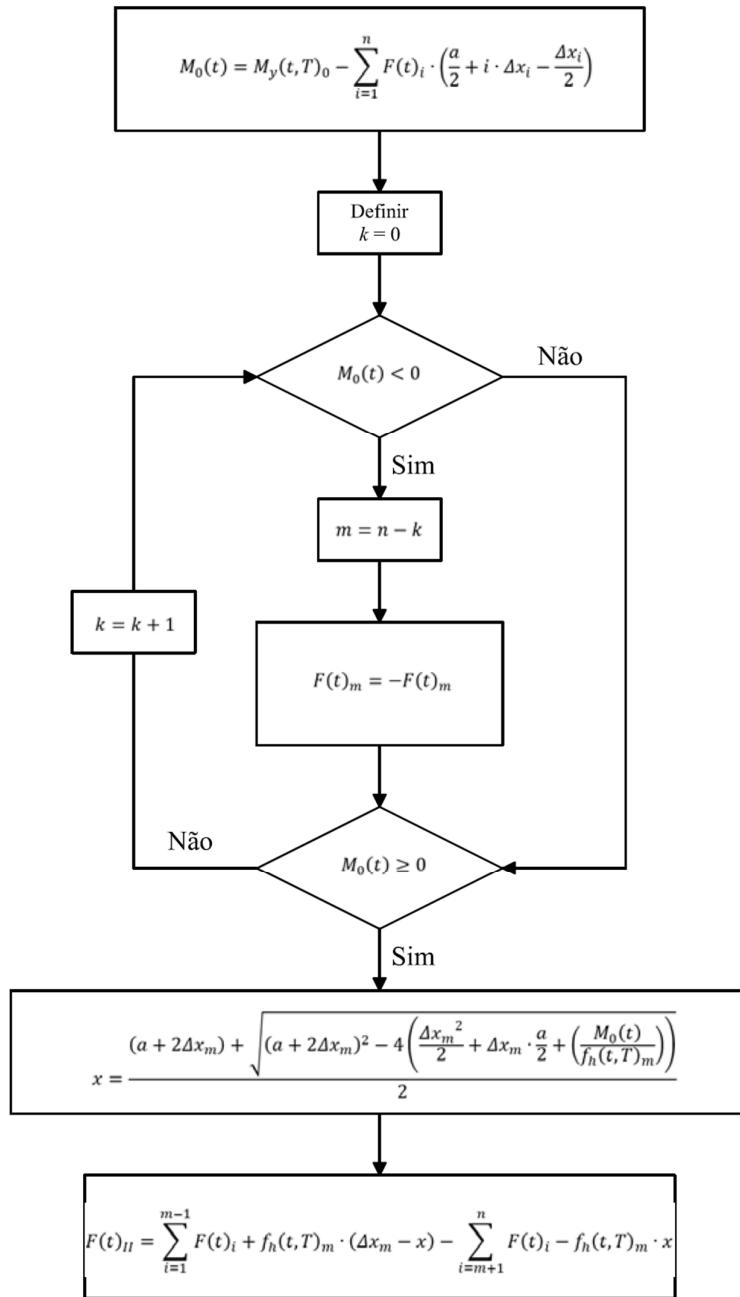
Na Figura 44, é apresentado o fluxograma para o modo de falha III. Assim como para o modo de falha II, inicialmente considera-se que o parafuso se apoia completamente na madeira e o carregamento atua na mesma direção do carregamento no elemento de madeira. Entretanto, além da rótula plástica próxima a chapa de aço, considera-se que ocorre mais uma rótula plástica no parafuso, posicionada inicialmente no ponto mais distante da chapa de aço. É verificado o equilíbrio de momentos. Se este não for satisfeito, o carregamento no elemento discretizado mais distante da chapa de aço é desprezado, considerando que o parafuso não mais se apoia na madeira. A rótula plástica é deslocada para o próximo elemento discretizado e o processo de verificação de equilíbrio de momentos se repete até que o equilíbrio seja atingido. Desta maneira, neste ponto se encontra a rótula plástica do parafuso, limitando o comprimento no qual o parafuso se apoia na madeira. A capacidade de carga de cada parafuso é obtida pela soma da resistência ao embutimento de cada elemento.

Figura 42 – Modos de falha das ligações: (a) modo de falha I, (b) modo de falha II, (c) modo de falha III.



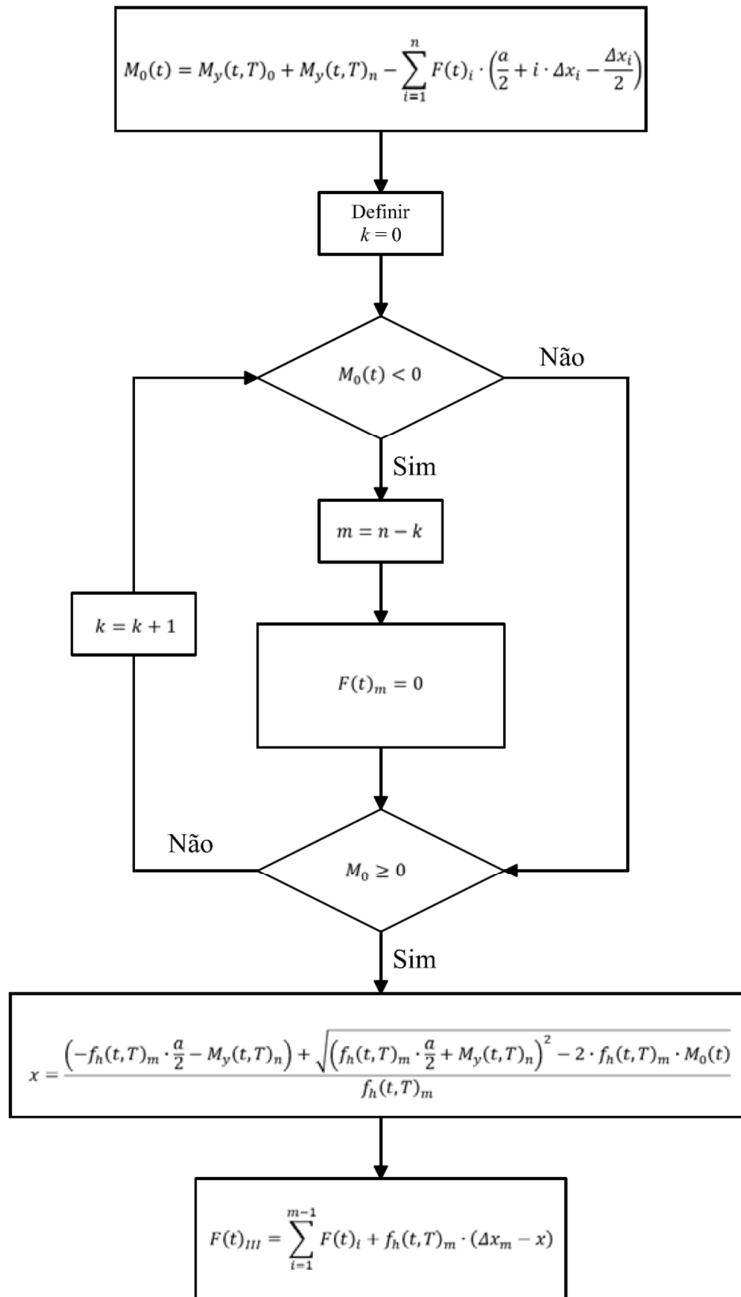
Fonte: elaborado pelo autor

Figura 43 – Fluxograma para a determinação da capacidade de carga de um parafuso para o modo de falha II.



Fonte: elaborado pelo autor

Figura 44 – Fluxograma para a determinação da capacidade de carga de um parafuso para o modo de falha III.



Fonte: elaborado pelo autor

### 3.1.4 Propriedades termomecânicas da madeira e do aço

A massa específica, o calor específico e a condutividade térmica do aço e da madeira, a resistência ao embutimento da madeira e a tensão de escoamento do aço serão parâmetros

usados na modelagem termomecânica da ligação. Na literatura, estão disponíveis diversas curvas para as propriedades térmicas da madeira em função da temperatura, entre elas as curvas de Knudson e Schniewind (1975), Fredlund (1993), Janssens (1994), Eurocode 5 (2004), Audebert *et al.* (2011) e Thi *et al.* (2017), apresentadas nas figuras 5, 6 e 7. Estas curvas foram obtidas para diferentes espécies de madeira em diferentes condições de teste, não havendo consenso na literatura sobre as curvas que melhor representem as propriedades térmicas da madeira. Além disso, para os experimentos de ligações em situação de incêndio disponíveis na literatura não foram realizados testes para a obtenção destas propriedades. Constatou-se, então, a necessidade de avaliar o conjunto de curvas de propriedades térmicas da madeira a ser usado no modelo térmico. Esta avaliação foi realizada de forma quantitativa, por meio do cálculo do erro do modelo térmico e das métricas de representatividade CCC,  $R^2$  e MRE (CABRERO e YURRITA, 2018). O objetivo desta análise foi definir o conjunto de curvas de propriedades térmicas da madeira em função da temperatura a serem utilizados no modelo térmico que levem ao campo térmico que melhor representem as temperaturas experimentais. Na avaliação das propriedades foram comparadas as temperaturas dos termopares dos experimentos de Laplanche (2006) e Peng (2010) com as temperaturas do modelo térmico obtidas na mesma localização dos termopares experimentais.

Para todas as simulações utilizadas na avaliação foi considerada uma camada de madeira de 3 mm, próxima à chapa de aço, com calor específico da madeira considerado como  $100 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$  a  $100^\circ\text{C}$ , assim como apontado por Audebert *et al.* (2011). Para o aço foram utilizadas as propriedades térmicas fornecidas pelo Eurocode 3 (2003), devido à homogeneidade e ao conhecimento dessas propriedades. Para o modelo termomecânico, foram utilizadas as mesmas premissas básicas apresentadas na Seção 3.1.2.

Na Tabela 11, são apresentados os valores do erro de modelo térmico e das métricas para a avaliação da representatividade do modelo utilizando as propriedades térmicas da madeira fornecidas pelos diferentes autores. Observa-se que os resultados de Knudson e Schniewind (1975), Janssens (1994) e Audebert *et al.* (2011) apresentaram as médias do erro de modelo mais próximos de 1 e os menores coeficientes de variação. Além disso, apresentaram  $R^2$  e CCC maiores que 0,7 e 0,85, respectivamente, e MRE menores que 10%, indicando que os modelos são capazes de representar de forma adequada o fenômeno, conforme os limites apontados por Cabrero e Yurrita (2018).

Tabela 11 – Métricas de representatividade do modelo térmico utilizando diferentes propriedades térmicas da madeira

Propriedades	Média	Desvio Padrão	Coeficiente de variação	CCC	R <sup>2</sup>	MRE
Knudson e Schniewind (1975)	1,06	0,22	21%	0,94	0,90	7%
Fredlund (1993)	1,06	0,40	38%	0,93	0,89	10%
Janssens (1994)	1,04	0,21	20%	0,95	0,90	1%
Eurocode 5 (2004)	1,32	0,39	30%	0,93	0,88	16%
Audebert <i>et al.</i> (2011)	1,06	0,25	24%	0,95	0,91	5%
Thi <i>et al.</i> (2017)	1,33	0,51	38%	0,95	0,91	12%

Fonte: elaborado pelo autor

Além da avaliação geral do modelo térmico, foram realizadas avaliações para as temperaturas nos parafusos, na madeira e na chapa de aço, os resultados são apresentados nas tabelas 12 a 14. Na Tabela 12, são apresentados o erro do modelo térmico e as métricas de representatividade do modelo térmico para as temperaturas nos parafusos. Observa-se que as médias e os coeficientes de variação do erro do modelo térmico obtidos a partir das propostas de propriedades termofísicas apresentaram valores similares, conforme esperado, já que as propriedades térmicas do aço são as mesmas em todas as análises. Os valores de R<sup>2</sup> e CCC obtidos são satisfatórios para as propriedades de Janssens (1994) e Audebert *et al.* (2011), e obtiveram os melhores valores de MRE.

Tabela 12 – Métricas de representatividade do modelo térmico para as temperaturas dos termopares nos parafusos

Propriedades	Parafuso					
	Média	Desvio Padrão	Coeficiente de variação	CCC	R <sup>2</sup>	MRE
Knudson e Schniewind (1975)	1,13	0,17	15%	0,95	0,91	12%
Fredlund (1993)	1,14	0,17	15%	0,95	0,91	15%
Janssens (1994)	1,11	0,15	14%	0,95	0,90	5%
Eurocode 5 (2004)	1,17	0,17	15%	0,95	0,90	95%
Audebert <i>et al.</i> (2011)	1,12	0,16	14%	0,95	0,91	1%
Thi <i>et al.</i> (2017)	1,15	0,16	14%	0,95	0,91	19%

Fonte: elaborado pelo autor

Na Tabela 13, são apresentados o erro do modelo térmico e as métricas de representatividade do modelo para as temperaturas na madeira. Nota-se que as médias do erro

do modelo térmico para o Eurocode 5 (2004) e Thi *et al.* (2017) apresentaram valores maiores que 1, indicando que as temperaturas obtidas são superestimadas. Além disso, observa-se que os resultados com as propriedades de Knudson e Schniewind (1975), Fredlund (1993), Janssens (1994) e Audebert *et al.* (2011) apresentaram médias do erro do modelo térmico próximas de 1, mas os coeficientes de variação obtidos foram de 75%, 174%, 103% e 70%, respectivamente. Esses valores são considerados muito elevados (BECK, 2019). O uso das propriedades térmicas propostas por Audebert *et al.* (2011) resultou menor coeficiente de variação para as temperaturas com média próxima a 1. Os valores das métricas de representatividade estão dentro dos limites considerados satisfatórios.

Tabela 13 – Métricas de representatividade do modelo térmico para as temperaturas dos termopares na madeira

Propriedades	Madeira					
	Média	Desvio Padrão	Coeficiente de variação	CCC	R <sup>2</sup>	MRE
Knudson e Schniewind (1975)	1,03	0,77	75%	0,93	0,89	1%
Fredlund (1993)	0,99	1,72	174%	0,93	0,87	10%
Janssens (1994)	0,98	1,01	103%	0,93	0,86	-19%
Eurocode 5 (2004)	1,32	0,91	69%	0,93	0,86	93%
Audebert <i>et al.</i> (2011)	1,02	0,71	70%	0,94	0,89	-6%
Thi <i>et al.</i> (2017)	1,48	3,26	220%	0,94	0,9	22%

Fonte: elaborado pelo autor

Na Tabela 14, são apresentados o erro do modelo térmico e as métricas de representatividade do modelo para as temperaturas na chapa de aço, observa-se que os valores das médias e coeficientes de variações são similares para as propriedades apontadas pelos diferentes autores. Isso indica que a inserção de uma camada de madeira de 3 mm, próxima à chapa de aço, com o calor específico da madeira considerado como  $100 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ , a  $100^\circ\text{C}$ , levou à obtenção de resultados semelhantes. Os valores obtidos de  $R^2$  e CCC para todos os resultados são considerados adequados, porém os valores de MRE obtidos para todos os resultados foram maiores que 10%, acima do limite considerado adequado.

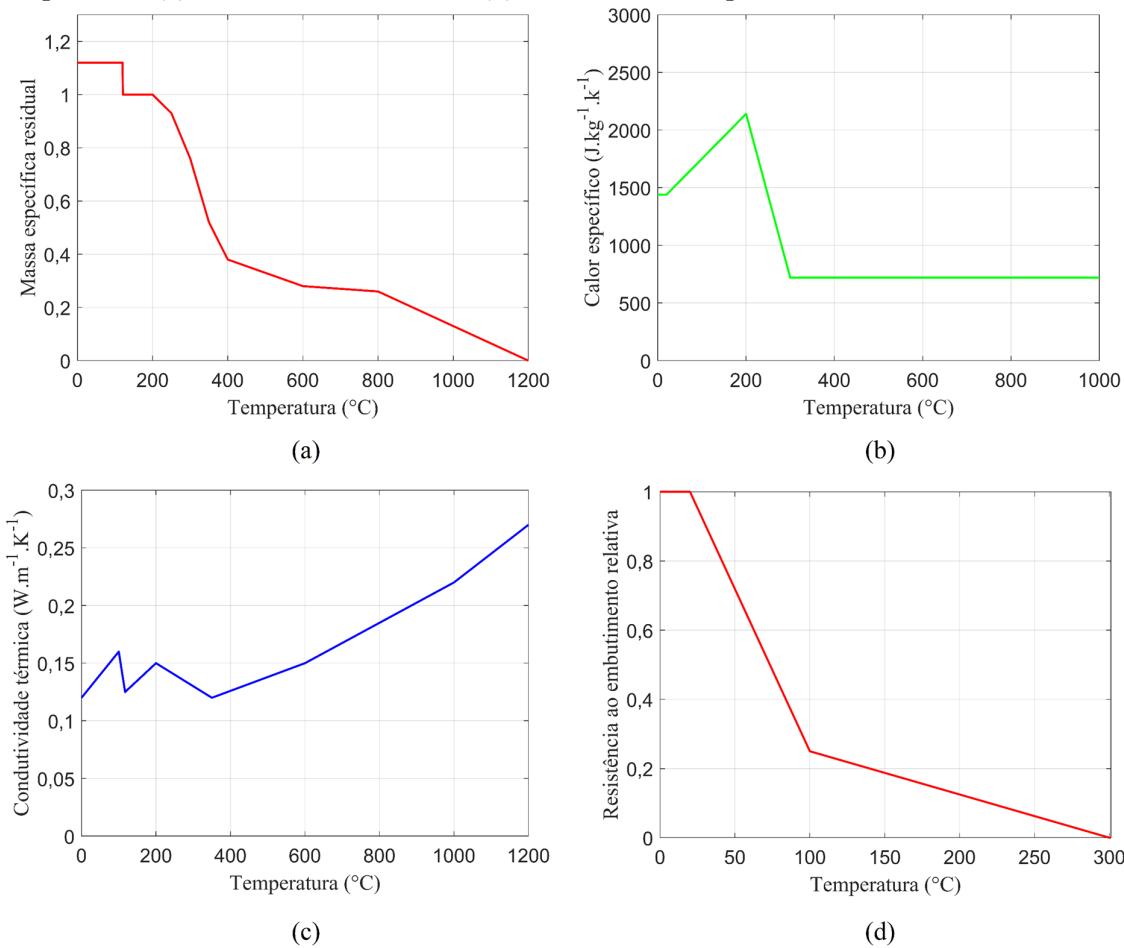
Tabela 14 – Métricas de representatividade do modelo térmico para as temperaturas dos termopares na chapa de aço

Propriedades	Chapa					
	Média	Desvio Padrão	Coeficiente de variação	CCC	R <sup>2</sup>	MRE
Knudson e Schniewind (1975)	1,15	0,18	16%	0,94	0,89	-21%
Fredlund (1993)	1,16	0,18	16%	0,93	0,89	23%
Janssens (1994)	1,12	0,18	16%	0,92	0,84	-112%
Eurocode 5 (2004)	1,23	0,20	16%	0,93	0,86	93%
Audebert <i>et al.</i> (2011)	1,16	0,18	16%	0,93	0,87	-44%
Thi <i>et al.</i> (2017)	0,94	0,21	22%	0,94	0,89	111%

Fonte: elaborado pelo autor

A partir dos resultados obtidos na avaliação da representatividade do conjunto de propriedades observou-se que aquelas fornecidas por Janssens (1994) e Audebert *et al.* (2011) foram as que apresentaram as médias de erro do modelo térmico mais próximas a 1 e com os coeficientes de variação mais baixos para todas as temperaturas em geral. Audebert *et al.* (2011) realizou uma análise de sensibilidade, que apontou a melhor combinação de propriedades térmicas para o seu modelo. Os resultados utilizando as propriedades indicadas por Audebert *et al.* (2011) foram semelhantes àqueles obtidos com as propriedades de Janssens (1994). Entretanto, os resultados obtidos com as propriedades de Audebert *et al.* (2011) foram superiores àqueles oriundos das propriedades de Janssens (1994) para as temperaturas na madeira, as quais apresentam grande influência na determinação do tempo de falha e da capacidade de carga das ligações. Também, os resultados para os parafusos e para a chapa de aço foram similares para as propriedades dos diferentes autores. Por isso, no presente trabalho, optou-se por utilizar as propriedades indicadas por Audebert *et al.* (2011). Desta maneira, para a madeira, a redução da massa específica em função da temperatura seguiu a proposição do Eurocode 5 (2004) (Figura 45a). O calor específico seguiu os valores fornecidos por Fredlund (1993) e de Janssens (1994) (Figura 45b), enquanto que a condutividade térmica seguiu a proposição de Janssens (1994) (Figura 45c). Além dessas propriedades, em uma camada de madeira de 3 mm, próxima à chapa de aço, o calor específico da madeira foi considerado como  $100 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$  a  $100^\circ\text{C}$ , a fim de levar em conta o calor latente da água, presente neste local devido à transferência de massa. Para a representação da redução da resistência ao embutimento em função da temperatura, foi utilizada a curva de redução de resistência à compressão em função da temperatura fornecida pelo Eurocode 5 (2004) (Figura 45d).

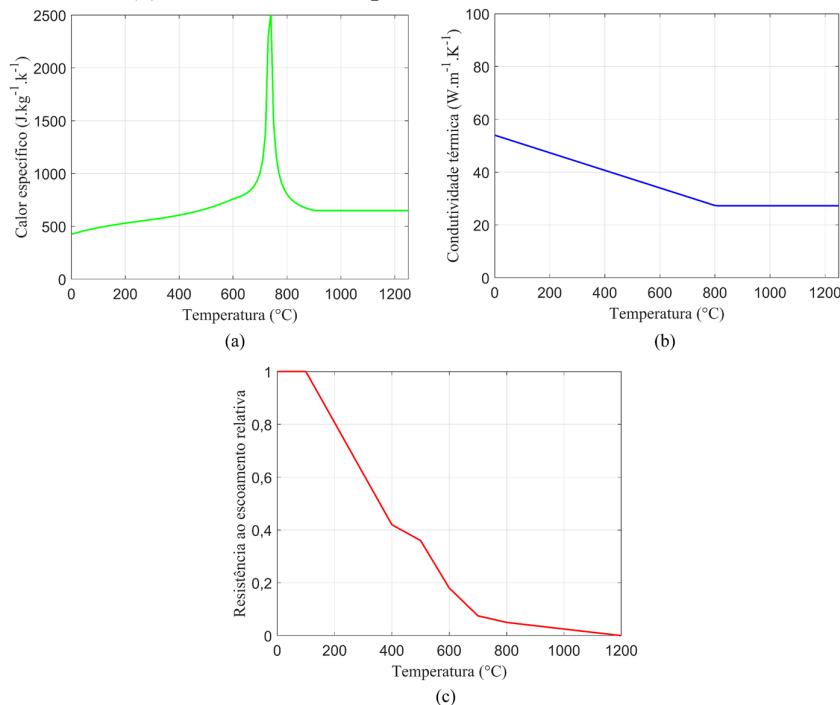
Figura 45 – Propriedades termomecânicas da madeira: (a) massa específica; (b) calor específico; (c) condutividade térmica; (d) fator de redução para resistência ao embutimento.



Fonte: elaborado pelo autor

Para o aço, segundo recomendação de Audebert *et al.* (2011), foram usadas as propriedades sugeridas pelo Eurocode 3 (2003), devido à homogeneidade e ao consenso na literatura quanto ao comportamento dessas propriedades (Figura 46). A massa específica do aço dos parafusos e da chapa foi considerada constante e igual a  $7850 \text{ kg/m}^3$ , conforme o Eurocode 3 (2003).

Figura 46 – Propriedades termomecânicas do aço: (a) calor específico; (b) condutividade térmica; (c) fator de redução para resistência ao escoamento efetiva.



Fonte: elaborado pelo autor

### 3.2 VALIDAÇÃO DO MODELO TÉRMICO BASEADO NO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

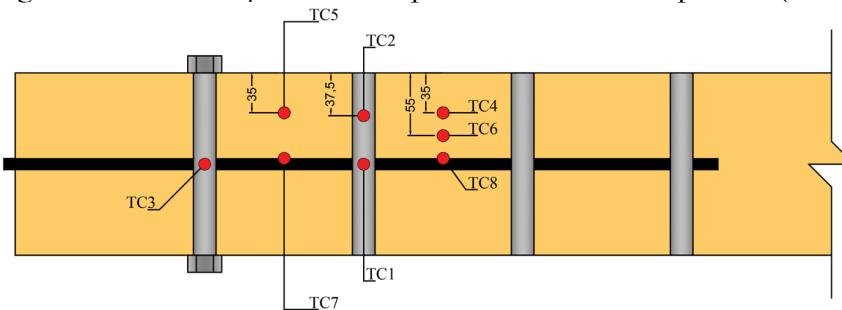
Nesta seção, é apresentada a validação do modelo térmico em elementos finitos para a determinação do campo de temperatura das ligações submetidas à ação térmica segundo as curvas de incêndio das normas ISO 834 (1999) e ASTM E119 (2007). A diferença entre os campos de temperatura experimental e numérico vai impactar na determinação do tempo de falha das ligações. A validação do modelo térmico foi realizada a partir dos resultados experimentais de 3 ligações de Laplanche (2006) e Peng (2010).

#### 3.2.1 Avaliação do modelo térmico utilizando o teste B de Laplanche (2006)

Laplanche (2006) realizou experimentos de ligações de madeira-aço-madeira com parafusos dispostos em duas linhas. A evolução da temperatura de 8 termopares inseridos em uma ligação foi apresentada. Os termopares foram posicionados na madeira, nos parafusos e na

chapa de aço, cujas localizações são indicadas na Figura 47. Esta ligação corresponde ao teste B de Laplanche (2006). Ela foi construída com elementos de madeira com massa específica de  $450 \text{ kg/m}^3$ , umidade em temperatura ambiente de 11% e de 75 mm de espessura, 8 parafusos com diâmetro de 20 mm dispostos em duas linhas. Mais informações sobre a geometria desta ligação podem ser encontradas na Tabela 7.

Figura 47 – Localização dos termopares do teste B de Laplanche (2006).



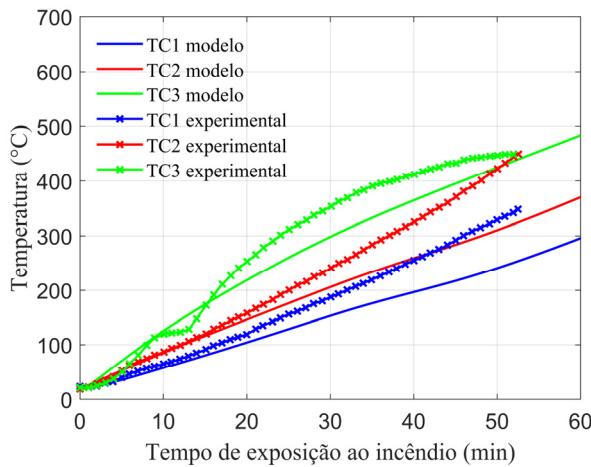
Fonte: elaborado pelo autor

#### a) Campo de temperatura dos parafusos (TC1, TC2 e TC3)

Na Figura 48, é apresentada a evolução da temperatura durante o tempo de exposição ao incêndio nos pontos onde foram acoplados os termopares no experimento de Laplanche (2006) e os obtidos do modelo térmico em elementos finitos. Nota-se que o modelo térmico reproduz qualitativamente a evolução da temperatura dos termopares TC1, TC2 e TC3, para as regiões próximas aos pinos e os parafusos metálicos. Em 30 min de exposição, o erro relativo entre os resultados experimentais e do modelo térmico para estes termopares foi de 20%. Este resultado é compatível com o erro médio de 16%, obtido por Audebert *et al.* (2011) para estes resultados. Em 53 min de exposição ao incêndio o erro relativo foi de aproximadamente 40%. Para os tempos de exposição superiores a 30 min, estes erros podem ser considerados elevados. As diferenças entre as temperaturas experimentais e do modelo indicam que o parafuso do modelo numérico não aquece tão rapidamente quanto o parafuso testado experimentalmente. Este comportamento pode ser explicado devido a um aquecimento maior da madeira no experimento devido a reações exotérmicas, desconsideradas no modelo. Além disso, no modelo térmico foi considerado um contato perfeito entre a madeira e o parafuso, o que pode levar a um fluxo de calor maior entre o parafuso e a madeira, transferindo o calor do parafuso mais rapidamente para a madeira. O TC3 apresenta um patamar na curva de temperatura a  $100^\circ\text{C}$ , característico de casos de evaporação da umidade da madeira. A temperatura permanece

constante até que toda a água seja evaporada. Apesar destas limitações, o erro médio entre as temperaturas experimentais e do modelo foi de 17,5%, sendo o modelo capaz de representar qualitativamente a tendência de aumento da temperatura dos pinos.

Figura 48 – Temperatura experimentais e do modelo térmico para os termopares nos parafusos do teste B de Laplanche (2006).



Fonte: elaborado pelo autor

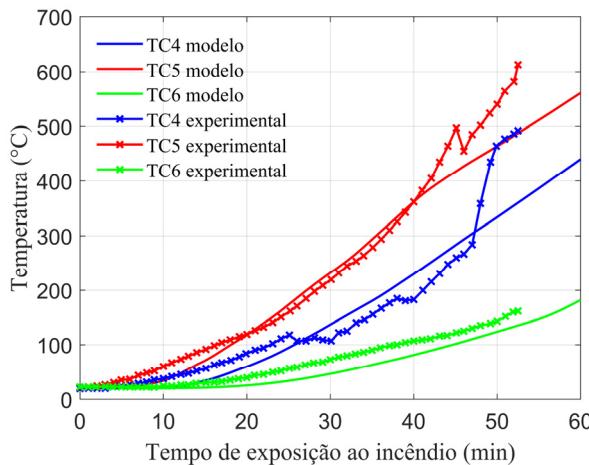
#### b) Campo de temperatura na madeira (TC4, TC5 e TC6)

Na Figura 49, são apresentadas as temperaturas obtidas nos termopares localizados nos elementos de madeira. Nota-se que as temperaturas obtidas a partir do modelo térmico apresentam um comportamento de aquecimento similar aos resultados experimentais, apesar de não representarem, para o termopar TC4, o patamar de temperatura de 100 °C, associado à evaporação da água. O erro relativo médio para todo o intervalo de modelagem do tempo de exposição para o TC4, é de 30%, para o TC5, é de 19% e para o TC6, é de 20%. O erro médio entre esses termopares é de 28%, compatível com o erro médio de 21%, obtido pelo modelo térmico de Audebert *et al.* (2011).

A temperatura do termopar TC5 é superior ao do TC4, pois o fluxo de calor no parafuso é maior que o fluxo de calor na caviglia, levando mais calor à madeira no interior da ligação. As maiores diferenças absolutas nas temperaturas ocorrem após os 300 °C. Acima desta temperatura, a madeira sofre o processo de carbonização, no qual ocorrem reações exotérmicas e também fissuração da madeira (BROWNE, 1958). Estes fatores podem provocar elevação na temperatura. Contudo o modelo térmico implementado não contempla a geração de calor pelas reações exotérmicas e a fissuração da madeira carbonizada. Apesar disso, segundo Audebert *et*

*al.* (2011), estas diferenças nas temperaturas a partir dos 300 °C, não influenciam no comportamento do modelo mecânico, já que resistência da madeira é considerada nula a partir dos 300 °C.

Figura 49 – Temperatura experimentais e do modelo térmico para os termopares na madeira do teste B de Laplanche (2006).

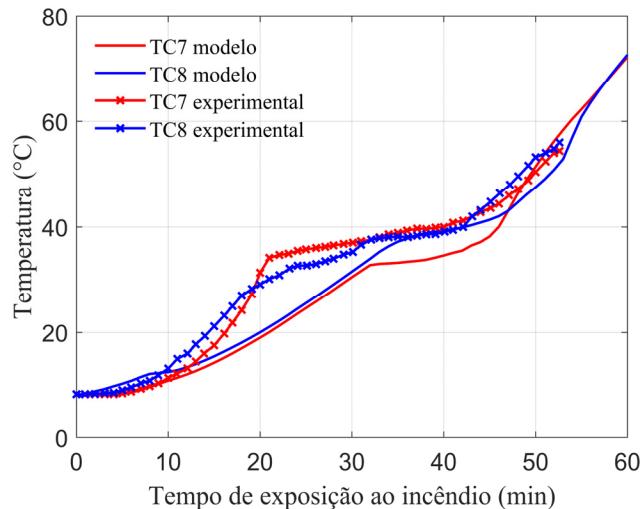


Fonte: elaborado pelo autor

### c) Campo de temperatura na chapa metálica (TC7 e TC8)

Na Figura 50, são apresentadas as curvas de evolução das temperaturas dos termopares e do modelo térmico localizados na chapa metálica. Observa-se que, nos tempos iniciais de exposição ao calor, as temperaturas do modelo seguem as temperaturas experimentais. A partir dos 10 min, as temperaturas do modelo aumentam em uma taxa menor que as experimentais, até aproximadamente 100 °C, na qual ocorre um patamar entre 20 e 40 min de exposição ao calor. As temperaturas do modelo atingem o patamar de 100 °C próximo dos 30 min e, a partir deste tempo, apresentam um comportamento similar às temperaturas experimentais. Apesar do retardo do aquecimento inicial da chapa de aço, observa-se que a adição da camada de madeira com um pico de calor específico de 100 kJ.kg<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup>, a 100 °C, devido ao calor latente da evaporação da água na madeira, fez com que um patamar em torno de 100 °C ocorresse, assim como no teste experimental, conforme utilizado por Audebert *et al.* (2011). Para estes termopares, obteve-se um erro relativo médio ao longo do tempo de exposição de 35% para o TC7 e de 20% para o TC8. O aquecimento mais lento do modelo em relação aos termopares experimentais pode ser decorrente de uma maior transmissão de calor da chapa para a madeira devido à consideração de um contato perfeito entre esses dois elementos.

Figura 50 – Temperatura experimentais e do modelo térmico para os termopares na chapa de aço do teste B de Laplanche (2006).



Fonte: elaborado pelo autor

### 3.2.2 Avaliação do modelo térmico utilizando o grupo 2 de teste de Peng (2010)

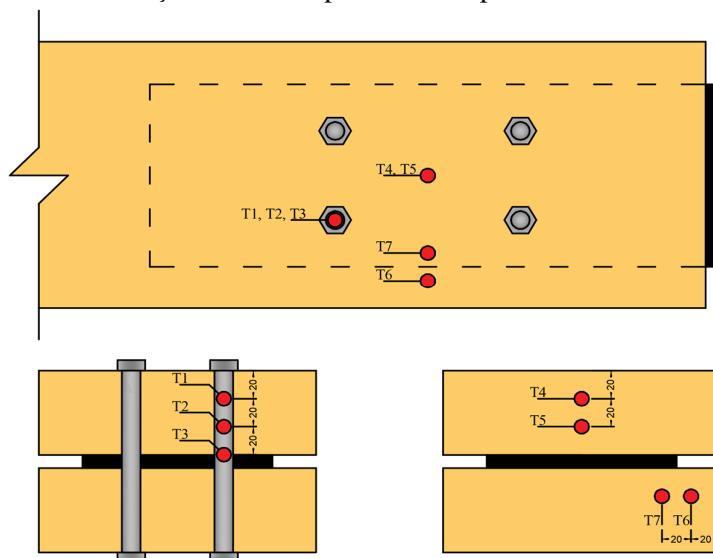
A segunda ligação usada para a avaliação do modelo térmico foi construída com elementos de madeira com massa específica de  $455 \text{ kg/m}^3$ , umidade em temperatura ambiente de 11%, espessura de 60 mm, 4 parafusos com diâmetro de 12,7 mm dispostos em duas linhas e integram o Grupo 2 de testes de Peng (2010). Mais informações sobre a geometria desta ligação podem ser encontradas na Tabela 7. Na Figura 51, são apresentadas as localizações dos termopares dos resultados experimentais. Os termopares T1 a T3 registram a evolução da temperatura no parafuso, enquanto que os demais o fazem na madeira.

#### a) Campo de temperatura no parafuso (T1, T2 e T3)

Na Figura 52, são apresentadas as curvas de temperatura experimentais dos termopares localizados nos parafusos e os resultados obtidos pelo modelo térmico para o Grupo 2 de teste de Peng (2010). Observa-se que as curvas de temperatura obtidas pelo modelo térmico ficaram abaixo dos resultados experimentais, embora seguissem a tendência de aquecimento dos resultados experimentais. As temperaturas obtidas pelo modelo foram mais próximas em relação às experimentais quanto mais próximas da superfície exposta ao incêndio, assim como ocorreu para os resultados do modelo térmico do teste de Laplanche (2006). Esta maior aproximação das temperaturas experimentais e do modelo numérico ocorre quanto mais

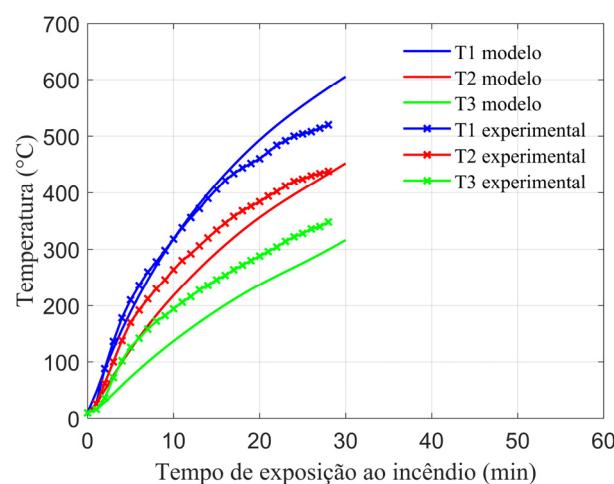
próximas as superfícies expostas ao incêndio. Este comportamento pode ser devido a um fluxo de calor maior que o experimental, devido às propriedades de condutividade térmica da madeira e do parafuso consideradas no modelo. O erro relativo médio foi de 7%, para o T1, 15% para o T2 e 32% para o T3. O erro médio do modelo térmico para os três termopares combinados foi de 18%, compatível com o erro de 15%, obtido para estes termopares pelo modelo térmico de Peng (2010).

Figura 51 – Localização dos termopares do Grupo 2 de teste de Peng (2010).



Fonte: elaborado pelo autor

Figura 52 – Temperatura experimentais e do modelo térmico para os termopares no parafuso do Grupo 2 de teste de Peng (2010).

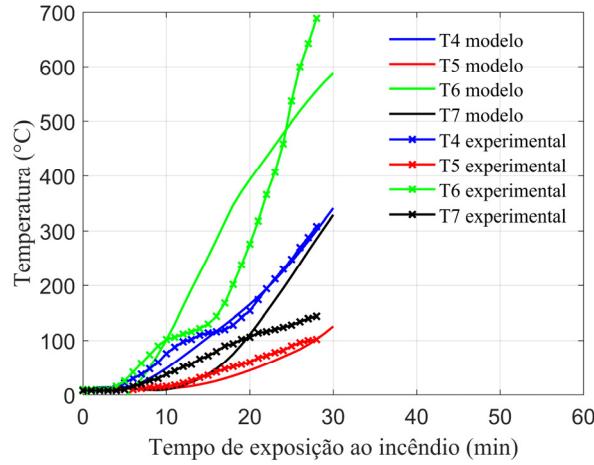


Fonte: elaborado pelo autor

b) Campo de temperatura na madeira (T4, T5, T6 e T7)

Na Figura 53, são apresentadas as curvas de temperatura experimentais e numéricas para os elementos de madeira do Grupo 2 de teste de Peng (2010). Observa-se que as curva de temperaturas para os termopares T4 e T5, os quais estão localizados na direção paralela aos parafusos, apresentaram valores de temperatura inferiores aos valores das curvas experimentais, mas próximos a eles. A curva T4, que representa a evolução da temperatura da madeira a 20 mm da superfície da ligação, não conseguiu representar o patamar existente a 100 °C, associado à evaporação da umidade da madeira. Porém, após esta temperatura, observa-se uma boa concordância entre os resultados numéricos e experimentais. A curva T5, de um ponto a 40 mm da superfície da ligação, conseguiu representar qualitativamente o comportamento da curva experimental. O erro relativo médio foi de 22%, para o T4, e 27% para o T5, compatíveis com os erros de 18 e de 23%, respectivamente, obtidos pelo modelo térmico de Peng (2010). Já as curvas de temperaturas dos termopares T6 e T7 ficaram mais distantes das curvas experimentais. A curva experimental T6, de um ponto localizado a 20 mm da superfície, também apresenta um patamar, em torno de 100 °C, associado à evaporação da umidade da madeira, a qual migra na direção da superfície devido ao aquecimento da ligação. O erro relativo médio ao longo do tempo de exposição foi de 15%, para o T6, compatível com o erro de 13% obtido pelo modelo térmico de Peng (2010). O erro médio relativo para o T7 foi de 75%. Essas diferenças significativas podem estar relacionadas à localização dos termopares na ligação, que podem sofrer influência da chapa de aço e da degradação da madeira próxima da superfície. Ainda que os resultados do modelo numérico para os termopares T6 e T7 apresentem grandes diferenças em relação aos resultados experimentais, para a análise do modelo termomecânico, os campos de temperaturas do modelo térmico que serão utilizados serão obtidos na direção paralela ao eixo dos parafusos, coincidindo com a direção dos termopares T4 e T5, que obtiveram bons resultados em comparação com os resultados experimentais.

Figura 53 – Temperatura experimentais e do modelo térmico para os termopares na madeira do Grupo 2 de teste de Peng (2010).

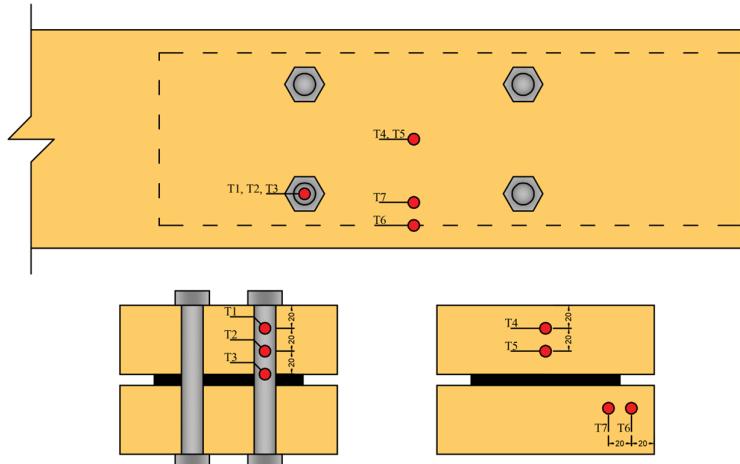


Fonte: elaborado pelo autor

### 3.2.3 Avaliação do modelo térmico utilizando o grupo de teste 4 de Peng (2010)

Esta ligação usada na avaliação do modelo térmico foi construída com elementos de madeira com massa específica de 455 kg/m<sup>3</sup>, umidade em temperatura ambiente de 11% e de espessura de 60 mm, 4 parafusos com diâmetro de 19,1 mm dispostos em duas linhas e fazem parte do Grupo 4 de testes de Peng (2010). Mais informações sobre a geometria desta ligação podem ser encontradas na Tabela 7. Na Figura 54, são apresentadas as localizações dos termopares dos resultados experimentais para o Grupo 4 de teste de Peng (2010).

Figura 54 – Localização dos termopares do Grupo 4 de teste de Peng (2010).

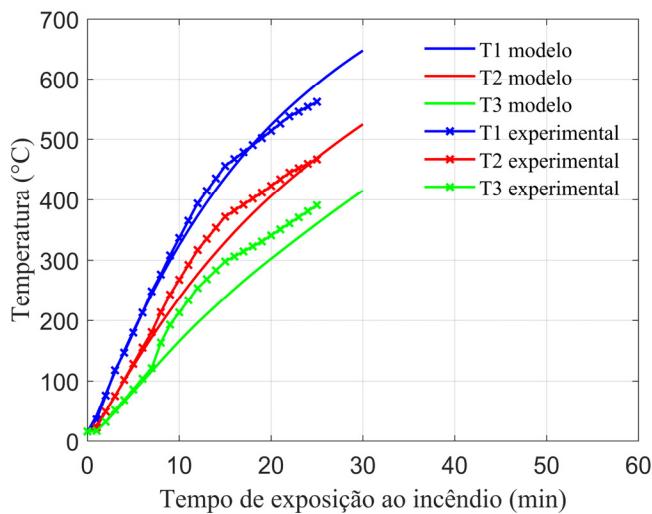


Fonte: elaborado pelo autor

a) Campo de temperatura no parafuso (T1, T2 e T3)

Na Figura 55, são apresentadas as curvas de temperatura dos termopares localizados nos parafusos e os resultados obtidos pelo modelo térmico para o Grupo 4 de Peng (2010). Os erros relativos médios foram de 4% para o T1, de 7% para o T2, de 15% para o T3 e de 9% para os resultados combinados desses três termopares. Observa-se que as curvas de temperatura obtidas a partir do modelo térmico apresentam tendências similares aos resultados experimentais, mas valores inferiores a eles, assim como para o Grupo 2. Cabe ressaltar que os dados sobre as características termofísicas do aço foram obtidos da literatura, as quais são consenso na literatura e apresentam uma baixa dispersão por serem oriundos de um processo de produção industrializado.

Figura 55 – Temperatura experimentais e do modelo térmico para os termopares no parafuso do teste Peng 4.



Fonte: elaborado pelo autor

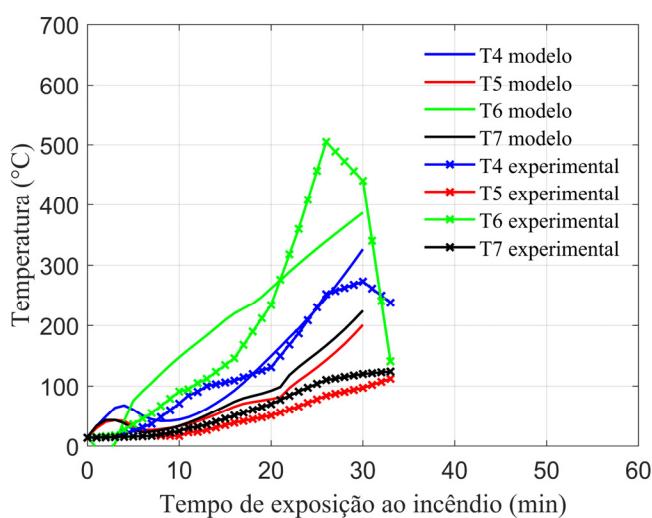
b) Campo de temperatura na madeira (T4, T5, T6 e T7)

Na Figura 56, são apresentadas as curvas de temperatura experimentais e numéricas para os elementos de madeira do teste do Grupo 4 de Peng (2010). Os erros relativos médios foram de 32%, para o T4, e de 42% para o T5. Estes termopares estão localizados paralelamente à direção do centro geométrico dos parafusos (Figura 54). Observa-se que as temperaturas do modelo numérico, relativas a mesma posição do T4, apresentaram tendência similar de aquecimento a partir dos 6 min de exposição, mas não conseguiram representar o patamar de temperatura de 100 °C associado ao calor latente da evaporação da água. As temperaturas do

modelo para o termopar T5 ficaram acima das temperaturas experimentais, aquecendo mais rapidamente, mas apresentando um patamar na temperatura de 100 °C. Os erros relativos destes termopares apresentaram médias parecidas às medidas dos termopares T4 e T5 do Grupo 2.

As curvas de temperatura dos termopares T6 e T7, dispostos na direção transversal ao centro geométrico dos parafusos (Figura 54), apresentaram erros relativos de 6%, para o T6, e de 33%, para o T7. O comportamento e os erros relativos destes termopares foram semelhantes ao do Grupo 2. Ressalta-se que os dados sobre as características termofísicas da madeira foram obtidos da literatura e não da caracterização do próprio material usado na ligação. Caso, estes valores específicos estivessem disponíveis, acredita-se que os resultados seriam melhores.

Figura 56 – Temperatura experimentais e do modelo térmico para os termopares na madeira do teste Peng 4.



Fonte: elaborado pelo autor

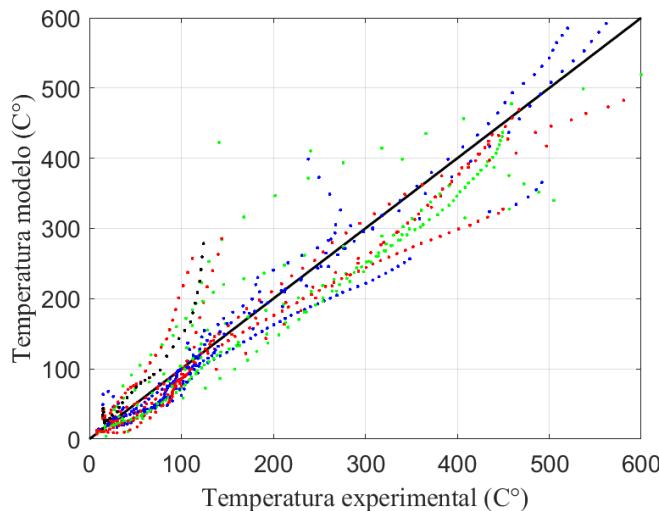
### 3.2.4 Avaliação da representatividade do modelo térmico

A partir do que foi apresentado pela avaliação das curvas de temperaturas experimentais e do modelo térmico para os termopares dos testes de Laplanche (2006) e de Peng (2010), ficou evidenciado que o modelo térmico foi capaz de simular qualitativamente o comportamento de aquecimento da madeira e dos parafusos das ligações. Contudo o modelo apresentou limitações quanto à representação do patamar de temperatura de 100 °C, associado ao calor latente da evaporação da água e às transferências de calor dos parafusos para a madeira. As curvas de temperatura para os termopares TC6, TC7 na chapa de aço do teste de Laplanche

(2006) e T6 e T7 localizados na madeira transversalmente aos parafusos dos testes dos Grupo 2 e 4 de Peng (2010) apresentaram diferenças maiores em alguns trechos em relação aos resultados experimentais. O erro relativo médio de todos os resultados foi de 22%. As diferenças apresentadas entre as temperaturas experimentais e do modelo podem ter ocorrido pela utilização de propriedades térmicas da madeira das ligações oriundas da literatura. O uso de propriedades térmicas oriundas da caracterização do próprio material poderia reduzir estas diferenças de temperatura. As diferenças entre os resultados numéricos e experimentais podem estar relacionadas com a hipótese da existência de um contato térmico perfeito entre o parafuso e a madeira, o que não ocorre na realidade, e com a estimativa correta da condutividade térmica da madeira nas direções paralela e perpendicular às fibras. Para os termopares localizados nos parafusos, o erro foi de 16% e, na madeira, foi de 26%. Estes resultados também podem ser avaliados por métricas de representatividade. A compensação das diferenças existentes no campo de temperatura do modelo numérico e dos dados experimentais na determinação do tempo de falha da ligação poderia ser feita por meio da determinação do erro do modelo térmico. Entretanto, os erros do modelo térmico variam muito entre os materiais, entre as posições na ligação e ao longo do tempo de exposição. Assim, não é possível considerar o erro do modelo térmico como uniforme e realizar a propagação de incertezas para o modelo mecânico de maneira adequada. Desta maneira, neste trabalho, optou-se pela utilização do erro do modelo térmico somente para a avaliação da sua qualidade.

A dispersão entre os resultados das temperaturas obtidas dos experimentos de Laplanche (2006) e Peng (2010) e do modelo térmico é apresentada na Figura 57. A partir da diferença entre os valores numéricos de temperatura e os valores experimentais, foi avaliado o erro de modelo termomecânico para as temperaturas obtidas por meio do modelo térmico, o qual apresentou um valor médio de 1,06 e um desvio padrão de 0,25, resultando em um coeficiente de variação de 24%. As métricas de representatividade do modelo resultaram em um CCC de 0,95, maior que 0,7; um  $R^2$  de 0,91, maior que 0,85; e um MRE de 5%, menor que 10%; atendendo os valores limites apontados por Cabrero e Yurrita (2018). Desta maneira, considerou-se que o modelo térmico é capaz de representar, de forma satisfatória, o fenômeno de transferência de calor. Contudo, observa-se que essas métricas poderiam ser melhoradas se as propriedades físico-térmicas dos materiais de cada uma das ligações fossem determinadas experimentalmente para serem usadas no modelo. Uma avaliação mais detalhada sobre a representatividade das propriedades térmicas do modelo foi apresentada na Seção 3.1.4.

Figura 57 – Dispersão das temperaturas experimentais e obtidas pelo modelo térmico utilizando as propriedades físicas utilizadas por Audebert *et al.* (2011).



Fonte: elaborado pelo autor

### 3.3 ERRO DO MODELO TERMOMECÂNICO NA DETERMINAÇÃO DO TEMPOR DE FALHA DA LIGAÇÃO

O erro do modelo termomecânico desenvolvido foi determinado pela razão entre os tempos de falha dos resultados experimentais e dos tempos de falha obtidos por meio do modelo termomecânico de ligações parafusadas madeira-aço-madeira tracionados com dois planos de cisalhamento encontrados na literatura para diversas configurações geométricas. Na Tabela 15, são apresentadas as configurações das ligações testadas em fornos por Laplanche (2006), Chuo (2007) e Peng (2010), seguindo curvas de incêndio padrão. Todas as ligações atendem os espaçamentos mínimos entre parafusos e entre parafusos e bordas exigidos pelo Eurocode 5 (2004).

As propriedades térmicas utilizadas no modelo térmico foram consideradas como determinísticas, devida à quantidade limitada de dados estatísticos e ao custo computacional para a realização do modelo térmico como probabilístico. No modelo termomecânico, foram utilizadas diferentes curvas de resistência ao embutimento em função da temperatura encontradas na literatura, de maneira a avaliar qual delas proporciona o erro de modelo com média mais próxima de 1,0 e com o menor coeficiente de variação.

Tabela 15 – Configurações das ligações usadas para a determinação do erro do modelo termomecânico

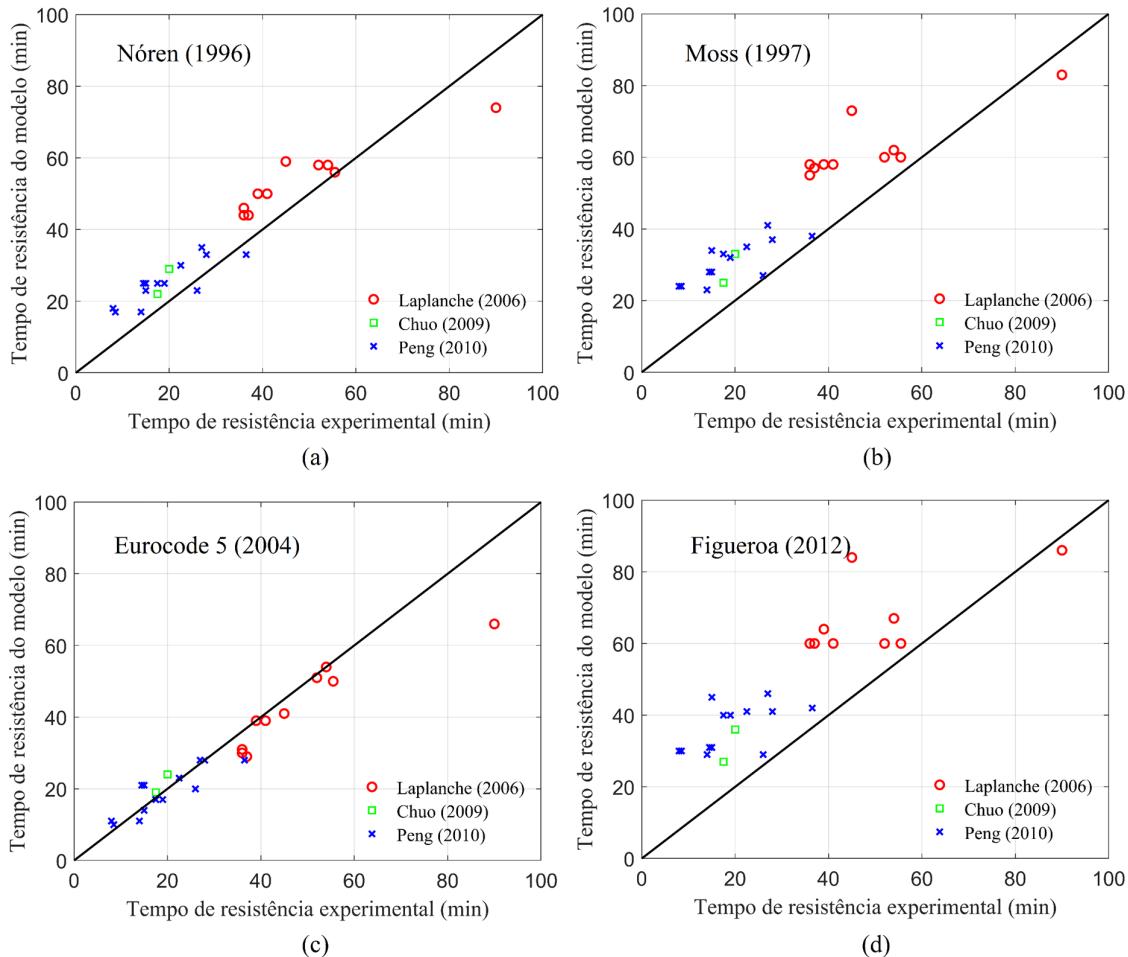
Autor	Teste	Madeira utilizada	$\rho$	$f_y$	Teste	$d$	$t_1$	$a$	$h$	$h_p$	$a_1$	$a_2$	$a_3$	$a_4$	$e_1$	$e_2$	$e$	$n_p$	$n_l$	
Laplanche (2006)	A'	A'13d	GL24h	450	300	A'	16	76	8	252	114	112	64	159	95	25	25	2	8	2
	A'13d					A'13d	16	76	8	252	114	208	64	255	95	25	25	2	8	2
	B'	B'	C'	12	77	20	75	10	292	143	140	80	167	107	32	32	2	8	2	
	C'					C'	12	77	6	212	87	84	48	131	83	20	20	2	8	2
	D'	D'	LVL	650	320	D'	20	100	10	288	143	140	80	187	107	32	32	2	8	2
Chuo (2007)	1					1	12	45	6	150	130	-	-	130	75	55	55	10	1	1
	2	Peng (2010)	20f-EX	455	310	2	12	45	6	150	130	60	50	100	50	25	25	10	4	2
	1					1	12,7	38	9,50	140	150	127	-	127	70	127	35	2	2	1
	2					2	12,7	60	9,50	190	130	127	63,5	127	63,5	127	33,25	2	4	2
	3					3	19,1	60	9,50	190	150	-	-	191	95	191	75	2	1	1
	4					4	19,1	60	9,50	190	170	191	95,5	191	47,5	127	27,50	2	4	2
	5					5	19,1	80	9,50	190	150	191	95,5	191	47,5	127	27,25	2	4	2

$\rho$  é a massa específica, em  $\text{kg/m}^3$ ,  $f_y$  é a resistência ao escoamento do aço dos parafusos, em MPa,  $d$  é o diâmetro do parafuso, em mm,  $t_1$  é a espessura do membro de madeira, em mm;  $a$  é a espessura da chapa de aço, em mm;  $h$  é o comprimento transversal do elemento de madeira, em mm;  $h_p$  é o comprimento transversal da chapa de aço, em mm;  $a_1$  é o espaçamento dos parafusos, em mm;  $a_2$  é o espaçamento entre as filas de parafusos, em mm;  $a_3$  é o espaçamento entre os primeiros parafusos e a borda da ligação, em mm;  $a_4$  é o espaçamento entre as linhas de parafusos e a borda lateral da ligação, em mm;  $e_1$  é a distância entre o último parafuso da ligação e a extremidade da chapa de aço, em mm;  $e_2$  é a distância entre as linhas de parafusos e a borda lateral da chapa de aço, em mm;  $e$  é a distância entre os elementos de madeira da ligação, em mm.

Fonte: elaborado pelo autor

Um estudo foi feito sobre o erro do modelo termomecânico para a determinação do tempo de falha das ligações, considerando as diferentes curvas de resistência ao embutimento relativas em função da temperatura fornecidas por: Norén (1996), Moss (1997), pelo Eurocode 5 (2004) e Figueroa (2012) (Figura 58). O modelo termomecânico que utiliza a curva de resistência ao embutimento de Norén (1996) apresentou um erro de modelo médio de 0,80 e coeficiente de variação de 23% (Figura 64a). Já os tempos de falha determinados numericamente, utilizando as curvas de embutimento de Moss (1997) (Figura 64b) e de Figueroa (2012) (Figura 64d), para a maioria das ligações, foram inferiores aos valores experimentais, sendo assim conservadores. A curva de Moss (1997) proporcionou a média do erro do modelo termomecânico igual a 0,67 e o coeficiente de variação igual 28%, cujos valores são próximos aos obtidos pela curva de Figueroa (2012). Esta última resultou em uma média do erro de modelo igual a 0,61 e o coeficiente de variação igual 33%. Os tempos de falha oriundos do modelo numérico que considera resistência de embutimento da madeira com o mesmo comportamento dado pela curva de resistência à compressão relativa fornecida pelo Eurocode 5 (2004) (Figura 58c) foram próximos da curva ideal, apresentando um erro do modelo termomecânico com valor médio de 1,04 e desvio padrão de 0,19, resultando em coeficiente de variação de 18%, sendo este o menor coeficiente de variação entre as curvas analisadas. Entre as curvas analisadas, nota-se que os valores dos coeficientes de variação do erro de modelo são distintos, indicando que a utilização de diferentes curvas de redução de resistência ao embutimento resulta em diferenças significativas na variabilidade das respostas. A curva de redução da resistência ao embutimento fornecida pelo Eurocode 5 (2004) apresentou o erro do modelo termomecânico mais próximo de 1,00 e o menor coeficiente de variação, dentre as curvas avaliadas. Portanto, decidiu-se pela utilização desta no presente trabalho.

Figura 58 – Erro do modelo termomecânico na determinação do tempo de falha ao incêndio das ligações segundo as curvas de redução de resistência ao embutimento fornecida por: (a) Norén (1996), (b) Moss (1997), (c) Eurocode 5 (2004) e (d) Figueroa (2012).



Fonte: elaborado pelo autor

Utilizando a curva do Eurocode 5 (2004), para os dados apresentados por Laplanche (2006) e por Chuo (2007), para um nível de confiança de 95%, o erro do modelo termomecânico apresentou uma média de 1,04 com intervalo de confiança entre 0,96, e 1,11 e um coeficiente de variação de 18% com um intervalo de confiança entre 13 e 23%. Esse coeficiente de variação é próximo ao de 15%, obtido por Jockwer *et al.* (2018), o qual foi baseado no trabalho de Köhler (2007) para ligações de madeira em temperatura ambiente. Para os dados apresentados por Peng (2010), o erro do modelo termomecânico na determinação do tempo de falha foi de 1,00, com coeficiente de variação de 22%. O alto valor do coeficiente de variação, para as amostras experimentais de Laplanche (2006), Chuo (2007) e Peng (2010), pode estar relacionado às

incertezas associadas às propriedades termomecânicas da madeira utilizada no modelo numérico, principalmente as propriedades do modelo térmico, visto que o campo de temperatura influencia diretamente nas propriedades do modelo mecânico. Além da ausência da caracterização das propriedades térmicas, a falta de dados sobre a resistência ao embutimento à temperatura ambiente das madeiras dos experimentos contribuiu para um alto coeficiente de variação do erro do modelo termomecânico. Para reduzir este coeficiente de variação, são necessários dados de caracterização termomecânica da madeira usada para a fabricação de cada ligação. Outra hipótese para o alto valor do coeficiente de variação está associada às limitações do modelo térmico proposto, principalmente aquelas relacionadas à carbonização da madeira e à geração de calor por reações exotérmicas. O desempenho do modelo poderia ser melhorado por meio do desenvolvimento de modelos termomecânicos acoplados, que representam o fenômeno da ligação exposta ao incêndio de forma mais precisa, e pela determinação das propriedades térmicas e mecânicas efetivas da madeira de cada exemplar, a partir de testes de ligações em situação de incêndio, a fim de diminuir o erro do modelo proveniente do modelo termomecânico.

Na Tabela 16, são apresentados os erros do modelo termomecânico utilizando as diferentes curvas de resistência ao embutimento para cada ligação analisada, juntamente com a média, o desvio padrão e o coeficiente de variação. Estes resultados apontam que o erro do modelo varia em função da carga aplicada em situação de incêndio, diâmetro do parafuso e espessura do elemento de madeira. Ligações com carga aplicada em situação de incêndio entre 12 e 20% da carga de ruptura à temperatura ambiente apresentam erro do modelo termomecânico médio e coeficiente de variação de 0,95 e 9%, respectivamente. Para a carga aplicada em situação de incêndio igual a 10% da carga de ruptura à temperatura ambiente, o erro médio do modelo termomecânico para ligações é 1,12, com um coeficiente de variação de 15%, enquanto que para a carga aplicada em situação de incêndio igual a 30% da carga de ruptura à temperatura ambiente, o erro do modelo termomecânico tem uma média de 1,16 e um coeficiente de variação de 10%. As ligações com menor relação entre a espessura do membro de madeira e o diâmetro do pino ( $\lambda=t_1/d$ ) apresentam os maiores erros do modelo termomecânico.

Tabela 16 – Erros de modelo utilizando diferentes curvas de resistência ao embutimento em função da temperatura para o modelo termomecânico

Autor	Teste	$P_{inc}$	$\lambda$	Norén (1996)	Moss (1997)	Eurocode 5 (2004)	Figueroa (2012)
Laplanche (2006)	A'	10% $P_{amb}$	4,75	0,99	0,93	1,11	0,93
		20% $P_{amb}$	4,75	0,82	0,71	1,05	0,68
		30% $P_{amb}$	4,75	0,82	0,65	1,20	0,60
	A'13d	30% $P_{amb}$	4,75	0,78	0,62	1,16	0,60
	B'	10% $P_{amb}$	3,75	0,90	0,87	1,02	0,87
		30% $P_{amb}$	3,75	0,84	0,65	1,28	0,62
	C'	10% $P_{amb}$	6,41	0,93	0,87	1,00	0,81
		30% $P_{amb}$	6,41	0,78	0,67	1,00	0,61
	D'	10% $P_{amb}$	5	1,22	1,08	1,36	1,05
		30% $P_{amb}$	5	0,76	0,62	1,10	0,54
Chuo (2007)	1	14% $P_{amb}$	3,75	0,69	0,61	0,83	0,56
	2	12% $P_{amb}$	3,75	0,80	0,70	0,92	0,65
Peng (2010)	1.1	10% $P_{amb}$	3	0,58	0,52	0,69	0,47
	1.2	10% $P_{amb}$	3	0,60	0,54	0,71	0,48
	1.3	29% $P_{amb}$	3	0,44	0,33	0,73	0,27
	1.4	30% $P_{amb}$	3	0,50	0,35	0,85	0,28
	2.1	11% $P_{amb}$	4,72	0,85	0,76	1,00	0,68
	2.2	18% $P_{amb}$	4,72	0,75	0,64	0,98	0,55
	2.3	29% $P_{amb}$	4,72	0,70	0,53	1,03	0,44
	3.1	11% $P_{amb}$	3,14	0,77	0,66	0,96	0,59
	3.2	32% $P_{amb}$	3,14	0,65	0,44	1,07	0,33
	4.1	10% $P_{amb}$	3,14	1,13	0,96	1,30	0,90
	4.2	30% $P_{amb}$	3,14	0,82	0,61	1,27	0,48
	5.1	10% $P_{amb}$	4,18	1,11	0,96	1,30	0,87
	5.3	29% $P_{amb}$	4,18	0,76	0,59	1,12	0,48
Média				0,80	0,67	1,04	0,61
Desvio Padrão				0,18	0,19	0,19	0,20
Coeficiente de Variação				23%	28%	18%	33%

Fonte: elaborado pelo autor

### 3.3.1 Avaliação do desempenho do modelo termomecânico

O modelo termomecânico que utiliza a curva de redução de resistência à compressão em função da temperatura fornecida pelo Eurocode 5 (2004) para a determinação do tempo de falha das ligações apresentou valores de 0,88, para o  $R^2$ , de 0,92, para CCC, e de 7%, para MRE.

Cabrero e Yurrita (2018) indicam que o modelo é adequado para representar o fenômeno caso resulte valores de  $R^2$  maiores que 0,7, CCC maiores que 0,85 e MRE menores que 10%. O modelo termomecânico desenvolvido é, portanto, adequado para representar o fenômeno e será utilizado nas análises de confiabilidade estrutural. Cabe ressaltar, no entanto, que há diversas limitações como: a quantidade de dados experimentais disponíveis na literatura, a falta de caracterização das propriedades termomecânicas da madeira utilizadas nos testes experimentais e as incertezas intrínsecas do fenômeno de exposição ao incêndio, como o fluxo de calor no forno de teste, o campo de temperatura no interior da ligação e degradação da madeira em altas temperaturas.

### 3.4 MODELO PROBABILÍSTICO PARA A DETERMINAÇÃO DO TEMPO DE FALHA DE LIGAÇÕES

O modelo probabilístico desenvolvido é baseado na utilização do modelo termomecânico em elementos finitos para a determinação do tempo de falha das ligações parafusadas em conjunto com o método da simulação de Monte Carlo. Nesta seção, serão apresentados: a aplicação do método da simulação de Monte Carlo às ligações parafusadas em madeira, a determinação do tempo de falha da ligação, a construção dos histogramas e das funções de distribuição de probabilidades de falha, a distribuição cumulativa de probabilidades, a proporção dos modos de falha e as variáveis aleatórias utilizadas nas análises de confiabilidade estrutural.

#### 3.4.1 Método da simulação de Monte Carlo para avaliação da evolução da capacidade de carga da ligação

A simulação probabilística da capacidade resistente da ligação foi realizada, considerando como variáveis aleatórias a massa específica da madeira, a tensão de escoamento do aço do parafuso e o erro de modelo termomecânico, os quais foram sorteados para a realização do método da simulação de Monte Carlo (MELCHERS e BECK, 2018). Os valores sorteados foram utilizados no modelo mecânico para a determinação da capacidade resistente da ligação durante o tempo de exposição ao incêndio. Para cada configuração de ligação (Tabela

15), foram realizadas 10000 simulações, resultando, para cada simulação, uma curva de evolução da capacidade de carga em função do tempo de exposição ao incêndio.

### 3.4.2 Determinação do tempo de falha da ligação

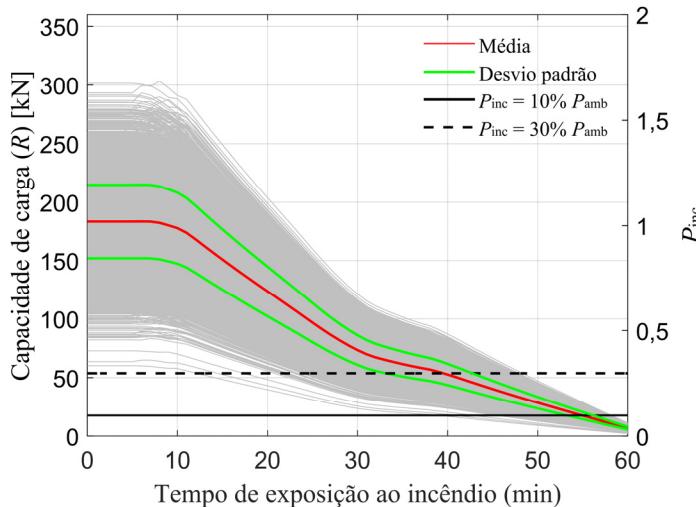
O tempo de falha da ligação é determinado quando a capacidade de carga ( $R$ ) é igual à carga aplicada em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ) da ligação, resultando em um problema básico de confiabilidade estrutural dado pela função de estado limite  $g$  (Equação 83).

$$g(R, P_{inc}) = R - P_{inc} , \quad (83)$$

onde  $g(R, P_{inc}) \leq 0$  indica uma falha. As funções de resistência e de solicitação podem ser variáveis aleatórias (MELCHERS e BECK, 2018). No entanto, neste trabalho,  $R$  é considerada aleatória enquanto  $P_{inc}$  é considerada determinística, cujo valor é uma porcentagem da carga de falha da ligação em temperatura normal. A incerteza na carga aplicada em situação de incêndio é desprezada e os resultados da análise de confiabilidade consideram apenas as incertezas da função de resistência. A variabilidade dos resultados está relacionada apenas às variáveis aleatórias da função de resistência. Para determinar a capacidade de carga da ligação, o campo de temperatura foi considerado como determinístico, devido ao custo computacional proibitivo associado à análise térmica transiente.

O tempo de falha de cada simulação de Monte Carlo é obtido quando a capacidade de carga da ligação, calculada usando os valores das variáveis aleatórias amostradas e o fluxograma ilustrado na Figura 37, atinge a carga aplicada em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ), nas ligações estudadas situam-se entre 10 e 30% da capacidade de carga média da ligação à temperatura ambiente.

Figura 59 – Evolução da capacidade de carga da ligação ao longo do tempo de exposição ao incêndio e porcentagem da capacidade de carga média à temperatura ambiente aplicada em situação de incêndio.

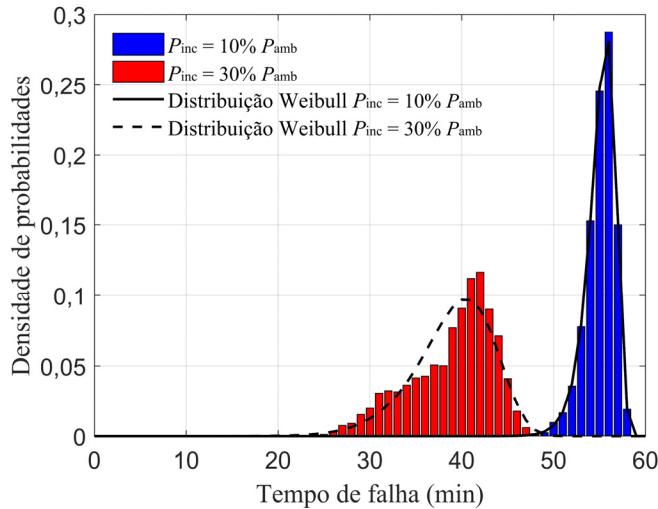


Fonte: elaborado pelo autor

### 3.4.3 Histograma e função densidade de probabilidades de falha

Para cada geometria de ligação e para cada carga aplicada em situação de incêndio, foram construídos histogramas da probabilidade do tempo de falha sob exposição ao incêndio, a partir dos 10000 tempos de falha obtidos da simulação de Monte Carlo (Figura 60). A inferência estatística desses dados é realizada para obter as curvas de distribuição de probabilidade que melhor os representam. O método dos estimadores de máxima verossimilhança é utilizado para determinar os parâmetros que melhor se ajustam às distribuições probabilísticas consideradas (MILLAR, 2011). O método dos mínimos quadrados (KARIYA e KURATA, 2004), os critérios de informação de Akaike (1974) e Bayesiano (SCHWARTZ, 1978) foram utilizados para avaliar quantitativamente a distribuição de probabilidade que melhor representa os tempos de falha das ligações.

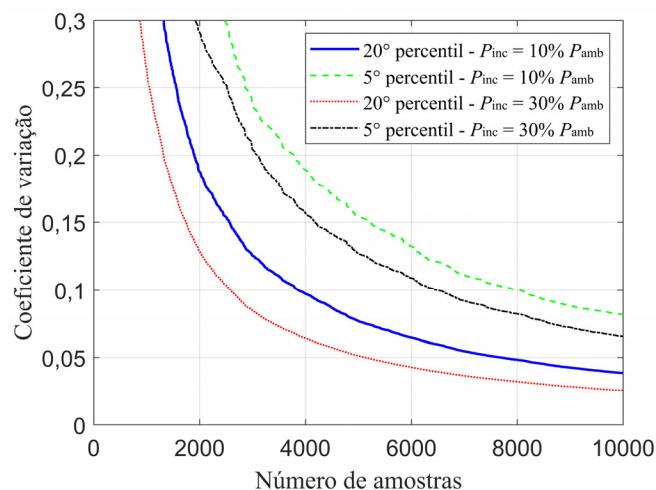
Figura 60 – Histogramas e função densidade de probabilidade do tempo de falha.



Fonte: elaborado pelo autor

Para cada simulação de Monte Carlo, a análise de variância foi realizada, por meio do cálculo do coeficiente de variação, para os percentis de 5 e 20% da distribuição do tempo de falha, para as cargas aplicadas em situação de incêndio entre 10 e 30% da carga a ruptura à temperatura ambiente (Figura 61). Para cada ligação analisada, foram utilizadas 10000 amostras. Considerou-se que houve convergência para os percentis de 5 e 20%, uma vez que o coeficiente de variação do tempo de falha resultou menor que 10%, o qual foi considerado como adequado.

Figura 61 – Coeficiente de variação para o tamanho da amostra.

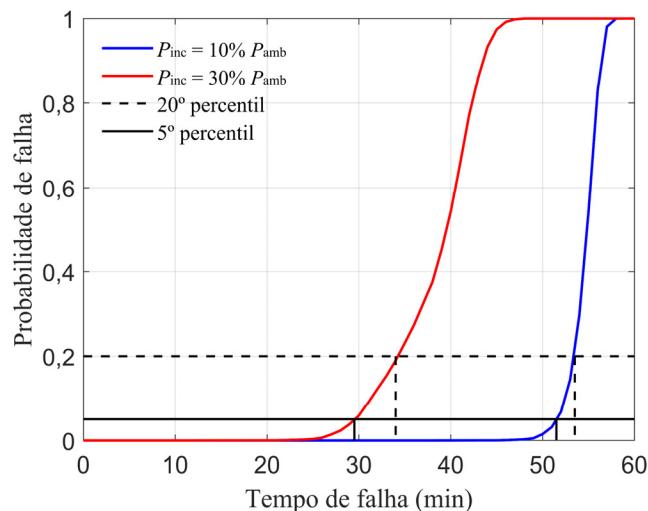


Fonte: elaborado pelo autor

### 3.4.4 Distribuição cumulativa de probabilidades

A Figura 62 ilustra as distribuições cumulativas de probabilidades do tempo de falha das ligações. A partir dessas distribuições, são obtidos os tempos de falha médios e para os percentis de 5 e de 20% da distribuição da probabilidade de falha. Esses tempos de falha foram utilizados para a avaliação da relação entre os resultados experimentais e os percentis das distribuições cumulativas de probabilidade.

Figura 62 – Funções de distribuição de probabilidade cumulativa do tempo de falha.

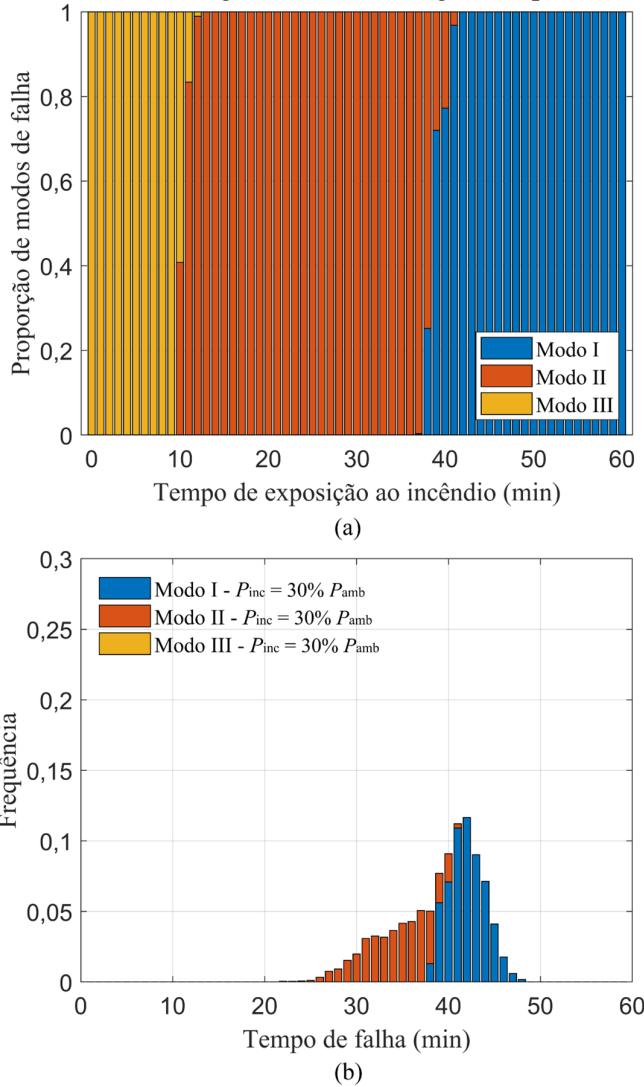


Fonte: elaborado pelo autor

### 3.4.5 Avaliação dos modos de falha da ligação

A avaliação dos modos de falha da ligação foi realizada a partir dos resultados obtidos nas 10000 simulações de Monte Carlo, determinando-se a proporção de cada modo em relação ao total das simulações. Para cada uma das ligações analisadas, os modos de falha foram avaliados a partir de histogramas de falhas como os apresentados na Figura 63. Para uma dada geometria de ligação, a proporção absoluta dos modos de falha ao longo do tempo de exposição ao incêndio é ilustrada na Figura 63a. A proporção relativa de modos de falha, na densidade de distribuição de probabilidade de tempo de falha, é exibida na Figura 63b. As proporções dos modos de falha foram estimadas para a média e para os percentis de 5 e de 20% da distribuição de probabilidade do tempo de falha (Figura 63b).

Figura 63 – Proporção dos modos de falha: (a) proporção absoluta sobre o tempo de exposição ao incêndio; (b) proporção relativa ao histograma de tempo de falha para a carga aplicada em situação de incêndio igual a 30% da carga de ruptura à temperatura ambiente.



Fonte: elaborado pelo autor

### 3.5 TEMPO DE FALHA DAS LIGAÇÕES MADEIRA-AÇO-MADEIRA A PARTIR DAS SIMULAÇÕES DE MONTE CARLO

Nesta seção, serão apresentados os histogramas dos tempos de falha, os modos de falha, a inferência da distribuição probabilística que melhor representa o tempo de falha das ligações em situação de incêndio, os tempos de falha médios e para os percentis de 5 e de 20% e as dispersões dos tempos de falha das ligações madeira-aço-madeira obtidos a partir das

simulações de Monte Carlo do modelo termomecânico. A análise de confiabilidade estrutural das ligações em situação de incêndio foi realizada pelo método da simulação de Monte Carlo utilizando 10000 simulações para cada ligação. Foram analisadas 25 ligações com as configurações geométricas e as cargas aplicadas em situação de incêndio utilizadas nos testes de Laplanche (2006), de Chuo (2007) e de Peng (2010).

### 3.5.1 Variáveis aleatórias utilizadas nas análises de confiabilidade estrutural

Na Tabela 17, são apresentados os valores das variáveis aleatórias utilizadas na análise de confiabilidade. A massa específica média da madeira e a resistência ao escoamento do aço foram obtidas a partir das ligações das pesquisas experimentais de Laplanche (2006), de Chuo (2007) e de Peng (2010) e os coeficientes de variação para a massa específica da madeira e para a resistência ao escoamento do aço foram obtidos de Köhler *et al.* (2007) e de Qureshi *et al.* (2020), respectivamente. A variável do erro do modelo termomecânico utilizada será a da curva do Eurocode 5 (2004), apresentada na Seção 3.3.

Tabela 17 – Variáveis aleatórias utilizadas nas análises de confiabilidade estrutural

Propriedade	Símbolo	Unidade	Função distribuição de probabilidades	Média	Coeficiente de variação
Massa específica da madeira	$\rho$	kg/m <sup>3</sup>	Lognormal	Experimento	10%
Resistência ao escoamento do aço	$f_y$	kN/m <sup>2</sup>	Lognormal	Experimento	7%
Erro do modelo termomecânico	$\varepsilon_m$	-	Normal	1,04	18%

Fonte: elaborado pelo autor

### 3.5.2 Histogramas dos tempos de falha e modos de falha das ligações

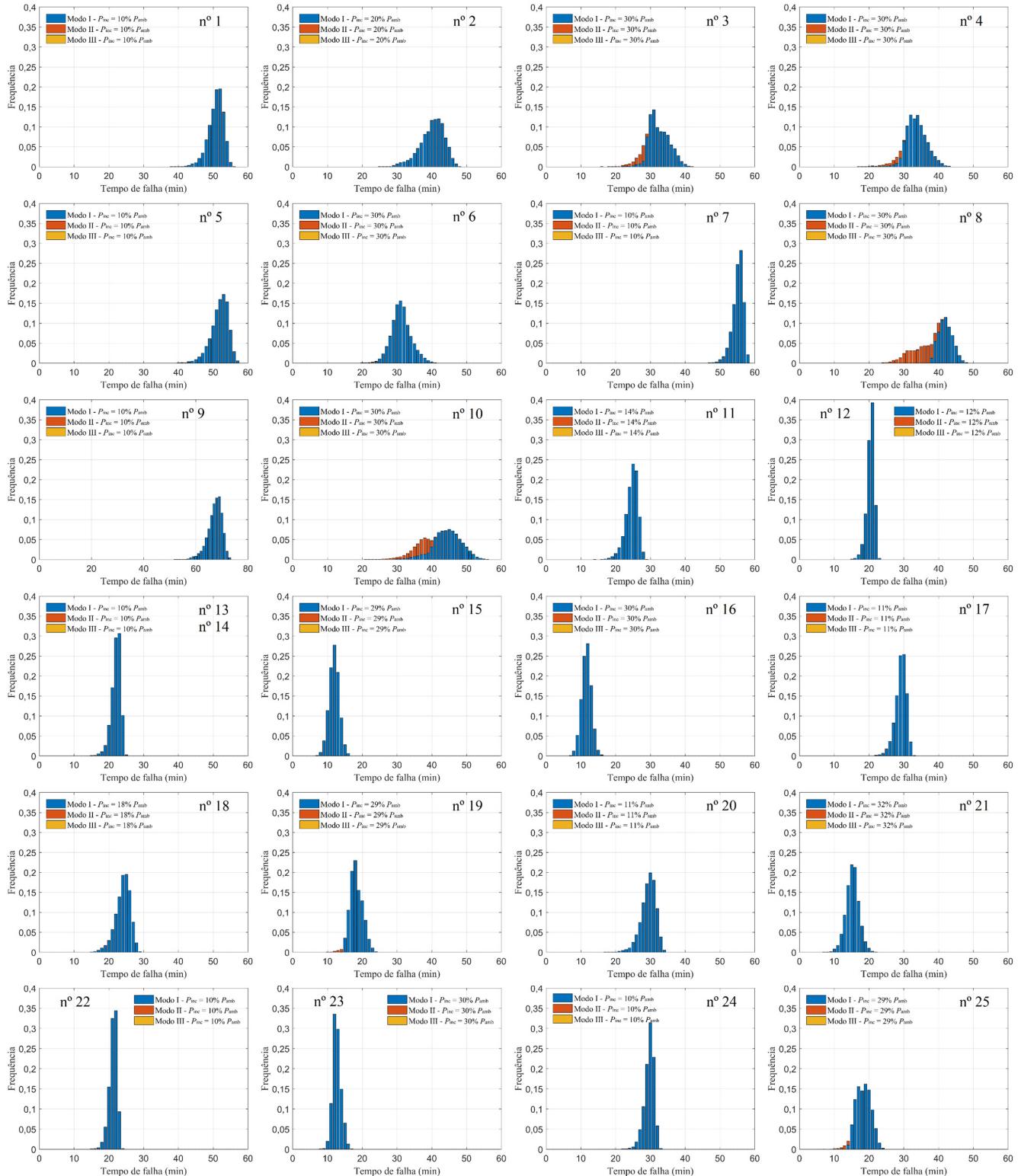
Na determinação dos tempos de falha das ligações pelas simulações de Monte Carlo, foram considerados três modos de falha: I, II e III. O modo de falha I é caracterizado pela falha devido ao embutimento do parafuso na madeira, uma vez que a seção transversal é reduzida devido à carbonização do material. O modo de falha II é caracterizado pelo aparecimento de uma única rótula plástica no meio do parafuso, enquanto o modo III é caracterizado pelo aparecimento de três rótulas plásticas, dispostas simetricamente no parafuso. Os histogramas dos tempos de falha e as proporções relativas dos modos de falha das 25 ligações estudadas,

oriundos das simulações de Monte Carlo são apresentados na Figura 64. As proporções de modos de falha das ligações para os percentis de 5%, de 20% de probabilidade de falha e para a média dos tempos de falha estão dispostos na Tabela 18.

#### a) Histogramas dos tempos de falha

Observa-se na Figura 64 que, para as ligações com carga aplicada em situação de incêndio igual a 10% da carga de ruptura à temperatura ambiente, as distribuições de tempo de falha apresentam uma variabilidade menor que as ligações com cargas aplicadas em situação de incêndio maiores, predominando o modo de falha I. Nas ligações submetidas a carga em situação de incêndio igual a 30% da carga de ruptura à temperatura ambiente, as distribuições de probabilidade apresentam uma variabilidade maior e a falha ocorre predominantemente pelos modos de falha I e II. Além disso, nota-se que, para estas ligações, a frequência da probabilidade de falha apresenta uma taxa de crescimento menor no começo da distribuição de probabilidades, geralmente coincidindo com o modo de falha II. Em seguida, a distribuição de probabilidade de falha apresenta uma taxa de crescimento maior, coincidindo com o modo de falha I. Este comportamento está associado ao decaimento rápido da capacidade de carga da ligação para o modo de falha II, seguido de um decréscimo menor para o modo de falha I, aumentando o tempo até a falha. Isto ocorre devido à curva de resistência ao embutimento da madeira em função da temperatura apresentar uma maior taxa de redução entre os 20 e 100 °C e menor entre 100 e 300 °C.

Figura 64 – Proporção relativa dos modos de falha para os histogramas de tempo de falha.



Fonte: elaborado pelo autor

b) Modos de falha da ligação

Na Tabela 18, são apresentadas as proporções de modos de falha das ligações para os percentis de 5%, de 20% e para a média dos tempos de falha. Os modos de falha com maior probabilidade de ocorrência são os modos I e II. O modo de falha III pode ocorrer em tempos iniciais de exposição ao incêndio, mas com baixa probabilidade (Figura 63). As ligações que apresentam menor esbeltez do parafuso ( $\lambda=t_1/d$ ) e menor carga aplicada em situação de incêndio em relação às demais ligações falham de acordo com o modo I em tempos relativamente baixos de exposição ao incêndio, enquanto as ligações que apresentam valores maiores para esses parâmetros falham pelo modo II no mesmo período. Visto que as falhas mais prováveis ocorrem pelos modos I e II, para a obtenção de um maior tempo de falha, é recomendável aumentar as dimensões da seção transversal da ligação, acrescentando uma espessura extra de madeira, conforme sugerido pelo Eurocode 5 (2004), além de realizar a proteção dos parafusos contra a ação térmica.

Para o percentual de 5% de tempo de falha, as geometrias de ligações de Laplanche (2006), de Chuo (2007) e de Peng (2010) apresentam comportamentos semelhantes entre si em relação ao tipo de falha em função da carga aplicada em situação de incêndio e esbeltez do parafuso ( $\lambda$ ). Para a carga aplicada em situação de incêndio igual a 10% da carga de ruptura à temperatura ambiente, todas as falhas são do modo I (Figura 64). Para a carga aplicada em situação de incêndio igual a 30% da carga de ruptura à temperatura ambiente e esbeltez do parafuso ( $\lambda$ ) menor que 4, o modo de falha I é predominante. Para a carga aplicada em situação de incêndio igual a 30% da carga de ruptura à temperatura ambiente e esbeltez do parafuso ( $\lambda$ ) maior que 4, a proporção do modo de falha I apresenta valores entre 0 e 45% e para o modo de falha II entre 45 e 100%. Para o percentil de 20% do tempo de falha, todas as ligações que seguem as geometrias de Peng (2010) falham no modo I, independente da carga aplicada em situação de incêndio (Figura 64). Aplicando os dados de Laplanche (2006), 100% das ligações falham no modo I quando as cargas aplicadas em situação de incêndio ficam entre 10 e 20% da carga de ruptura à temperatura ambiente, mas para a carga aplicada em situação de incêndio igual a 30% da carga de ruptura à temperatura ambiente, cerca de 25 a 100% falham no modo I e 5 a 75% no modo II. Já a ligação C' apresenta 100% de falha no modo II. As ligações com cargas aplicadas em situação de incêndio entre 20 e 30% da carga de ruptura à temperatura ambiente falham em tempos menores que as ligações com carga aplicada de incêndio igual a 10% da carga de ruptura à temperatura ambiente, propiciando a falha pelo modo de falha II. As

ligações que possuem as geometrias de Laplanche (2006) possuem maior espessura do membro de madeira e um parafuso com diâmetro proporcionalmente menor, ou seja, apresentam esbeltez ( $\lambda$ ) maior que as ligações de Peng (2010), o que leva a um maior percentual de falhas com rótulas plásticas nos parafusos. A madeira resiste ao embutimento por mais tempo de exposição ao incêndio e a falha ocorre por escoamento do parafuso de aço.

Tabela 18 – Proporção dos modos de falha para as configurações dos testes experimentais utilizando a simulação de Monte Carlo

nº	Autor	Teste	$\lambda$	$P_{inc}$	Proporção dos modos de falha			$t_{5\%}$			$t_{20\%}$			$t_{médio}$			
					I	II	III	I	II	III	I	II	III	I	II	III	
1		A'	4,75	10%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	
2			4,75	20%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	
3			4,75	30%	25%	75%	0%	26%	74%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	
4		A'13d	4,75	30%	25%	75%	0%	95%	5%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	
5	Laplanche	B'	3,75	10%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	
6	(2006)		3,75	30%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	
7		C'	6,41	10%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	
8			6,41	30%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	25%	75%	0%			
9		D'	5	10%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	
10			5	30%	25%	75%	0%	25%	75%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	
11	Chuo	1	3,75	14%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	
12	(2007)	2	3,75	12%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	
13			1.1	3	10%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%
14			1.2	3	10%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%
15			1.3	3	29%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%
16			1.4	3	30%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%
17			2.1	4,72	11%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%
18			2.2	4,72	18%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%
19	Peng	2.3	4,72	29%	2%	98%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	
20	(2010)		3.1	3,14	11%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%
21			3.2	3,14	32%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%
22			4.1	3,14	10%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%
23			4.2	3,14	30%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%
24			5.1	4,18	10%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%
25			5.3	4,18	29%	45%	55%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%	100%	0%	0%

$\lambda$  é a razão entre a espessura do membro de madeira ( $t_1$ ) e o diâmetro do parafuso ( $d$ );  $P_{inc}$  é a carga aplicada em situação de incêndio;  $t_{5\%}$  é o tempo de falha para o percentil de 5% da distribuição de probabilidade;  $t_{20\%}$  é o tempo de falha para o percentil de 20% da distribuição de probabilidade;  $t_{médio}$  é o tempo de falha médio da simulação de Monte Carlo.

Fonte: elaborado pelo autor

Para o tempo médio de falha, as ligações estudadas tendem a falhar pelo modo I, concordando com as pesquisas experimentais (LAPLANCHE, 2006; CHUO, 2007; PENG, 2010). Esse comportamento pode ser explicado pelo fato de que, para uma menor carga aplicada em situação de incêndio, a resistência e a seção transversal da madeira diminuem mais rapidamente que a resistência ao escoamento do parafuso. Os principais fatores que influenciam os modos de falha são a esbeltez ( $\lambda$ ) e a carga aplicada em situação de incêndio.

### **3.5.3 Inferência da distribuição probabilística que melhor representa o tempo de falha das ligações em situação de incêndio**

A partir dos tempos de falha das ligações em situação de incêndio obtidos das simulações de Monte Carlo do modelo termomecânico é possível obter uma distribuição de probabilidades para cada geometria experimental. Entretanto, não se tem conhecimento do tipo de distribuição de probabilidades comum que melhor represente os tempos de falha. Este estudo é importante para o entendimento do comportamento probabilístico dos resultados obtidos. Para que seja definida da distribuição probabilística que melhor representa estes resultados, é necessária a realização da inferência estatística utilizando diferentes distribuições. Após a realização da inferência estatística de todas as geometrias, é possível realizar um estudo comparativo entre as distribuições. O objetivo desta análise é indicar qual é a distribuição probabilística comum que melhor representa os tempos de falha obtidos das análises de confiabilidade das ligações experimentais.

Para ajustar os parâmetros das diferentes distribuições de probabilidade aos tempos de falha, foi utilizada a função *fitdist* disponível no *software* MATLAB. A partir das distribuições ajustadas, foram avaliadas aquelas que melhor representam os dados pelos critérios de informações Bayesiano (*BIC*) (Tabela 19) e de Akaike (*AIC*) (Tabela 20). A distribuição apresentará uma melhor representatividade para os dados quanto menor forem os valores obtidos para os critérios de informação em relação as demais.

Nas tabelas 19 e 20, observa-se que a distribuição Weibull apresentou os menores valores para os critérios de informação para 16 das 25 ligações avaliadas, a distribuição Normal para 5, a distribuição Logística para 3 e a distribuição Lognormal para 1. A distribuição Weibull obteve o menor somatório dos valores dos critérios de falha de todas as ligações entre as distribuições avaliadas. A diferença do somatório dos critérios de informação entre a

distribuição Weibull e as distribuições Gumbel, Logística e Normal foi de 0,73%, 0,87% e 1,27%, respectivamente, valores que não permitem descartar a possibilidade da utilização destas distribuições como representativas dos tempos de falhas. A diferença do somatório entre a distribuição Weibull e as distribuição Rayleigh e Exponencial foi de 70% e 102%, respectivamente. Uma diferença considerável que permite descartar estas distribuições para a representação dos tempos de falha. A maior parte das ligações em que a distribuição Weibull obteve os menores valores para os critérios de informação foi submetida a carga em situação de incêndio entre 10 e 20% da carga de ruptura à temperatura ambiente, enquanto que para a distribuição Normal foram ligações com carga aplicada em situação de incêndio igual a 30% da carga de ruptura à temperatura ambiente. Este comportamento pode ser relacionado a um problema de análise de sobrevivência, no qual é avaliado a proporção de uma população que sobreviverá após um certo tempo. Dado que, quanto menor é a carga aplicada em situação de incêndio maior é o tempo de falha da ligação, a tendência é que quanto maior for tempo de falha da ligação, a distribuição de probabilidades que melhor represente o tempo de falha passe de uma distribuição Normal para uma Weibull.

A partir dos resultados apresentados, observa-se que a distribuição de probabilidade Weibull é a que melhor representa os tempos de falha das ligações em situação de incêndio, por isso ela foi escolhida para representá-las neste trabalho. Além disso, a distribuição Weibull é propicia para representar um problema de sobrevivência do tipo “falha na primeira passagem de uma barreira”, como é a falha apresentada pelas ligações.

Tabela 19 – Critério de informação Bayesiano para diferentes distribuições de probabilidades ajustadas para os tempos de falha das ligações em situação de incêndio

nº	Autor	Teste	$P_{inc}$	Weibull	Gumbel	Logística	Normal	Lognormal	Rayleigh	Exponencial
1	Laplanche (2006)	A'	10% $P_{amb}$	<b>43133</b>	43153	44118	44566	45110	84737	98541
2			20% $P_{amb}$	<b>52595</b>	52674	53491	53619	54480	80195	93821
3			30% $P_{amb}$	53281	53944	52876	<b>52860</b>	53478	75722	89240
4		A'13d	30% $P_{amb}$	53210	53460	<b>52748</b>	53145	54277	76466	89996
5			B'	10% $P_{amb}$	<b>46041</b>	46072	46959	47412	48030	85156
6		C'	30% $P_{amb}$	51042	51979	<b>49603</b>	49846	50290	75188	88785
7			10% $P_{amb}$	<b>36331</b>	36786	37480	38183	38576	86350	100186
8			30% $P_{amb}$	<b>57558</b>	57654	59074	58976	60162	79814	79814
9	Chuo (2007)	D'	10% $P_{amb}$	<b>47891</b>	47909	48870	49364	49904	90364	104172
10			30% $P_{amb}$	<b>61467</b>	61841	62048	61725	62543	81497	94882
11	Peng (2010)	1	14% $P_{amb}$	<b>38876</b>	38925	39808	40049	40806	70409	84111
12		2	12% $P_{amb}$	<b>29431</b>	29488	30231	30624	31246	66582	80354
13		1.1	10% $P_{amb}$	<b>33655</b>	33660	34659	35112	35899	68076	81815
14		1.2	10% $P_{amb}$	<b>33655</b>	33660	34659	35112	35899	68076	81815
15		1.3	29% $P_{amb}$	36748	37701	36492	<b>36182</b>	36504	56091	69487
16		1.4	30% $P_{amb}$	36084	37036	35678	<b>35512</b>	35811	55609	69016
17		2.1	11% $P_{amb}$	<b>37774</b>	37834	38623	38978	39622	73609	87368
18		2.2	18% $P_{amb}$	<b>43248</b>	43375	44053	44128	44944	69883	83489
19		2.3	29% $P_{amb}$	41788	42626	41019	<b>40929</b>	41149	64450	77994
20		3.1	11% $P_{amb}$	<b>42907</b>	42969	43780	44046	44844	73902	87596
21		3.2	32% $P_{amb}$	41595	42536	<b>41117</b>	41145	41677	61000	74392
22		4.1	10% $P_{amb}$	<b>30224</b>	30314	30934	31221	31793	67324	81098
23		4.2	30% $P_{amb}$	33469	34480	32043	32024	<b>32012</b>	57231	70827
24		5.1	10% $P_{amb}$	<b>35024</b>	35093	35806	36148	36670	73971	87758
25		5.3	29% $P_{amb}$	44798	45158	44865	<b>44563</b>	45047	64630	78033

Fonte: elaborado pelo autor

Tabela 20 – Critério de informação Akaike para diferentes distribuições de probabilidades ajustadas para os tempos de falha das ligações em situação de incêndio

nº	Autor	Teste	$P_{inc}$	Weibull	Gumbel	Logística	Normal	Lognormal	Rayleigh	Exponencial
1	Laplanche (2006)	A'	10% $P_{amb}$	<b>43118</b>	43139	44103	44551	45095	84730	98534
2			20% $P_{amb}$	<b>52581</b>	52659	53476	53605	54465	80188	93814
3			30% $P_{amb}$	53267	53930	52862	<b>52846</b>	53464	75715	89233
4		A'13d	30% $P_{amb}$	53196	53439	<b>52733</b>	53131	54262	76458	89989
5			B'	10% $P_{amb}$	<b>46027</b>	46057	46945	47398	48016	85149
6		C'	30% $P_{amb}$	51027	51965	<b>49588</b>	49832	50276	75180	88778
7			10% $P_{amb}$	<b>36317</b>	36765	37465	38169	38561	86343	100179
8			30% $P_{amb}$	<b>57544</b>	57632	59060	58962	60148	79807	93237
9	Chuo (2007)	D'	10% $P_{amb}$	<b>47876</b>	47895	48856	49350	49889	90357	104165
10			30% $P_{amb}$	<b>61452</b>	61827	62034	61711	62529	81490	94875
11	Peng (2010)	1	14% $P_{amb}$	<b>38861</b>	38910	39794	40034	40792	70401	84104
12		2	12% $P_{amb}$	<b>29416</b>	29473	30216	30609	31232	66575	80347
13		1.1	10% $P_{amb}$	<b>33641</b>	33646	34644	35098	35884	68069	81808
14		1.2	10% $P_{amb}$	<b>33641</b>	33646	34644	35098	35884	68069	81808
15		1.3	29% $P_{amb}$	36733	37686	36300	<b>36168</b>	36490	56083	69480
16		1.4	30% $P_{amb}$	36070	37021	35664	<b>35497</b>	35796	55602	69008
17		2.1	11% $P_{amb}$	<b>37760</b>	37819	38609	38964	39608	73602	87361
18		2.2	18% $P_{amb}$	<b>43248</b>	43375	44053	44128	44944	69883	83489
19		2.3	29% $P_{amb}$	41773	42612	41005	<b>40915</b>	41134	64443	77987
20		3.1	11% $P_{amb}$	<b>42892</b>	42954	43765	44032	44830	73895	87589
21		3.2	32% $P_{amb}$	41580	42521	<b>41103</b>	41131	41662	60993	74385
22		4.1	10% $P_{amb}$	<b>30209</b>	30299	30920	31207	31778	67317	81091
23		4.2	30% $P_{amb}$	33454	34465	32028	32010	<b>31998</b>	57224	70819
24		5.1	10% $P_{amb}$	<b>35010</b>	35078	35791	36134	36656	73964	87751
25		5.3	29% $P_{amb}$	44784	45143	44851	<b>44549</b>	45033	64623	78026

Fonte: elaborado pelo autor

### **3.5.4 Tempos de falha médios e para os percentis de 5% e de 20% da distribuição de probabilidade acumulada**

A partir da distribuição ajustada dos tempos de falha obtido das simulações de Monte Carlo para cada ligação, foram obtidos os tempos de falha para os percentis de 5% e de 20% da distribuição de probabilidade acumulada oriunda da simulação de Monte Carlo, a média e o desvio padrão da distribuição probabilística e o seu intervalo para o nível de confiança de 95%, conforme apresentado na Tabela 21. O coeficiente de variação médio é de 9% para a função de distribuição ajustada, indicando que as distribuições são representativas, apresentando baixa dispersão nos resultados. Para as geometrias das ligações de Laplanche (2006), os tempos de falha, para o percentil de 20% da distribuição de probabilidade de falha, foram, em média, superiores aos tempos de falha de projeto ( $t_{d,f}$ ) obtidos de acordo com o Eurocode 5 (2004). Para a carga aplicada em situação de incêndio igual a 10% da carga de ruptura à temperatura ambiente, os tempos de falha para o percentil 5% foram em média 7% menores e, para a carga aplicada em situação de incêndio igual a 30% da carga de ruptura à temperatura ambiente, foram 1% menores. Porém, os tempos de falha para o percentil 20%, para as cargas aplicadas em situação de incêndio entre 10 e 30% da carga de ruptura à temperatura ambiente, são em média 13% menores. Já para as geometrias das ligações de Peng (2010), os tempos de falha médio são menores do que aqueles calculados pelo Eurocode 5 (2004). Provavelmente, isso está associado às curvas de incêndio ASTM E119 (2007), utilizadas nos testes, visto que esta curva possui um fluxo de calor mais intenso nos primeiros minutos de exposição ao fogo do que a curva ISO 834 (1999), acelerando assim a degradação das ligações. Além disso, enquanto as ligações de Laplanche (2006) possuem parafusos e cavilhas metálicas, as ligações testadas em Peng (2010) possuem somente parafusos com cabeça e apresentam uma área superficial maior exposta ao calor, estes aquecem mais rapidamente e transmitem o calor para o interior da ligação (AUDEBERT *et al.*, 2011).

Tabela 21 – Parâmetros das distribuições de probabilidade dos tempos de falha das ligações utilizando o modelo termomecânico

nº	AA.	Teste	$P_{inc}$	$L$ (kN)	Tempo de falha de incêndio (min)										
					$t_{exp}$	$t_{d,fi}$	$P_f$ (%)	$t_{5\%}$	$t_{20\%}$	$t_{médio}$	$t_{m,inf}$	$t_{m,sup}$	$\sigma$	$\sigma_{inf}$	$\sigma_{sup}$
1	Laplanche (2006)	A'	10% $P_{amb}$	29,4	55,5	31,4	0,00	46	48	50,72	50,67	50,77	2,27	2,30	2,24
2			20% $P_{amb}$	58,81	41	23,2	0,03	32	36	40,05	39,97	40,13	3,55	3,60	3,51
3			30% $P_{amb}$	81,21	36	18,4	0,15	25	28	31,77	31,69	31,85	3,78	3,82	3,74
4		A'13d	30% $P_{amb}$	81,21	36	18,4	0,32	27	30	33,11	33,02	33,19	3,74	3,78	3,69
5		B'	10% $P_{amb}$	38,14	52	31,4	0,00	46	49	51,78	51,72	51,84	2,60	2,63	2,56
6			30% $P_{amb}$	114,41	37	18,4	0,13	26	28	31,04	30,97	31,12	3,47	3,51	3,43
7		C'	10% $P_{amb}$	17,93	54	31,4	0,00	51	53	55,07	55,04	55,11	1,64	1,66	1,61
8			30% $P_{amb}$	53,79	39	18,4	0,03	29	34	38,99	38,89	39,09	4,41	4,47	4,36
9		D'	10% $P_{amb}$	42,88	90	31,4	0,00	61	64	67,29	67,22	67,35	2,86	2,90	2,82
10			30% $P_{amb}$	128,64	45	18,4	0,07	32	37	42,35	42,23	42,47	5,49	5,55	5,43
11	Chuo (2007)	1	14% $P_{amb}$	2,36	20	27,4	99,9	20	22	24,66	24,62	24,70	1,77	1,79	1,74
12		2	12% $P_{amb}$	8,08	17,5	29,2	100	17	19	20,42	20,39	20,45	1,13	1,15	1,12
13	Peng (2010)	1.1	10% $P_{amb}$	3,81	14,5	31,8	100	19	20	22,03	22,00	22,06	1,35	1,37	1,34
14		1.2	10% $P_{amb}$	3,81	15	31,8	100	19	20	22,03	22,00	22,06	1,35	1,37	1,34
15		1.3	29% $P_{amb}$	11,04	8	19,3	100	9	10	11,87	11,84	11,91	1,62	1,64	1,60
16		1.4	30% $P_{amb}$	11,42	8,5	18,9	100	8	9	11,59	11,55	11,62	1,57	1,58	1,55
17		2.1	11% $P_{amb}$	10,51	28	30,7	97,0	25	27	29,09	29,06	29,13	1,67	1,70	1,65
18		2.2	18% $P_{amb}$	17,19	22,5	24,9	75,7	19	21	24,00	23,95	24,05	2,18	2,21	2,16
19		2.3	29% $P_{amb}$	27,7	17,5	19,3	88,0	14	16	18,19	18,14	18,23	2,14	2,16	2,12
20		3.1	11% $P_{amb}$	4,37	27	30,7	85,3	24	27	29,40	29,35	29,45	2,20	2,23	2,17
21		3.2	32% $P_{amb}$	12,72	15	18,1	98,6	11	13	15,17	15,13	15,22	2,09	2,11	2,07
22		4.1	10% $P_{amb}$	15,9	26	31,8	100	18	19	21,18	21,15	21,21	1,19	1,21	1,18
23		4.2	30% $P_{amb}$	47,71	14	18,9	100	10	11	12,63	12,60	12,66	1,44	1,46	1,43
24		5.1	10% $P_{amb}$	18,69	36,5	31,8	99,7	26	28	29,63	29,60	29,67	1,48	1,50	1,46
25		5.3	29% $P_{amb}$	54,21	19	19,3	83,0	14	15	18,25	18,20	18,31	2,38	2,41	2,36

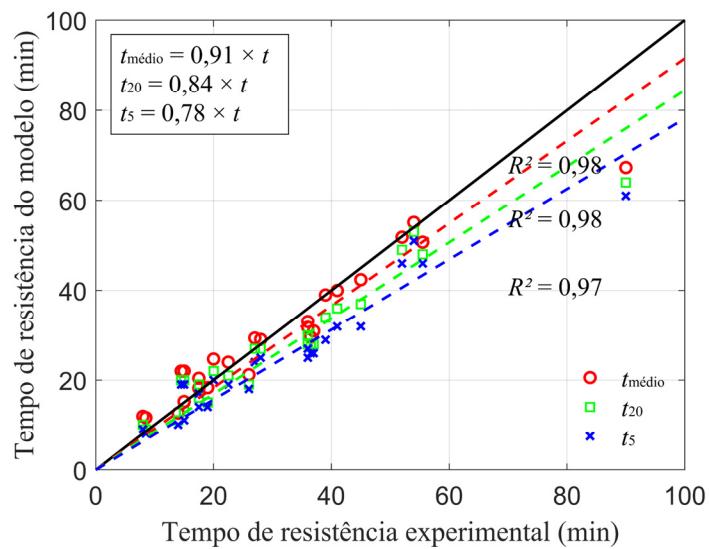
AA. são autores,  $P_{inc}$  é carga aplicada em situação de incêndio,  $L$  é o carregamento aplicado na ligação,  $t_{exp}$  é o tempo de falha experimental da literatura,  $t_{d,fi}$  é tempo de resistência ao fogo de ligações desprotegidas calculado pelo Eurocode 5 (2004),  $P_f$  é a probabilidade de falha da ligação no tempo  $t_{d,fi}$ ,  $t_{5\%}$  é o tempo de falha para o percentil 5% da distribuição de probabilidade,  $t_{20\%}$  é o tempo de falha para o percentil 20% da distribuição de probabilidade,  $t_{médio}$  é o tempo médio de falha da simulação de Monte Carlo,  $t_{m,inf}$  é o limite inferior e  $t_{m,sup}$  é o limite superior para o tempo médio de falha para o intervalo de confiança de 95%,  $\sigma$  é o desvio padrão para o tempo de falha da simulação de Monte Carlo,  $\sigma_{inf}$  é o limite inferior e  $\sigma_{sup}$  é o limite superior do desvio padrão para o intervalo de confiança de 95%.

Fonte: elaborado pelo autor

### 3.5.5 Dispersão dos resultados dos tempos de falha

Na Figura 65, são apresentadas as dispersões dos tempos falha experimentais versus os valores médios e os percentis de 5 e de 20% da distribuição de probabilidade de falha de cada ligação. Observa-se que, para os tempos acima de 30 min, os pontos da dispersão para os percentis de 5 e de 20% ficaram abaixo da curva ideal, indicando que os percentis estão sendo conservadores, conforme esperado. Para os tempos inferiores a 30 min, alguns pontos da dispersão para os percentis de 5 e de 20% ficaram acima da curva ideal. Nestes tempos mais baixos de exposição ao incêndio, existe uma dispersão maior dos resultados, relacionada, em sua maioria, com as ligações de Peng (2010). Apesar disso, a maioria dos resultados ficou abaixo da curva ideal. As regressões lineares passando pela origem das dispersões, para os percentis de 5 e de 20% de probabilidade de falha, possuem  $R^2$  igual a 0,97 e 0,98, respectivamente. Essas métricas são superiores a 0,7 (CABRERO e YURRITA, 2018), demonstrando que as regressões lineares são capazes de representar a relação entre os tempos de falha de incêndio experimental e as probabilidades de falha médias e dos percentis de 5 e de 20%. As regressões lineares possibilitam o cálculo de tempos de falha característicos, para os respectivos percentis, calculando deterministicamente o tempo de falha por meio do modelo termomecânico apresentado neste trabalho.

Figura 65 – Dispersão dos tempos de falha experimental versus os valores médios e para os percentis de 5 e de 20% de cada ligação.



Fonte: elaborado pelo autor

### 3.5.6 Análise de sensibilidade das variáveis aleatórias do modelo termomecânico

Os índices de sensibilidade global (Índices de Sobol) das três variáveis aleatórias (massa específica da madeira, resistência ao escoamento do aço e erro do modelo termomecânico) utilizadas na análise de confiabilidade estrutural para a determinação do tempo de falha foram calculados para cada uma das configurações das ligações da Tabela 7. Para todas as ligações, a variável aleatória que atingiu os maiores índices de sensibilidade global foi o erro do modelo termomecânico, com valores de importância relativa próximos a 99%. As outras duas variáveis tiveram apenas o 1% da importância relativa restante. A massa específica da madeira apresentou índices de sensibilidade globais superiores aos obtidos pela tensão de escoamento do aço. Para o modo de falha I, devido à resistência ao embutimento da madeira, a massa específica apresenta índices de sensibilidade maiores do que para os modos de falha II e III, uma vez que essas falhas ocorrem devidas à formação de rótulas plásticas no parafuso.

A análise de sensibilidade demonstrou a importância da avaliação do erro do modelo termomecânico na análise de confiabilidade de ligações por pinos metálicos de estruturas de madeira expostas a curvas de incêndio padrão. O erro do modelo termomecânico é a variável aleatória predominante, devido à sua alta variabilidade, sendo necessário o desenvolvimento de modelos termomecânicos mais precisos e a caracterização das propriedades termomecânicas da madeira, a fim de melhor determinar a capacidade de carga de ligações de estruturas de madeira expostas a curvas de incêndio padrão. Conforme recomenda Ditlevsen (1982), o efeito do erro do modelo termomecânico foi aplicado dentro de um nível aceitável. Não alterou as características do modelo utilizado na análise de confiabilidade e reduziu o coeficiente de variação do erro do modelo termomecânico.

## 3.6 AVALIAÇÃO DOS PRINCIPAIS FATORES QUE INFLUENCIAM O TEMPO DE FALHA DAS LIGAÇÕES

O tempo de falha das ligações em situação de incêndio pode ser influenciado por diferentes fatores: carga aplicada na ligação em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ); geometria da ligação, principalmente o diâmetro dos parafusos ( $d$ ), a esbeltez do parafuso ( $\lambda = t_1/d$ , razão entre a espessura do elemento de madeira e o diâmetro do parafuso) e o fator de seção de madeira ( $A/p$ , razão entre a área e o perímetro da seção transversal); propriedades térmicas do

aço e da madeira como a massa específica, a condutividade térmica e o calor específico; resistência mecânica do aço e da madeira, dados pela resistência ao embutimento da madeira ( $f_h$ ) e pelo momento de escoamento do aço dos parafusos ( $M_y$ ).

As propriedades térmicas do modelo foram avaliadas na Seção 3.1.4 por meio do erro do modelo térmico e das métricas de representatividade do modelo. Nessa avaliação, foi apontado o conjunto de propriedades térmicas que levam as temperaturas obtidas pelo modelo mais próximas às temperaturas experimentais. De maneira similar, a resistência ao embutimento foi avaliada na Seção 3.3, por meio do erro do modelo termomecânico. As propriedades térmicas e das resistências mecânicas já foram avaliadas separadamente em função do desacoplamento dos modelos térmico e mecânico, desta forma não serão incluídas na avaliação dos principais fatores que afetam o tempo de falha das ligações. Os fatores a serem avaliados na presente seção são o diâmetro dos parafusos ( $d$ ), a esbeltez do parafuso ( $\lambda = t_1/d$ ), o fator de seção de madeira ( $A/p$ ) e a carga aplicada em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ).

### **3.6.1 Projeto de experimentos pelo método Taguchi para a avaliação dos principais fatores que afetam o tempo de falha das ligações**

Para a avaliação dos principais fatores que influenciam no tempo de falha das ligações em situação de incêndio, foram elaborados dois conjuntos de experimentos segundo o método Taguchi. No Conjunto 1, foi considerada a influência dos seguintes fatores no tempo de falha das ligações: diâmetro dos parafusos ( $d$ ), esbeltez do parafuso ( $\lambda = t_1/d$ ), fator de seção de madeira ( $A/p$ ) e carga aplicada em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ). No Conjunto 2, foi avaliada a influência dos fatores para diferentes cargas aplicadas em situação de incêndio: diâmetro dos parafusos ( $d$ ), esbeltez dos parafusos ( $\lambda$ ) e fator de seção de madeira( $A/p$ ). Para a avaliação do Conjunto 1, foram escolhidos três níveis para cada fator analisado: A, B e C (Tabela 22).

Tabela 22 – Conjunto 1 de fatores e níveis analisados.

<b>Fatores</b>	<b>Níveis dos fatores</b>		
	<b>A</b>	<b>B</b>	<b>C</b>
$d$	12 mm	16mm	20mm
$\lambda = t_1/d$	4	6	8
$A/p$	40 mm	60 mm	80 mm
$P_{inc}$	10%	20%	30%

Fonte: elaborado pelo autor

Pelo método fatorial (MONTGOMERY e RUNGER, 2014), o número de combinação de variáveis no experimento a serem realizados para 4 fatores e 3 níveis para cada fator resultaria em 81 ( $3^4$ ) possíveis combinações. No entanto, utilizando o método Taguchi para a determinação da combinação de várias dos experimentos este número é reduzido para 9, os quais são apresentados na Tabela 23. As configurações das ligações para as combinações de experimentos computacionais do Conjunto 1 são apresentados na Tabela 24.

Tabela 23 – Combinação de experimentos do Conjunto 1.

Combinação	Fatores			
	<i>d</i>	$\lambda$	<i>A/p</i>	<i>P<sub>inc</sub></i>
1	Níveis	A	A	A
2		A	B	B
3		A	C	C
4		B	A	C
5		B	B	A
6		B	C	B
7		C	A	B
8		C	B	C
9		C	C	A

Fonte: elaborado pelo autor

Tabela 24 – Geometria das ligações para os experimentos computacionais do Conjunto 1.

Número de combinação	<i>d</i> (mm)	<i>t<sub>1</sub></i> (mm)	<i>h</i> (mm)	<i>h<sub>p</sub></i> (mm)	<i>A/p</i> (mm)	<i>P<sub>inc</sub></i> (%)
1	12	48	346	88	40	10
2	12	72	570	88	60	20
3	12	96	800	88	80	30
4	16	64	1020	104	60	30
5	16	96	800	104	80	10
6	16	128	114	104	40	20
7	20	80	3360	120	80	20
8	20	120	120	120	40	30
9	20	160	190	120	60	10

Fonte: elaborado pelo autor

Para a avaliação do Conjunto 2, foram escolhidos dois níveis para cada fator, conforme Tabela 25.

Tabela 25 – Conjunto 2 de fatores e níveis analisados.

Fator	Níveis dos fatores	
	A	B
$d$	12 mm	20 mm
$\lambda = t_1/d$	4	8
$A/p$	45 mm	70 mm

Fonte: elaborado pelo autor

Pelo método fatorial (MONTGOMERY e RUNGER, 2014), o número de combinação de fatores de experimentos a serem realizados para 3 fatores e 2 níveis resultaria em 8 ( $2^3$ ) possíveis combinações. Porém, utilizando o método Taguchi (ROY, 2010), o número de combinações foi reduzido para 4, conforme Tabela 26.

Tabela 26 – Combinação de experimentos do Conjunto 2.

Combinação	Fatores		
	$d$	$\lambda$	$A/p$
1	Níveis	A	A
2		A	B
3		B	A
4		B	B

Fonte: elaborado pelo autor

Para o Conjunto 2, a geometrias das ligações dos experimentos são apresentadas na Tabela 27.

Tabela 27 – Geometria das ligações dos experimentos computacionais do Conjunto 2.

Combinação	$d$ (mm)	$t_1$ (mm)	$h$ (mm)	$h_p$ (mm)	$A/p$ (mm)
1	12	48	668	88	45
2	12	96	466	88	70
3	20	80	840	120	70
4	20	160	125	120	45

Fonte: elaborado pelo autor

Observa-se que a utilização do método Taguchi para a definição da combinação de experimentos resultou em um número significativamente menor em comparação ao método fatorial: 89%, para o Conjunto 1, e 50%, para o Conjunto 2. Esta redução, impacta diretamente

no custo computacional da análise numérica do problema, demonstrando que o método Taguchi é uma alternativa para o projeto de experimentos numéricos das ligações expostas ao incêndio.

Para a aplicação do método Taguchi, em conjunto com a ANOVA, são necessárias repetições dos experimentos. Para experimentos numéricos, a variabilidade dos resultados pode ser obtida por técnicas de amostragem aleatória, como a simulação de Monte Carlo (MELCHERS e BECK, 2018). Na Tabela 26, são apresentadas as variáveis aleatórias utilizadas na simulação. Assim como no modelo probabilístico, somente o modelo mecânico foi considerado como aleatório, devido ao alto custo computacional para simular o modelo térmico. As funções de distribuição de probabilidades e os coeficientes de variância da massa específica da madeira ( $\rho$ ) e da resistência ao escoamento do aço ( $f_y$ ) foram obtidos de Jockwer *et al.* (2018). O erro do modelo termomecânico ( $\varepsilon$ ) foi calculado a partir da comparação dos tempos de falha experimentais (LAPLANCHE, 2006, CHUO, 2007 e PENG, 2010) e obtidos pelo modelo numérico termomecânico, conforme foi apresentado na Seção 3.3.

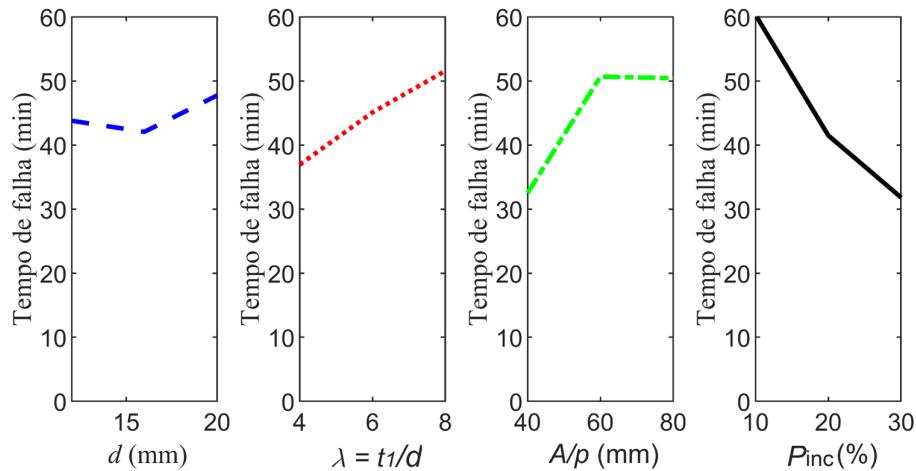
Para cada fator analisado, foi realizado o tratamento estatístico dos resultados, as médias dos tempos de falha de cada nível foram comparadas entre si. A diferença entre elas é proporcional ao efeito do fator no modelo. Neste trabalho, foram realizados 1000 sorteios das variáveis aleatórias, para cada geometria de ligação, para atender o nível de confiança de 95% do ANOVA. Consequentemente, foram avaliados 1000 casos diferentes para cada geometria de ligação avaliada, totalizando 9000 experimentos numéricos para o Conjunto 1 e 4000 casos para o Conjunto 2.

### **3.6.2 Avaliação dos principais fatores do Conjunto 1**

As configurações geométricas das ligações e os níveis dos fatores do Conjunto 1 foram apresentadas na Seção 3.7.1. Os resultados obtidos da análise deste conjunto de fatores são apresentados na Figura 66. Quanto maior a inclinação da reta da resposta entre os níveis avaliados, maior a influência do fator para o tempo de falha das ligações. Dentre os 4 fatores avaliados, a carga aplicada em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ) apresentou a maior diferença no tempo de falha da ligação entre os níveis de solicitações de 10 e de 30 %, igual a 30 min. O fator de seção de madeira ( $A/p$ ) apresentou diferença nos tempos de falha de 18 min entre os níveis de 40 e 60 mm, indicando que este fator apresenta grande influência no intervalo avaliado. No intervalo de 60 a 80 mm, a diferença foi de 1 min no tempo de falha da ligação,

indicando que, neste intervalo, o fator de seção de madeira não apresenta influência significativa. A esbeltez do parafuso ( $\lambda$ ) apresentou uma diferença de 15 min entre a esbeltez de 4 e 8, enquanto que o diâmetro dos parafusos ( $d$ ) apresentou uma diferença de 5 min no tempo de resistência ao incêndio entre os diâmetros de 12 e 20 mm. Os resultados do Conjunto 1 apontam que o principal fator na determinação do tempo de falha das ligações é a carga aplicada em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ) aplicada à ligação. O fator de seção de madeira ( $A/p$ ) e a esbeltez do parafuso ( $\lambda$ ) também apresentaram influência significativa nas análises, o que não ocorreu para o diâmetro dos parafusos ( $d$ ). Para o Conjunto 1, a influência foi de 36% para o erro, de 35% para a carga aplicada em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ), de 18% para o fator de seção de madeira ( $A/p$ ), de 9% para a esbeltez do parafuso ( $\lambda$ ) e de 2% para o diâmetro dos parafusos.

Figura 66 – Efeito dos fatores do Conjunto 1 no tempo de falha das ligações.



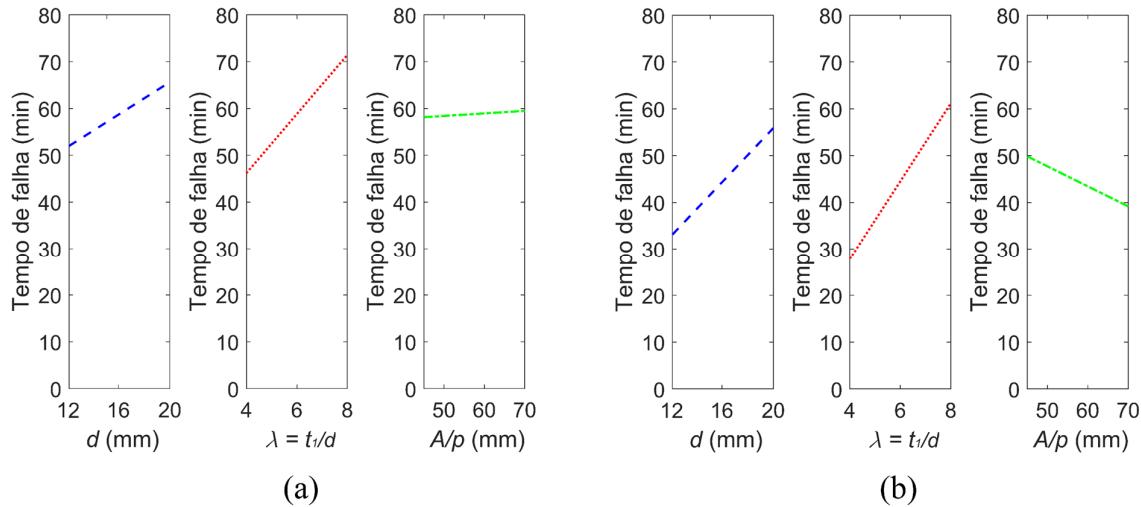
Fonte: elaborado pelo autor

### 3.6.3 Avaliação dos principais fatores do Conjunto 2

Na Figura 67, são apresentados os resultados do tempo de falha para o Conjunto 2, para as cargas aplicadas em situação de incêndio entre 10 e 30% da carga de ruptura à temperatura ambiente, as quais são normalmente utilizadas no estudo de ligações em situação de incêndio. Na Figura 67a, para a carga aplicada em situação de incêndio igual a 10% da carga de ruptura à temperatura ambiente, a diferença entre os tempos de falha para os níveis do diâmetro dos parafusos ( $d$ ) avaliados é de 15 min entre os níveis de 12 e 20 mm. Para a esbeltez dos parafusos ( $\lambda$ ), a diferença do tempo de falha para os níveis de 4 e 8 é de 26 min, enquanto

que, para os níveis de fator de seção de madeira ( $A/p$ ), é de 1 min. Para a carga aplicada em situação de incêndio igual a 30% da carga de ruptura à temperatura ambiente (Figura 67b), a diferença entre os níveis de 12 e 20 mm para o diâmetro dos parafusos ( $d$ ) é de 23 min, para a esbeltez dos parafusos ( $\lambda$ ) é de 33 min. Para o fator de seção de madeira ( $A/p$ ), a diferença entre níveis é de 10 min. Para as duas cargas aplicadas em situação de incêndio, os resultados apontam que a esbeltez dos parafusos ( $\lambda$ ) é o fator que tem maior influência no tempo de falha das ligações. Quanto maior a espessura do elemento de madeira ( $t_1$ ) madeira maior será o tempo de resistência ao incêndio de um elemento, pois maior será a camada de madeira a ser carbonizada. Além disso, a camada carbonizada produz um efeito retardante para a transferência de calor para o interior da ligação, preservando as propriedades mecânicas da degradação por um período maior de tempo (AUDEBERT *et al.*, 2019).

Figura 67 – Efeito dos fatores do Conjunto 2 no tempo de falha das ligações para as cargas aplicadas em situação de incêndio de 10% (a) e de 30% (b).



Fonte: elaborado pelo autor

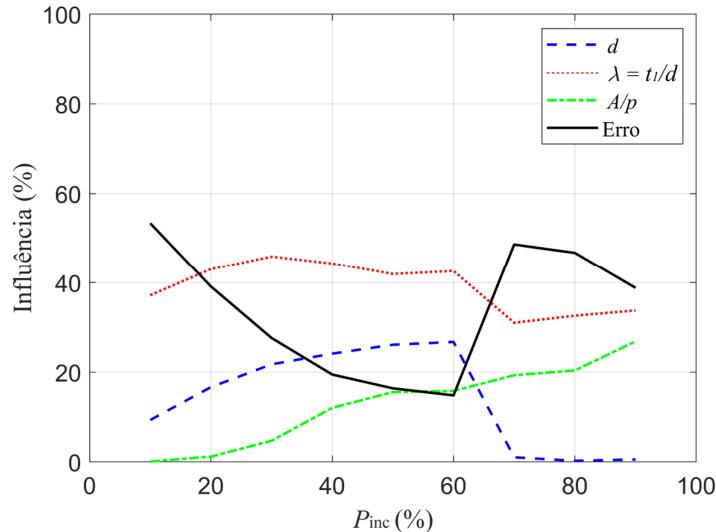
### 3.6.4 Influência dos fatores avaliados

A influência dos fatores diâmetro dos parafusos ( $d$ ), esbeltez do parafuso ( $\lambda$ ), fator de seção de madeira ( $A/p$ ) e do erro da ANOVA no tempo de falha das ligações para diferentes cargas aplicadas em situação de incêndio do Conjunto 2 é ilustrada na Figura 68. Observa-se que o nível de influência dos fatores no tempo de falha da ligação varia em função do nível de carregamento. Nota-se que a esbeltez do parafuso ( $\lambda$ ) é o fator que apresenta maior influência

para as cargas aplicadas em situação de incêndio entre 20 e 70%, seguida pelo diâmetro do parafuso ( $d$ ) até a carga aplicada em situação de incêndio de 60%. A partir dessa carga aplicada em situação de incêndio, a influência do diâmetro do parafuso ( $d$ ) diminui, atingindo valores muito baixos. A influência do fator de seção de madeira ( $A/p$ ) aumenta com o aumento da carga aplicada em situação de incêndio. A influência do erro causado por outros fatores é elevada, porém ela decresce entre as cargas aplicadas em situação de incêndio entre 10 e 60% da carga de ruptura à temperatura ambiente. Para cargas aplicadas em situação de incêndio entre 10 e 30% da carga de ruptura à temperatura ambiente, comumente utilizadas em projetos de ligações em incêndio, a importância dele é de 55 e de 30%, respectivamente, indicando a necessidade de aprimoramento do modelo numérico usado. O fator de seção de madeira ( $A/p$ ) apresenta baixa influência no tempo de falha da ligação para cargas aplicadas em situação de incêndio entre 10 e 30% da carga de ruptura à temperatura ambiente. Para estas cargas aplicadas em situação de incêndio, os tempos de falha são maiores, fazendo com que a ligação fique exposta por um tempo maior ao incêndio. Assim, uma maior inércia térmica, fornecida por um fator de seção de madeira ( $A/p$ ) maior, não apresentará influência significativa para tempos maiores de exposição ao incêndio. Para cargas aplicadas em situação de incêndio a partir de 40% da carga de ruptura à temperatura ambiente, o fator de seção de madeira ( $A/p$ ) apresenta um aumento de sua influência na análise. Pode-se explicar este aumento ao campo de temperatura da ligação. Visto que os tempos de falha das ligações são menores para cargas aplicadas em situação de incêndio maiores, a ligação fica exposta por um tempo menor ao incêndio. Desta maneira, uma seção transversal com um fator de seção de madeira ( $A/p$ ) maior possui mais volume de material a ser aquecido, retardando o aumento do campo de temperatura na madeira localizada entre os parafusos.

Os resultados da análise do Conjunto 2 indicam que o erro da ANOVA, utilizando a simulação de Monte Carlo, apresentou a maior porcentagem na influência dos fatores. Isto indica que a quantidade de variação na resposta causada por fatores não incluídos no experimento foi significativa. Logo, com o objetivo de diminuir o erro, são necessários: a caracterização das propriedades térmicas e mecânicas dos materiais das ligações avaliadas, o aperfeiçoamento do modelo termomecânico utilizado e a investigação de mais fatores que podem afetar os tempos de falha das ligações. Os resultados obtidos pelo método Taguchi apontaram que os principais fatores que influenciam no tempo de falha das ligações em situação de incêndio são a esbeltez do parafuso ( $\lambda$ ) e a carga aplicada em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ).

Figura 68 – Influência dos fatores para diferentes cargas aplicadas em situação de incêndio para o Conjunto 2.



Fonte: elaborado pelo autor

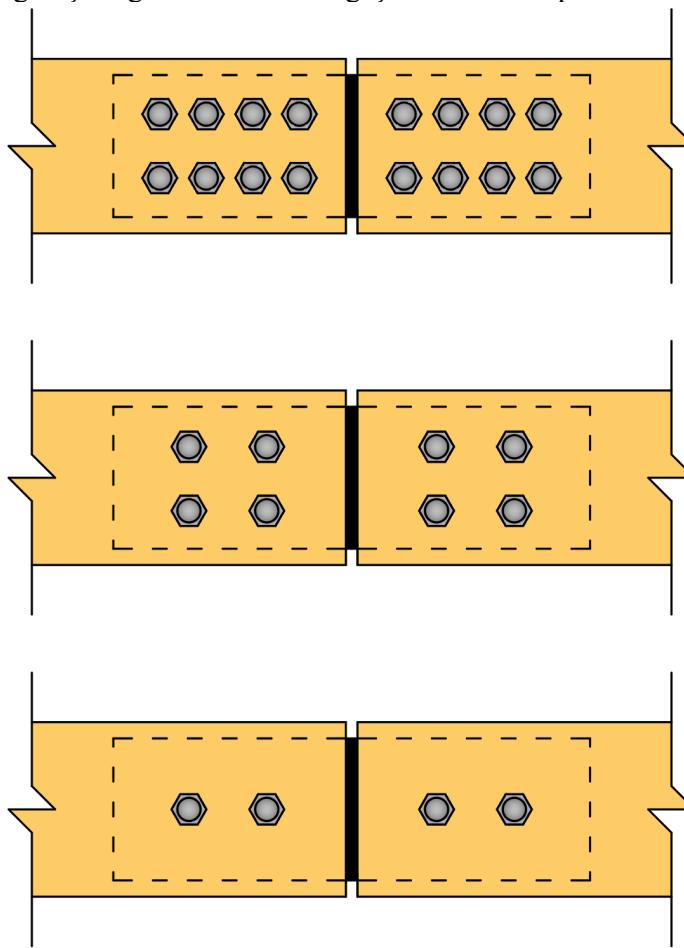
### 3.7 ÁBACOS DE TEMPO DE FALHA DE LIGAÇÕES

Foram criados ábacos para a obtenção do tempo de falha médio e para o percentil de 20% considerando os fatores de esbeltez do parafuso ( $\lambda$ ) e a carga aplicada em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ), os quais foram avaliados como os principais fatores que influenciam no tempo de falha das ligações em situação de incêndio pela análise realizada pelo método Taguchi. Além desses fatores, o diâmetro do parafuso ( $d$ ) teve sua importância reconhecida para as cargas aplicadas em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ) inferiores a 60% da carga de ruptura à temperatura ambiente. Assim, optou-se por apresentar ábacos de ligações com três diâmetros de parafusos diferentes, 12, 16 e 20 mm. As ligações obedecem aos espaçamentos mínimos entre parafusos e entre parafusos e bordas indicados pelo Eurocode 5 (2004), de maneira que não seja necessário considerar modos de falha frágeis. Elas foram submetidas à curva de incêndio padrão ISO 834 (1999). Três configurações de ligações foram contempladas com os ábacos (Figura 69): 8 parafusos em 2 linhas, 4 parafusos em 2 linhas e 2 parafusos em 1 linha. Foram utilizadas três massas específicas de madeira ( $\rho$ ), 400 kg/m<sup>3</sup>, 600 kg/m<sup>3</sup> e 800 kg/m<sup>3</sup>. Os ábacos abrangem índices de esbeltez do parafuso ( $\lambda = t_1/d$ ) de 1 a 10 e cargas aplicadas em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ) entre 10 e 80% da carga de ruptura à temperatura ambiente. Nas tabelas 28, 29 e 30, são

apresentadas as configurações geométricas das ligações que serão utilizadas para a confecção dos ábacos. Nas figuras 70 a 78, são apresentados os ábacos desenvolvidos.

Os ábacos apresentados podem ser usados diretamente para, dada uma ligação e uma carga aplicada em situação de incêndio, encontrar qual será o tempo de falha. Em etapa de projeto/anteprojeto pode-se estipular um tempo requerido de resistência ao fogo e tendo, por exemplo, a espessura do elemento de madeira, obter qual o diâmetro e o número de parafusos necessários. Ou ainda, definindo um diâmetro de parafuso, definir a espessura do elemento de madeira necessária para resistir ao fogo por um período determinado.

Figura 69 – Configurações geométricas das ligações utilizadas para a confecção dos ábacos.



Fonte: elaborado pelo autor

Tabela 28 – Configurações geométricas para as ligações com 8 parafusos em 2 linhas utilizadas para a confecção dos ábacos

$d$	$\lambda$	$t_1$	$a$	$h$	$h_p$	$\frac{a_1}{(5d)}$	$\frac{a_2}{(4d)}$	$\frac{a_3}{(7d)}$	$\frac{a_4}{(3d)}$	$e_1$	$e_2$	$e$
12	1	12	6	120	98	60	48	84	36	25	25	2
	2	24	6	120	98	60	48	84	36	25	25	2
	3	36	6	120	98	60	48	84	36	25	25	2
	4	48	6	120	98	60	48	84	36	25	25	2
	5	60	6	120	98	60	48	84	36	25	25	2
	6	72	6	120	98	60	48	84	36	25	25	2
	7	84	6	120	98	60	48	84	36	25	25	2
	8	96	6	120	98	60	48	84	36	25	25	2
	9	108	6	120	98	60	48	84	36	25	25	2
	10	120	6	120	98	60	48	84	36	25	25	2
16	1	16	8	160	114	80	64	112	48	25	25	2
	2	32	8	160	114	80	64	112	48	25	25	2
	3	48	8	160	114	80	64	112	48	25	25	2
	4	64	8	160	114	80	64	112	48	25	25	2
	5	80	8	160	114	80	64	112	48	25	25	2
	6	96	8	160	114	80	64	112	48	25	25	2
	7	112	8	160	114	80	64	112	48	25	25	2
	8	128	8	160	114	80	64	112	48	25	25	2
	9	144	8	160	114	80	64	112	48	25	25	2
	10	160	8	160	114	80	64	112	48	25	25	2
20	1	20	10	200	130	100	80	140	60	25	25	2
	2	40	10	200	130	100	80	140	60	25	25	2
	3	60	10	200	130	100	80	140	60	25	25	2
	4	80	10	200	130	100	80	140	60	25	25	2
	5	100	10	200	130	100	80	140	60	25	25	2
	6	120	10	200	130	100	80	140	60	25	25	2
	7	140	10	200	130	100	80	140	60	25	25	2
	8	160	10	200	130	100	80	140	60	25	25	2
	9	180	10	200	130	100	80	140	60	25	25	2
	10	200	10	200	130	100	80	140	60	25	25	2

Fonte: elaborado pelo autor

Tabela 29 – Configurações geométricas para as ligações com 4 parafusos em 2 linhas utilizadas para a confecção dos ábacos

<i>d</i>	<i>λ</i>	<i>t<sub>1</sub></i>	<i>a</i>	<i>h</i>	<i>h<sub>p</sub></i>	<i>a<sub>1</sub></i> (5 <i>d</i> )	<i>a<sub>2</sub></i> (4 <i>d</i> )	<i>a<sub>3</sub></i> (7 <i>d</i> )	<i>a<sub>4</sub></i> (3 <i>d</i> )	<i>e<sub>1</sub></i>	<i>e<sub>2</sub></i>	<i>e</i>
12	1	12	6	120	98	60	48	84	36	25	25	2
	2	24	6	120	98	60	48	84	36	25	25	2
	3	36	6	120	98	60	48	84	36	25	25	2
	4	48	6	120	98	60	48	84	36	25	25	2
	5	60	6	120	98	60	48	84	36	25	25	2
	6	72	6	120	98	60	48	84	36	25	25	2
	7	84	6	120	98	60	48	84	36	25	25	2
	8	96	6	120	98	60	48	84	36	25	25	2
	9	108	6	120	98	60	48	84	36	25	25	2
	10	120	6	120	98	60	48	84	36	25	25	2
16	1	16	8	160	114	80	64	112	48	25	25	2
	2	32	8	160	114	80	64	112	48	25	25	2
	3	48	8	160	114	80	64	112	48	25	25	2
	4	64	8	160	114	80	64	112	48	25	25	2
	5	80	8	160	114	80	64	112	48	25	25	2
	6	96	8	160	114	80	64	112	48	25	25	2
	7	112	8	160	114	80	64	112	48	25	25	2
	8	128	8	160	114	80	64	112	48	25	25	2
	9	144	8	160	114	80	64	112	48	25	25	2
	10	160	8	160	114	80	64	112	48	25	25	2
20	1	20	10	200	130	100	80	140	60	25	25	2
	2	40	10	200	130	100	80	140	60	25	25	2
	3	60	10	200	130	100	80	140	60	25	25	2
	4	80	10	200	130	100	80	140	60	25	25	2
	5	100	10	200	130	100	80	140	60	25	25	2
	6	120	10	200	130	100	80	140	60	25	25	2
	7	140	10	200	130	100	80	140	60	25	25	2
	8	160	10	200	130	100	80	140	60	25	25	2
	9	180	10	200	130	100	80	140	60	25	25	2
	10	200	10	200	130	100	80	140	60	25	25	2

Fonte: elaborado pelo autor

Tabela 30 – Configurações geométricas para as ligações com 2 parafusos em 1 linha utilizadas para a confecção dos ábacos

<i>d</i>	<i>λ</i>	<i>t<sub>1</sub></i>	<i>a</i>	<i>h</i>	<i>h<sub>p</sub></i>	<i>a<sub>1</sub></i> (5 <i>d</i> )	<i>a<sub>2</sub></i> (4 <i>d</i> )	<i>a<sub>3</sub></i> (7 <i>d</i> )	<i>a<sub>4</sub></i> (3 <i>d</i> )	<i>e<sub>1</sub></i>	<i>e<sub>2</sub></i>	<i>e</i>
12	1	12	6	72	50	60	-	84	36	25	25	2
	2	24	6	72	50	60	-	84	36	25	25	2
	3	36	6	72	50	60	-	84	36	25	25	2
	4	48	6	72	50	60	-	84	36	25	25	2
	5	60	6	72	50	60	-	84	36	25	25	2
	6	72	6	72	50	60	-	84	36	25	25	2
	7	84	6	72	50	60	-	84	36	25	25	2
	8	96	6	72	50	60	-	84	36	25	25	2
	9	108	6	72	50	60	-	84	36	25	25	2
	10	120	6	72	50	60	-	84	36	25	25	2
16	1	16	8	96	50	80	-	112	48	25	25	2
	2	32	8	96	50	80	-	112	48	25	25	2
	3	48	8	96	50	80	-	112	48	25	25	2
	4	64	8	96	50	80	-	112	48	25	25	2
	5	80	8	96	50	80	-	112	48	25	25	2
	6	96	8	96	50	80	-	112	48	25	25	2
	7	112	8	96	50	80	-	112	48	25	25	2
	8	128	8	96	50	80	-	112	48	25	25	2
	9	144	8	96	50	80	-	112	48	25	25	2
	10	160	8	96	50	80	-	112	48	25	25	2
20	1	20	10	120	50	100	-	140	60	25	25	2
	2	40	10	120	50	100	-	140	60	25	25	2
	3	60	10	120	50	100	-	140	60	25	25	2
	4	80	10	120	50	100	-	140	60	25	25	2
	5	100	10	120	50	100	-	140	60	25	25	2
	6	120	10	120	50	100	-	140	60	25	25	2
	7	140	10	120	50	100	-	140	60	25	25	2
	8	160	10	120	50	100	-	140	60	25	25	2
	9	180	10	120	50	100	-	140	60	25	25	2
	10	200	10	120	50	100	-	140	60	25	25	2

Fonte: elaborado pelo autor

Nas figuras 70, 71 e 72, são apresentados os ábacos para a configuração de 8 parafusos em 2 linhas. O tempo de falha de 30 min é obtido para o percentil de 20% e a carga aplicada em situação de incêndio igual a 30% da carga de ruptura à temperatura ambiente com parafusos de esbeltez ( $\lambda$ ) maiores que 6 e 5 para os diâmetros 16 e 20 mm, respectivamente. Os resultados indicam que ligações com parafusos de 12 mm oferecem uma utilização limitada até 30 min de resistência ao incêndio para cargas aplicadas em situação de incêndio entre 10 e 20% da carga de ruptura à temperatura ambiente. Observa-se que somente para as configurações de ligações com parafusos de 20 mm é possível atingir um tempo de falha de 60 min para o percentil de 20%.

Nas figuras 73, 74 e 75, são apresentados os ábacos para a configuração de 4 parafusos em 2 linhas. A ligação com parafusos de 12 mm somente atingiu o tempo de falha de 30 min para o percentil de 20% com uma esbeltez ( $\lambda$ ) igual a 10 para a carga aplicada em situação de incêndio igual a 10% da carga de ruptura à temperatura ambiente. As ligações com diâmetros de 16 e de 20 mm atingem o tempo de falha de 30 min para o percentil de 20% e carga aplicada em situação de incêndio igual a 30% da carga de ruptura à temperatura ambiente com esbeltezes ( $\lambda$ ) maiores que 7 e 5, respectivamente. Somente para as configurações de ligações com parafusos de 20 mm foi possível atingir tempos de falha de 60 min para o percentil de 20%.

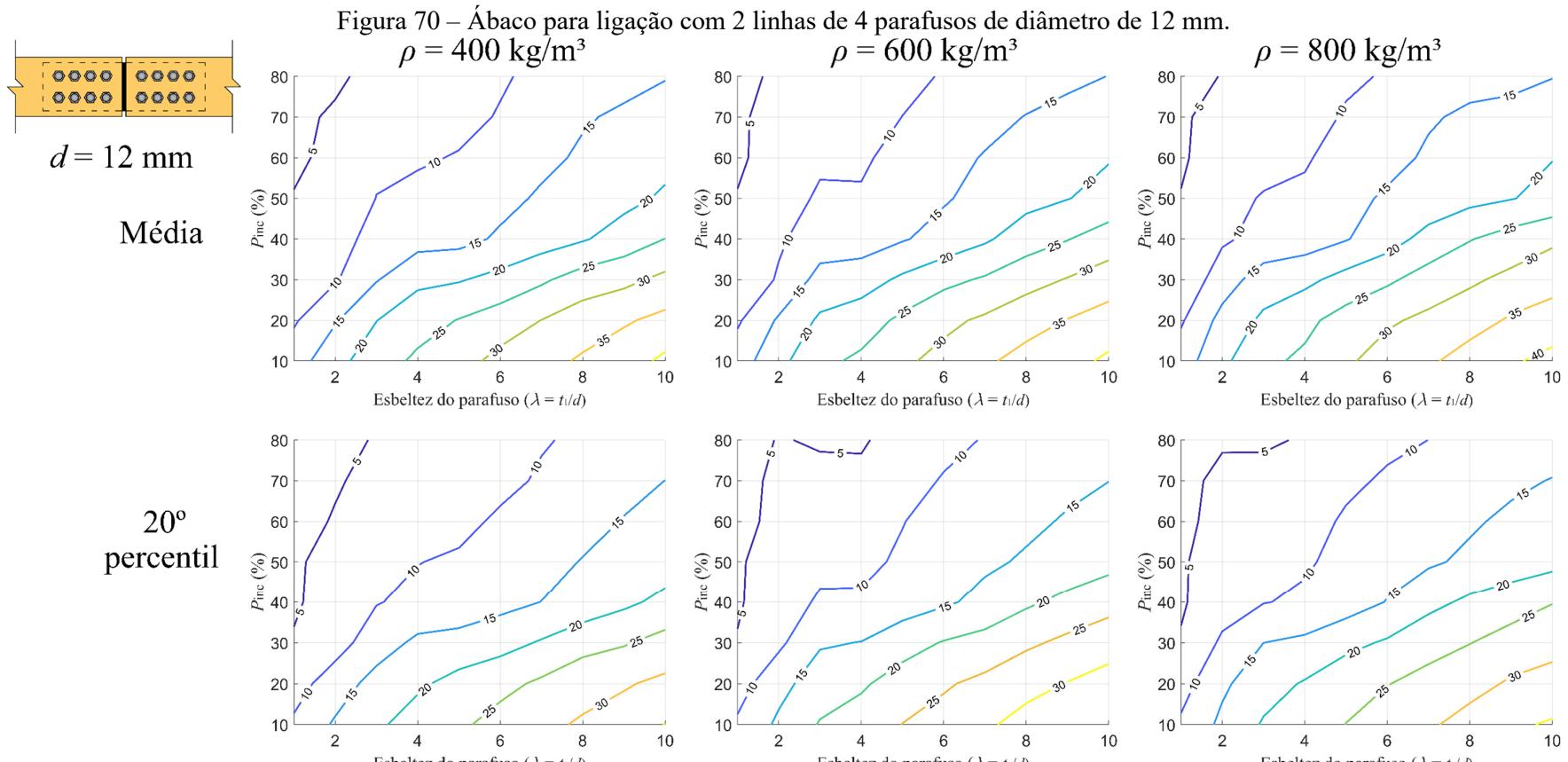
Nas figuras 76, 77 e 78, são apresentados os ábacos para a configuração de 2 parafusos em 1 linha. Nos ábacos para as ligações com parafusos de 12 mm, observa-se que não foram obtidos tempos de falha de 30 min. Para as ligações com parafusos de 16 e de 20 mm, o tempo de falha de 30 min para o percentil de 20% e carga aplicada em situação de incêndio igual a 30% da carga de ruptura à temperatura ambiente com esbeltezes ( $\lambda$ ) maiores que 9 e 6, respectivamente. Não foi possível obter o tempo de falha de 60 min para o percentil de 20% com nenhuma ligação.

Para as diferentes configurações com 12, 16 e 20 mm, verifica-se que quanto maior o diâmetro dos parafusos maior é o tempo de falha obtido, pois, para diâmetros maiores, as mesmas esbeltezes de parafuso ( $\lambda$ ) resultam em espessuras de elementos de madeira ( $t_1$ ) maiores. Constatou-se que, quanto maior é o número de parafusos presentes em uma ligação, maiores foram os tempos de falha obtidos. Este comportamento ocorre, pois, a capacidade de carga da ligação aumenta à medida que aumenta o número de parafusos. Como o carregamento total aplicado na ligação é distribuído para mais parafusos, cada parafuso estará submetido a uma fração do carregamento total, desta forma, levará um tempo maior de incêndio

para que a capacidade de carga oferecida por parafuso reduza até atingir o carregamento total imposto.

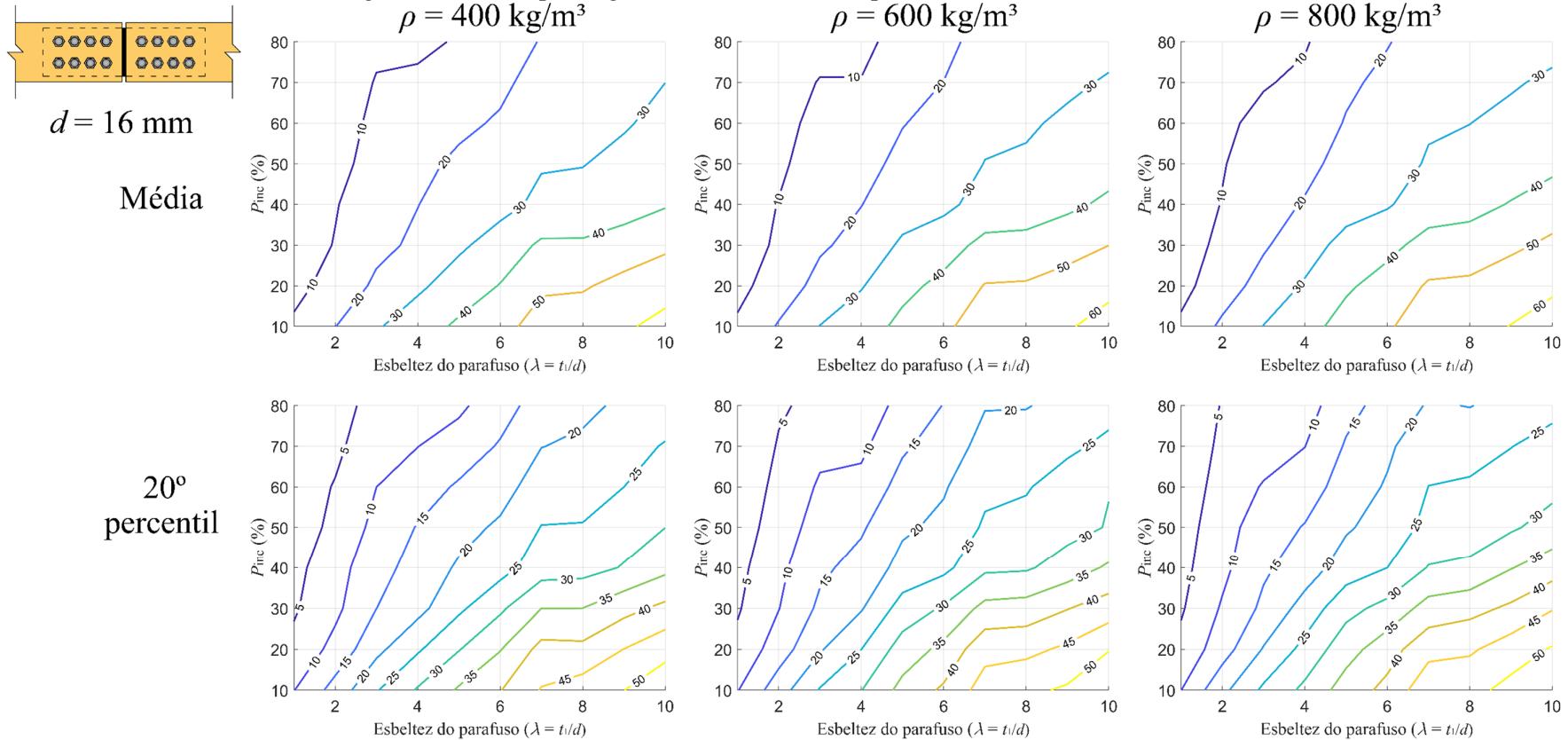
Nos ábacos, observou-se que não houve diferenças significativas dos tempos de falha entre as diferentes massas específicas da madeira. Apesar de um aumento na capacidade de carga da ligação em temperatura normal, devido ao aumento da resistência ao embutimento (que é função da massa específica da madeira), o carregamento aplicado em situação de incêndio também é aumentado, uma vez que é uma percentagem do carregamento em temperatura ambiente. Desta forma, a massa específica não apresentou grande influência no tempo de falha das ligações com mesma geometria, utilizando o modelo termomecânico apresentado.

Nota-se que poucas configurações de ligações conseguiram atingir um tempo de falha médio acima de 30 min. As ligações com 12 mm de diâmetro e com 2 linhas de 4 parafusos com esbeltezes de ( $\lambda$ ) maiores que 7 atingiram 30 min, enquanto somente ligações com parafusos de 20 mm de diâmetro com esbeltezes ( $\lambda$ ) maiores que 6 atingiram tempo de falha médio de 60 min. Isso indica que para ligações não protegidas, que não atinjam o TRRF exigido, devem ser submetidas a medidas protetivas. O tempo de falha para o percentil de 20% pode ser utilizado como valor característico para o projeto baseado em normas técnicas, como o Eurocode 5 (2004).

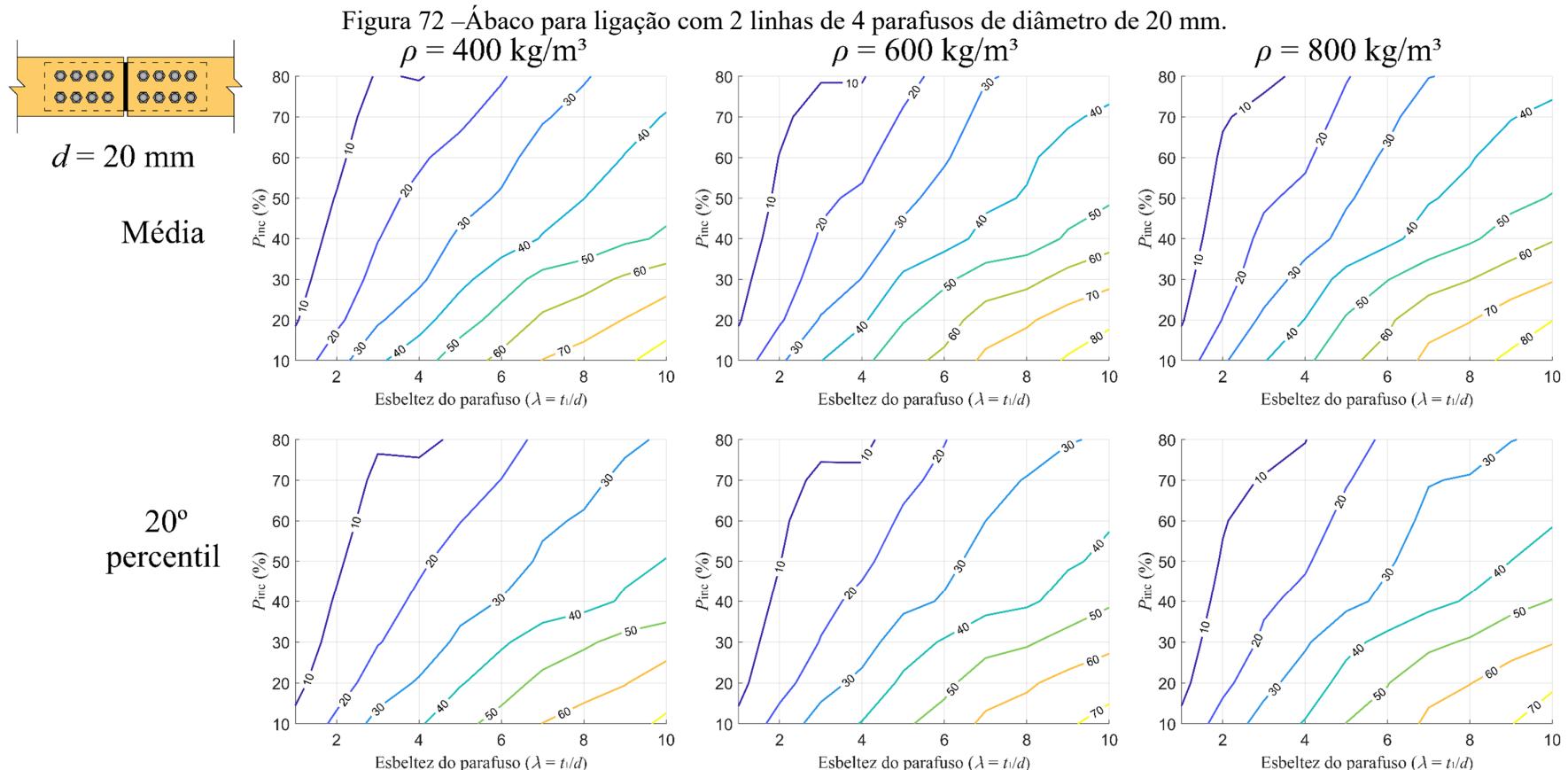


Fonte: elaborado pelo autor

Figura 71 –Ábaco para ligação com 2 linhas de 4 parafusos de diâmetro de 16 mm.  
 $\rho = 400 \text{ kg/m}^3$



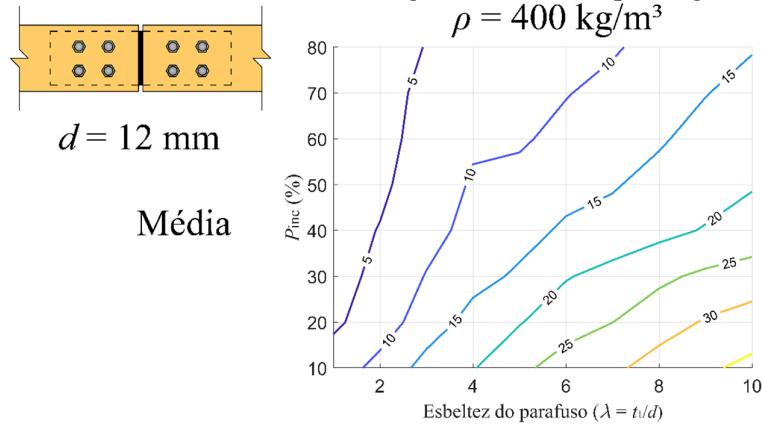
Fonte: elaborado pelo autor



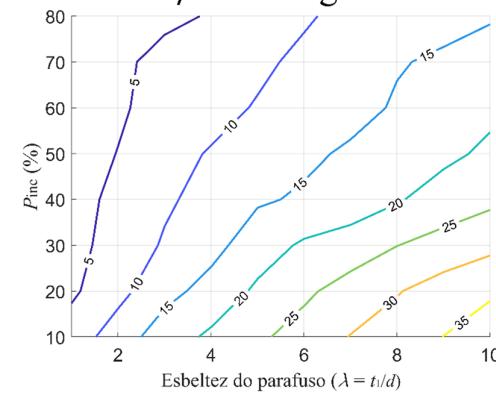
Fonte: elaborado pelo autor

Figura 73 – Ábaco para ligação com 2 linhas de 2 parafusos de diâmetro de 12 mm.

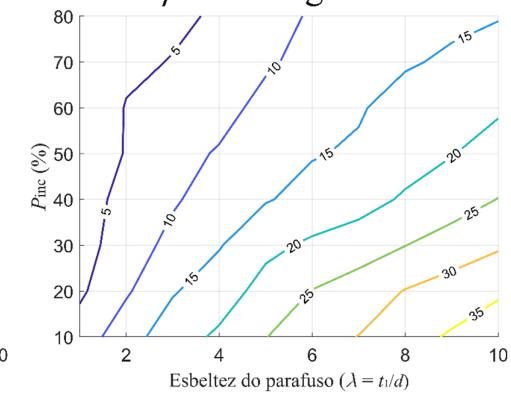
$$\rho = 400 \text{ kg/m}^3$$



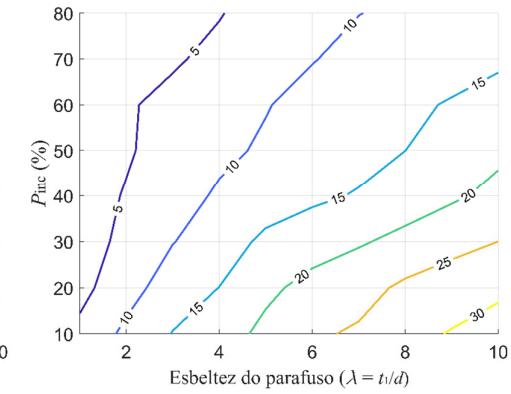
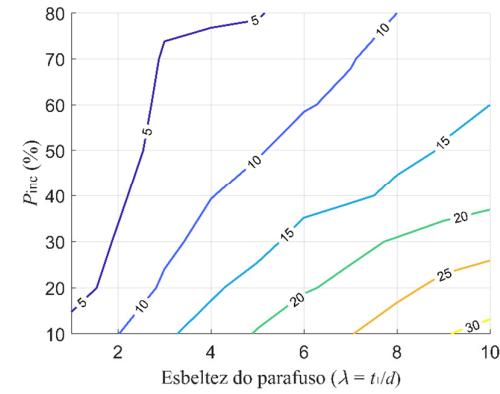
$$\rho = 600 \text{ kg/m}^3$$



$$\rho = 800 \text{ kg/m}^3$$

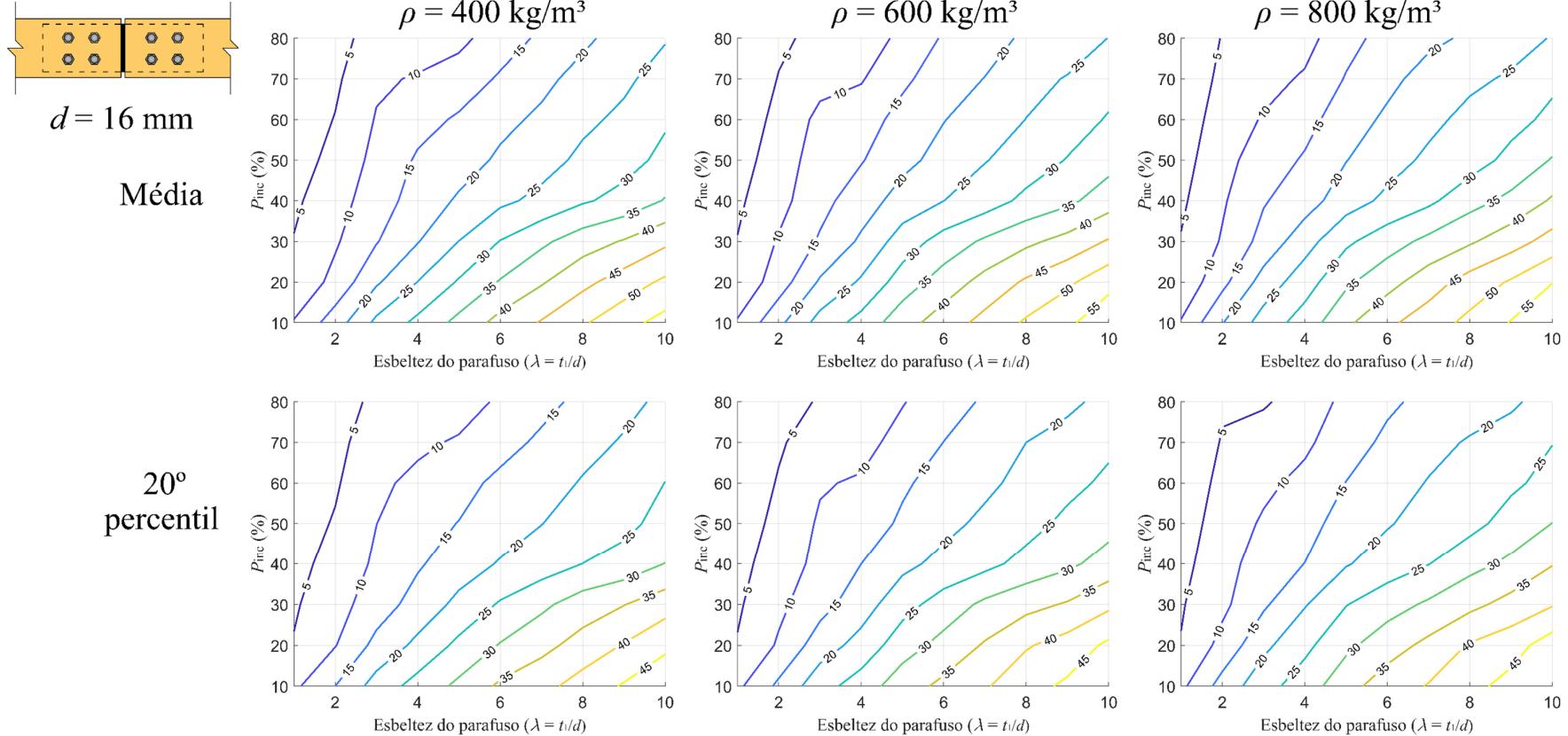


20°  
percentil

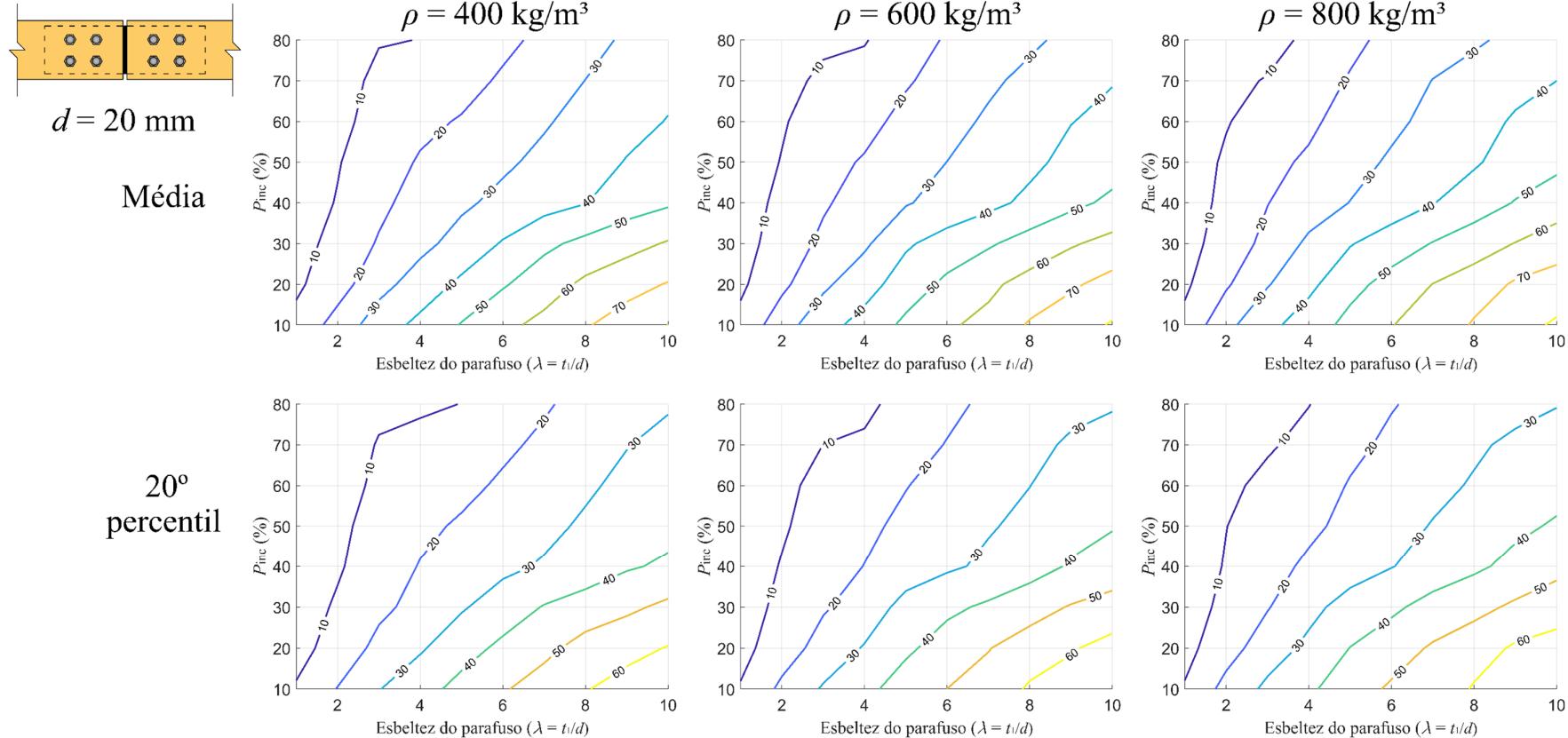


Fonte: elaborado pelo autor

Figura 74 –Ábaco para ligação com 2 linhas de 2 parafusos de diâmetro de 16 mm.  
 $\rho = 400 \text{ kg/m}^3$

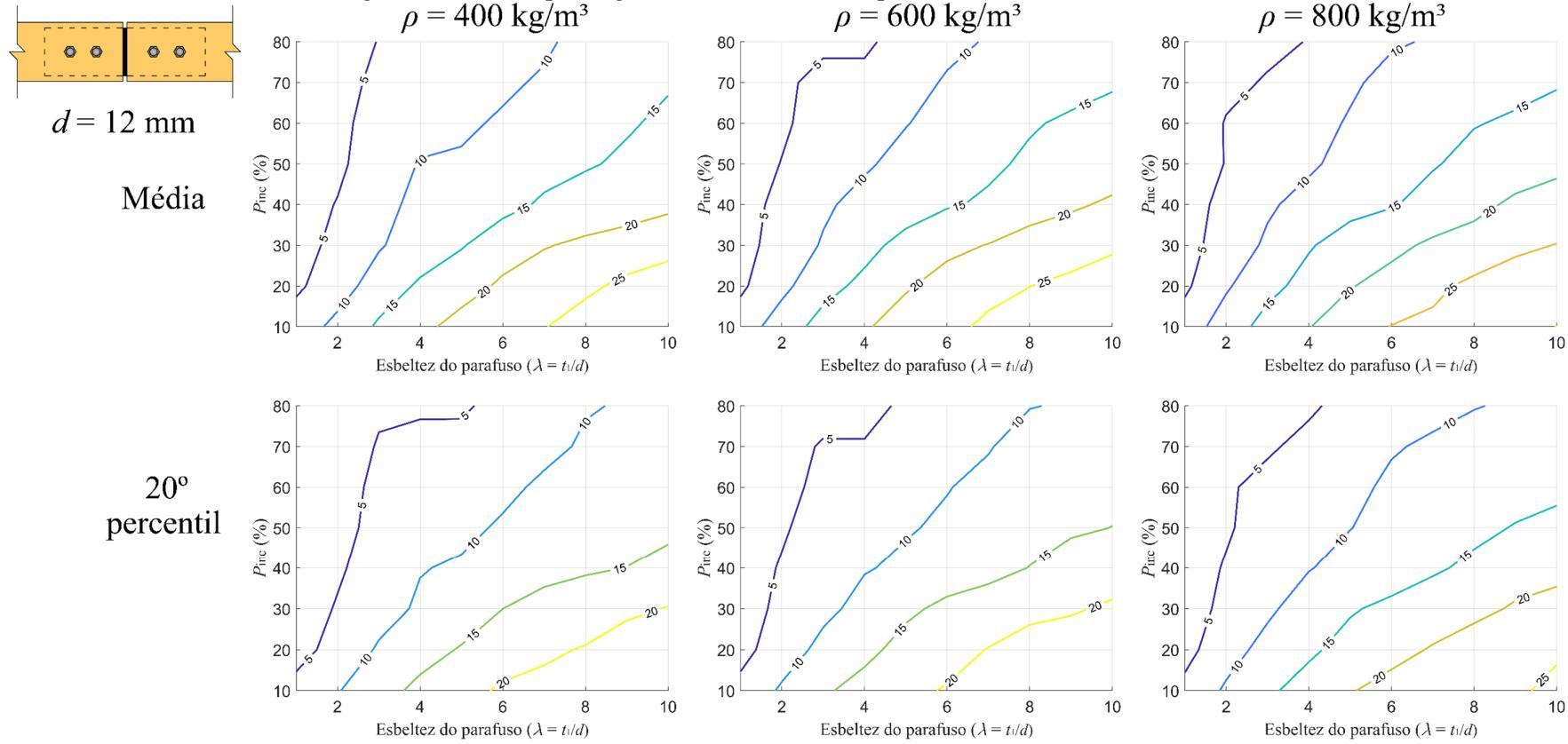


Fonte: elaborado pelo autor



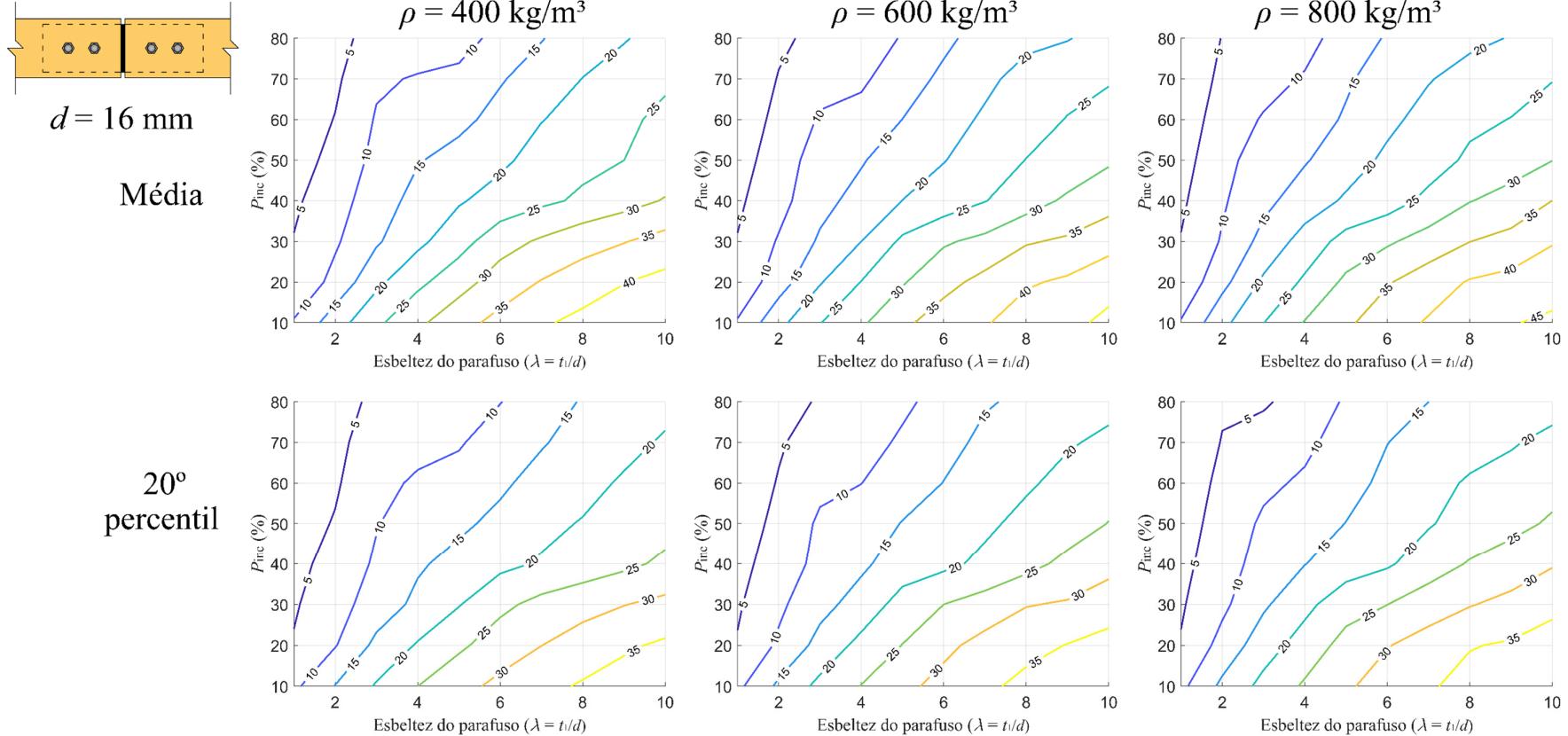
Fonte: elaborado pelo autor

Figura 76 – Ábaco para ligação com 1 linhas de 2 parafusos de diâmetro de 12 mm.



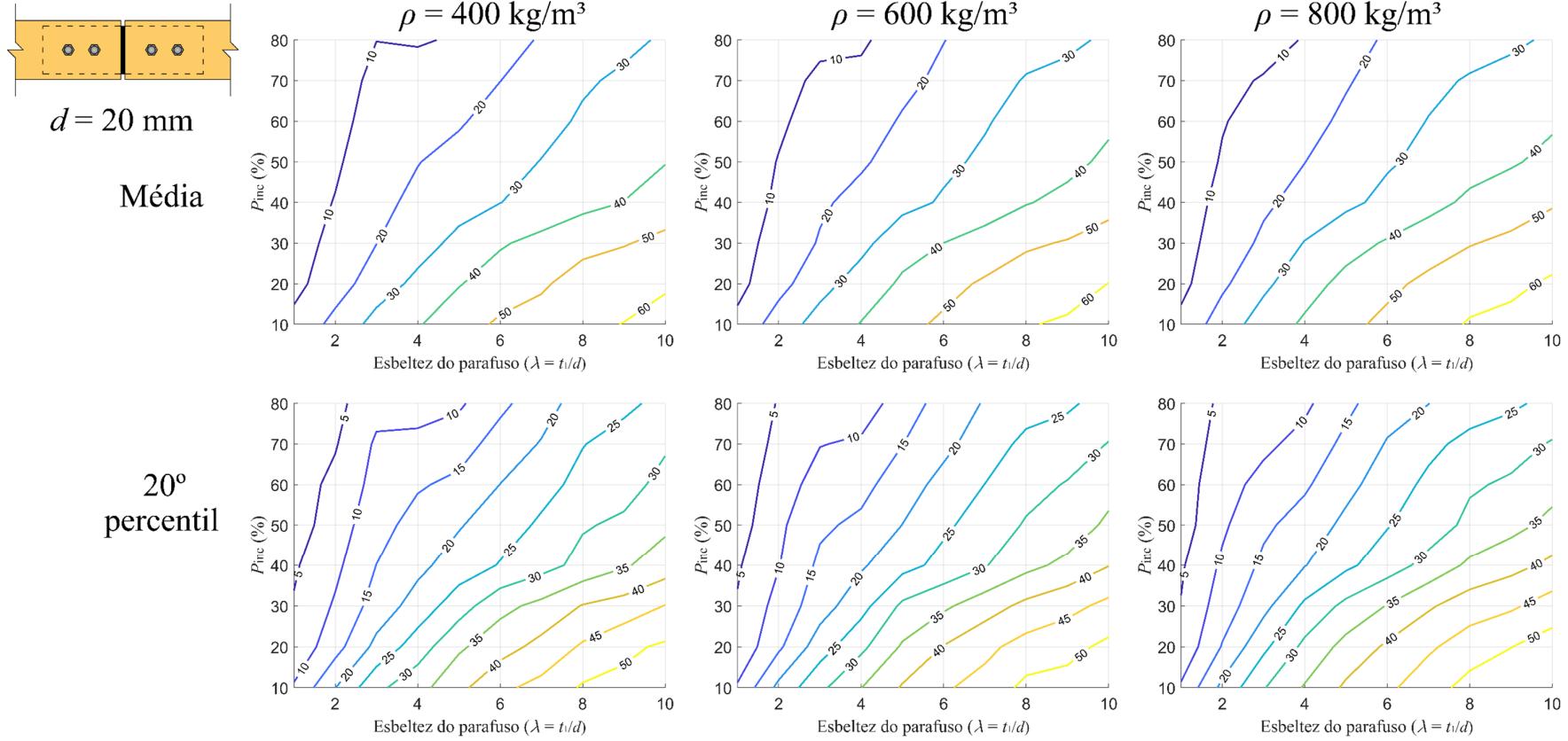
Fonte: elaborado pelo autor

Figura 77 – Ábaco para ligação com 1 linhas de 2 parafusos de diâmetro de 16 mm.  
 $\rho = 400 \text{ kg/m}^3$



Fonte: elaborado pelo autor

Figura 78 – Ábaco para ligação com 1 linhas de 2 parafusos de diâmetro de 20 mm.  
 $\rho = 400 \text{ kg/m}^3$



Fonte: elaborado pelo autor

## 4 CONCLUSÃO

Neste trabalho, um modelo termomecânico, baseado no método dos elementos finitos e na teoria de Johansen (1949), foi desenvolvido para determinar a evolução da capacidade de carga de ligações com pinos metálicos madeira-aço-madeira expostas ao incêndio, para o qual o erro do modelo termomecânico foi determinado a partir de dados experimentais encontrados na literatura. A partir do modelo probabilístico desenvolvido, foram produzidos ábacos para a obtenção dos tempos de falha médios e característicos de ligações em situação de incêndio em função dos principais fatores, a esbeltez do parafuso ( $\lambda$ ) e a carga aplicada em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ). Os resultados obtidos levaram às seguintes conclusões:

- o coeficiente de variação para o erro do modelo termomecânico avaliado foi de 18%, e está relacionado às limitações das premissas básicas do modelo proposto e à falta de caracterização das propriedades térmicas e mecânicas da madeira;
- a distribuição Weibull foi a função distribuição de probabilidade que melhor representou os tempos de falha das ligações de madeira em situação de incêndio;
- os percentis de 5 e de 20% da distribuição de probabilidade de tempo das ligações foram, em geral, conservadores em relação aos tempos de falha experimentais;
- a variável aleatória que mais contribui para a variabilidade na análise de confiabilidade da capacidade de carga do modelo termomecânico é o erro do modelo;
- os principais fatores que influenciam os modos de falha são a esbeltez do parafuso ( $\lambda$ ) e a carga aplicada em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ). Esbeltezes ( $\lambda$ ) e cargas aplicadas em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ) mais altas levam a falhas por plastificação do parafuso, modos II e III. Esbeltezes ( $\lambda$ ) e cargas aplicadas em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ) mais baixas levam a falhas por embutimento da madeira, modo I;
- os fatores que apresentaram maior influência no tempo de falha das ligações em situação de incêndio em ordem decrescente de importância são: a carga aplicada em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ), seguida pelo fator de seção de madeira ( $A/p$ ) e pela esbeltez do parafuso ( $\lambda$ ), os quais obtiveram porcentagem de influência similares.
- a influência do erro causado por fatores não incluídos na análise da ANOVA é elevada ao longo de todas as cargas aplicas em situação de incêndio indicando a necessidade de aprimoramento do modelo numérico termomecânico usado e a investigação de mais fatores que podem afetar os tempos de falha das ligações;

- os ábacos apresentados para três configurações de ligações para a determinação do tempo de falha das ligações em função da esbeltez do parafuso ( $\lambda$ ) e a carga aplicada em situação de incêndio ( $P_{inc}$ ) podem ser uma alternativa para a obtenção de um tempo de falha expedito para tomada de decisões de projeto. Estes ábacos indicam os tempos de falha médio e para a percentil de 20% da distribuição de tempo de falha.

#### 4.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A partir das discussões e do modelo termomecânico probabilístico para a determinação do tempo de falha de ligações parafusadas em situação de incêndio apresentados nesta tese foram identificados pontos que ainda precisam ser investigados e aprimorados em pesquisas futuras. São feitas as seguintes sugestões:

- calibrar coeficientes de segurança utilizando o modelo probabilístico apresentado nesta tese para situações de exposição ao incêndio reais com diferentes índices de confiabilidade alvo;
- realizar a caracterização estatística das propriedades termomecânicas da madeira das ligações parafusadas testadas em situação de incêndio, a fim de melhorar a representação destas variáveis em análises de confiabilidade;
- calibrar curvas de propriedades térmicas e mecânicas efetivas da madeira a partir de testes de ligações em situação de incêndio, a fim de diminuir o erro de modelo proveniente do modelo termomecânico;
- realizar a análise de confiabilidade estrutural de ligações em situação de incêndio com um modelo termomecânico acoplado por meio da utilização de meta-modelos, para a obtenção de resultados probabilísticos com a utilização de um modelo mais preciso para a representação do fenômeno;
- aplicar a metodologia de engenharia de incêndios baseada em desempenho, ou *Performance-based Fire Engineering* (PBFE), para ampliar as análises para além das curvas de incêndio padrão. Com base nesta metodologia, estudar o desempenho para diferentes níveis de temperatura do incêndio, obtendo curvas de fragilidade em função da carga aplicada em situação de incêndio.

## REFERÊNCIAS

- AKAIKE, H. **A New Look at Statistical Model Identification.** IEEE Trans. Automatic Control, v. 19, p. 716-723, 1974.
- ASEEVA, R. SERKOV, B., SIVENKOV, A. **Fire Behavior and Fire Protection in Timber Buildings.** 1 ed. Springer, 2014. 291 p.
- ASSIS, V. T. **Carga de Incêndio em Edifícios de Escritórios Estudo de Caso: Belo Horizonte/MG, Brasil.** 93 f. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Ouro Preto, Brasil, 2001.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 7190: Projeto de estruturas de madeira.** Rio de Janeiro, 1997. 107 p.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 14432: Exigências de resistência ao fogo de elementos construtivos de edificações – Procedimento.** Rio de Janeiro, 2001. 14 p.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 16965: Ensaio de resistência ao fogo de elementos construtivos — Diretrizes gerais.** Rio de Janeiro, 2021. 47 p.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, ASTM E119. **Standard methods of fire tests of building constructions and materials.** West Conshohocken, 2007. 107 p.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, ASTM D143-09. **Standard test method for evaluating dowel-bearing strength of wood and wood-based products.** Philadelphia, 2013. 5 p.
- ANSYS, 2017. **Versão 17.0.** Documentação de ajuda.
- AQUINO, C. D. **Uncertainty quantification related to dowel-type timber joints.** 119 f. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Santa Catarina, Brasil, 2020.
- AUDEBERT, M., DHIMA, D., TAAZOUNT, M., BOUCHAÏR, A. **Numerical investigations on the thermo-mechanical behavior of steel-to-timber joints exposed to fire.** Engineering Structures, v. 33, p. 3257-3268, 2011.
- AUDEBERT, M., DHIMA, D., TAAZOUNT, M., BOUCHAÏR, A. **Behavior of dowelled and bolted steel-to-timber connections exposed to fire.** Engineering Structures, v. 39, p. 116-125, 2012.
- AUDEBERT, M., DHIMA, D., TAAZOUNT, M., BOUCHAÏR, A. **Thermo-mechanical behaviour of timber-to-timber connections exposed to fire.** Fire Safety Journal, v. 56, p. 52-64, 2013.

AUDEBERT, M., DHIMA, D., TAAZOUNT, M., BOUCHAÏR, A. **Experimental and numerical analysis of timber connections in tension perpendicular to grain in fire.** Fire Safety Journal, v. 63, p. 125-137, 2014.

AUDEBERT, M., DHIMA, D., TAAZOUNT, M., BOUCHAÏR, A. **Review of experimental data for timber connections with dowel-type fasteners under standard fire exposure.** Fire Safety Journal, v. 107, p. 217-234, 2019.

AUDEBERT, M., DHIMA, D., BOUCHAÏR, A. **Proposal for a new formula to predict the fire resistance of timber connections.** Eng. Struct., v. 204, p. 110041, 2020.

AUSTRALIAN STANDARD, AS 1520.4. **Timber Structures Code. Part 4: Fire resistance of timber members.** Austrália, 1990.

AUSTRUY, C. **Fire resistance of timber connections.** Fire Engineering Research Report, University of Canterbury, Nova Zealandia, 2007.

BABRAUSKAS, V. **Charring rate of wood as a tool for fire investigations.** Fire Safety Journal, v. 40, p. 528-554, 2005.

BARAVALLE, M., KÖHLER, J. **A risk-based approach for calibration of design codes.** Structural Safety, v. 78, p. 63-75, 2019.

BARTLETT, A. I., HADDEN, R. M., BISBY L. A. **A Review of Factors Affecting the Burning Behaviour of Wood for Application to Tall Timber Construction.** Fire Technology, v. 55, p. 1-49, 2018.

BATHE, K-J. **Finite Element Procedures.** 2 ed. Prentice-Hall, 1996. 1037 p.

BECK, A. T. **Confiabilidade e Segurança das Estruturas.** 1. ed. LTC, 2019. 448 p.

BENISTAND, T. **Caractérisation mécanique des bois feuillus Français en vue de leur meilleure intégration aux Eurocodes 5.** 241 f. Tese (Doutorado) – Université de Lorraine, França, 2019.

BERGMAN, T. L., LAVINE, A. S. **Fundamentals of Heat and Mass Transfer.** 8 ed. Wiley, 2017. 966 p.

BLAß, H. J., BIEHNHAUS, A., KRÄMER, V. **Effective bending capacity of dowel-type fasteners.** Proceedings of the CIB-W18, Paper 33-7-5, Holanda, 2000.

BODIG, J., JAYNE, B. A. **Mechanics of wood and wood composites.** 1 ed. Van Nostrand Reinhold, 1982. 712 p.

BRITISH STANDARDS INSTITUTION, BS 476. **Fire tests on building materials and structures. Part 21. Method for determination of the fire resistance of loadbearing elements of construction.** Reino Unido, 1987. 22 p.

BRITISH STANDARDS INSTITUTION, BS 5268. **Code of Practice for the Structural Use of Timber – Section 4.1. Methods of Calculating the Fire Resistance of Timber Members.** Reino Unido, 1978. 14 p.

BROWNE, F. L. **Theories of the combustion of wood and its control.** Research Paper FPL-2136, USDA Forest Products Laboratory, Madison, 1958.

BUCHANAN, A. H., ABU, A. K. **Structural Design for Fire Safety.** 2 ed. Wiley, 2017. 415 p.

CABRERO, J. M., YURRITA, M. **Performance assessment of existing models to predict brittle failure modes of steel-to-timber connections loaded parallel-to-grain with dowel-type fasteners.** Engineering Structures, v. 171, p. 895-910, 2018.

CACHIM, P. B., FRANSSEN, J-M. **Numerical modelling of timber connections under fire loading using a component model.** Fire Safety Journal, v. 44, p. 840-853, 2009.

CACHIM, P. B., FRANSSEN, J-M. **Comparison between the charring rate model and the conductive model of Eurocode 5.** Fire and Materials, v. 33, p. 129-143, 2009.

CALIL JUNIOR, C., LAHR, F. A. R., DIAS, A. A. **Dimensionamento de elementos estruturais de madeira.** 1 ed. Manole, 2003. 152 p.

CARRASCO, E. V. M., OLIVEIRA, A. L. C., MANTILLA, J. N. R. **Influência da Temperatura na Resistência e no Módulo de Elasticidade em Madeira de Híbridos de Eucaliptos.** Ciência Florestal, v. 26, p. 389-400, 2016.

CENGEL, Y. A. **Introduction to Thermodynamics and Heat Transfer.** 2 ed. McGraw-Hill, 2008. 860 p.

CLANCY, P. **Time and probability of failure of timber framed walls in fire. 393 f. Tese (Doutorado) – Center of Environmental Safety and Risk Engineering.** Victoria University of Technology, Victoria, Australia, 1999.

CHAFFE, S. C. **Growth Stresses in Trees.** Australian Forest Research, v. 9, p. 203-223, 1979.

CHIRICO, N., GRAMATICA, P. **Real external predictivity of QSAR models: how to evaluate it? Comparison of different validation criteria and proposal of using the concordance correlation coefficient.** J. Chem. Inf. Model, v. 51, p. 2320-2335, 2011.

CHIRICO, N., GRAMATICA, P. **Real external predictivity of QSAR models. Part 2. New intercomparable thresholds for different validation criteria and the need for scatter plot inspection.** J. Chem. Inf. Model, v. 52, p. 2044-2058, 2012.

CHEN, C. J., LEE, T. L., JENG, D. S. **Finite element modeling for the mechanical behavior of dowel-type timber joints.** Computers and Structures, v. 81, p. 2731-2738, 2003.

CHEN, C. J., LEE, T. L., JENG, D. S. **WoodST: A Temperature-Dependent Plastic-Damage Constitutive Model Used for Numerical Simulation of Wood-Based Materials and Connections.** Journal of Structural Engineering, v. 146, p. 04019225, 2020.

CHEUNG, A. B., PINTO, E. M., CALIL, C. Jr. **Confiabilidade estrutural de vigas de madeira submetidas à flexão em condições normais e em situação de incêndio.** Madeira Arquitetura e Engenharia, 12 p. 2011.

CHOI, S., GRANDHI, R. V., CANFIELD, R. A. **Reliability-based Structural Design.** 1 ed. Springer, 2007. 309 p.

CHUO, T. C. B. **Fire performance of connections in Laminated Veneer Lumber.** 241 f. Dissertação (Mestrado) – University of Canterbury, Nova Zealandia, 2007.

DEGROOT, M. H., SCHERVISH, J. M. **Probability and Statistics.** 4. ed. Addison-Wesley, 2011. 893 p.

DEL COZ DÍAS, J. J., NIETO, P. J. G., MARTÍNEZ-LUENGAS, A. L., DOMÍNGUEZ F. J. S., HERNÁNDEZ J. D. **Non-linear numerical analysis of plywood board timber connections by DOE-FEM and full-scale experimental validation.** Engineering Structures, v. 49, p. 76-90, 2013.

DIAS, A. M. P. G., VAN DE KUILLEN, J. W., LOPES, S., CRUZ H. **A non-linear 3D FEM model to simulate timber-concrete joints.** Advances in Engineering Software, v. 38, p. 522-530, 2007.

DITLEVSEN, O. **Model uncertainty in structural reliability.** Structural Safety, v. 1, p. 73-86, 1982.

DITLEVSEN O., MADSEN, H. O. **Structural Reliability Methods.** Department of Mechanical Engineering. Technical University of Denmark, Copenhagen, Dinamarca, 2007. 361 p.

DHIMA, D. **Vérification expérimentale de la résistance au feu des assemblages d'éléments en bois.** Constr. Met., 1999.

DHIMA, D., AUDEBERT, M., BOUCHAÏR, A. **Analysis of the Thermo-Mechanical Behaviour of Steel-to-Timber Connections in Bending.** Journal of Structural Fire Engineering, v. 5, p. 97-112, 2014.

DOCUMENTS TECHNIQUES UNIFIÉS. **DTU P21-701: Règles de calcul et de conception des charpentes en bois.** França, 1984. 193 p.

DRUMMOND, I., KERMANI, A. **Reliability of nailed timber connections with gusset plates.** Structures and Buildings, v. 3, p. 283-290, 2003.

DRYSDALE, D. **An Introduction to Fire Dynamics.** 3 ed. Wiley, 2011. 564 p.

- EHLERS, R. S. **Inferência Estatística**. Universidade de São Paulo, 2009. 132 p.
- EN 383. **Timber Structures – Test methods - Determination of embedment strength and foundation values for dowel type fasteners**. União Europeia, 2007. 16 p.
- EN 1990: EUROCODE 0. **Basis of structural design**. União Europeia, 2002. 116 p.
- EN 1993-1-2: EUROCODE 3. **Design of timber structures –Part 1-2**. União Europeia, 2004. 81 p.
- EN 1995-1-1: EUROCODE 5. **Design of timber structures –Part 1-1**. União Europeia, 2004. 121 p.
- EN 1995-1-2: EUROCODE 5. **Design of timber structures –Part 1-2**. União Europeia, 2004. 71 p.
- ERCHINGER, C., FRANGI, A., FONTANA, M. **Fire design of steel-to-timber dowelled connections**. Engineering Structures, v. 32, p. 580-589, 2010.
- FIGUEROA, M., MORAES, P. D. **Temperature reduction factor for compressive strength parallel to the grain**. Fire Safety Journal, v. 83, p. 99-104, 2016.
- FIGUEROA, M. J. M. **Coeficientes de modificação das propriedades mecânicas da madeira devidos à temperatura**. 241 f. Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, Brasil, 2012.
- FRANGI, A., MISCHLER, A. **Fire tests on timber connections with dowel-type fasteners**. Proceedings of the CIB-W18, Paper 37-16-2, Edinburgo, Escócia, 2004.
- FREDLUND, B. **Modelling of heat and mass transfer in wood structures during fire**. Fire Safety Journal, v. 20, p. 39-69, 1993.
- FORBES, C., EVANS, M., HASTINGS, N., PEACOCK, B. **Statistical Distributions**. 4 ed. Wiley, 2011. 212 p.
- FOREST PRODUCTS LABORATORY. **Wood handbook – wood as an engineering material**. Gen. Tech. Rep. FPL-GTR-113, Madison, Estados Unidos da América, 1999. 463 p.
- GEĆYS, T., DANIUNAS, A., BADER, T. K., WAGNER, L., EBERHARDSTEINER, J. **3D finite element analysis and experimental investigations of a new type of timber beam-to-beam connection**. Engineering Structures, v. 86, p. 134-145, 2015.
- GERHARDS, C. C. **Effect of Moisture Content and Temperature on the Mechanical Properties of Wood: An Analysis of Immediate Effects**. Wood and Fiber, v. 14, p. 4-36, 1982.

GRAMATICA, P., SANGION, A. **A historical excursus on the statistical validation parameters for QSAR models: a clarification concerning metrics and terminology.** J. Chem. Inf. Model, v. 56, p. 1127-1131, 2016.

GOMES, W. J. S., BECK, A. T. A. **A conservatism index based on structural reliability and model errors.** Reliability Engineering and System Safety, v. 209, p. 107456, 2025.

GUAN, Z. W., ZHU, E. C. **Finite element modelling of anisotropic elasto-plastic timber composite beams with openings.** Engineering Structures, v. 31, p. 394-403, 2009.

HALDAR, A., MAHADEVANSANKAN, S. **Probability, Reliability and Statistical Methods in Engineering Design.** 1. ed. Wiley, 2000. 488 p.

HANKINSON, R. **Investigation of crushing strength of Spruce at varying angles of grain.** Air Service Information Circular – ASIC, v. 3, p. 259, 1921.

HASOFER, A. M., LIND, N. C. **Exact and Invariant Second Moment Code Format.** ASCE 100. p.111-121, 1974.

HASOFER, A. M., BECK, V. R. BENNETTS, I. D. **Risk analysis in building fire safety engineering.** 1 ed. Elsevier, 2007. 208 p.

HILL, R. **A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals.** Finite Elements in Analysis and Design, v. 193, p. 281, 1948.

HOFFMAN, O. **The brittle strength of orthotropic materials.** Journal of Composite Materials, v. 1, p. 200-206, 1967.

HOWELL, J. R., MENGÜÇ, M. P., SIEGEL K. **Thermal Radiation Heat Transfer.** 6 ed. CRC Press, Boca Raton 2016. 415 p.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION, ISO 834-1. **Fire resistance tests – Elements of building construction, Part 1: General requirements.** Suíça, 1999. 107 p.

INCROPERA, F. P., DEWITT, D. P., BERGMAN, T. L., LAVINE, A. S. **Fundamentos de Transferência de Calor e Massa.** 6 ed. LTC, 2008. 643 p.

JANSSENS, M. **Thermo-physical properties for wood pyrolysis models.** Pacific Timber Engineering Conference, Gold Coast, Australia, p. 607–618, 1994.

JOCKWER, R., STEIGER, R., FRANGI, A. **Evaluation of the reliability of design approaches for connections perpendicular to the grain.** International Network on Timber Engineering Research, Croácia, p. 131–144, 2015.

JOCKWER, R., FINK, G., KÖHLER, J. **Assessment of the failure behaviour and reliability of timber connections with multiple dowel-type fasteners.** Engineering Structures, v. 172, p. 76-84, 2018.

JOHANSEN, K. W. **Theory of Timber Connections**. International Association of Bridge and Structural Engineering, v. 9, p. 249-262, 1949

JOINT COMMITTEE ON STRUCTURAL SAFETY. **JCSS: Probabilistic Model Code**. Copenague, Dinamarca, 2015. 198 p.

JORISSEN, K. W. **Double shear timber connections with dowel type fasteners**. 284 f. Tese (Doutorado) – Civil Engineering Department, Delft University of Technology, Delft, Holanda, 1998.

KARAGIANNIS, V., MÁLAGA-CHUQUITAYPE, C., ELGHAZOULI, A. Y. **Modified foundation modelling of dowel embedment in glulam connections**. Construction and Building Materials, v. 102, p. 1168-1179, 2016.

KARIYA, T., KURATA, H. **Generalized Least Squares**. 1. ed. Wiley, 2004. 488 p.

KHAROUF, N., McCLURE, G., SMITH, I. **Elasto-plastic modeling of wood bolted connections**. Computers and Structures, v. 81, p. 747-754, 2003.

KHELIFA, M., KHENNANE, A., EL GANAOUI, M., ROGAUME, Y. **Analysis of the behavior of multiple dowel timber connections in fire**. Engineering Structures, v. 32, p. 580-589, 2010.

KNUDSON, B. **Modelling of Heat and Mass Transfer in Wood Structures During Fire**. Fire Safety Journal, v. 20, p. 39-69, 1993.

KNUDSON, R. M., SCHNIEWIND A. P. **Performance of structural wood members exposed to fire**. Forest Products Journal, v. 25, p. 23-32, 1975.

KÖHLER, J., SORENSEN, J. D., FABER, H. M. **Probabilistic modeling of timber structures**. Structural Safety, v. 29, p.255-267, 2007.

KÖHLER, J. **Reliability of timber structures**. 241 f. Tese (Doutorado) – Institute of Structural Engineering, Swiss Federal Institute of Technology, Zurique, Suíça, 2007.

KOLLMANN, F. F. P., CÔTÉ, W. A. JR. **Principles of Wood Science and Technology**. 1 ed. Springer-Verlag, 1968. 592 p.

KRETSCHMANN, D. E. **Mechanical Properties of Wood. Forest Products Laboratory, Wood Handbook: Wood as an Engineering Material**. General Technical Report FPL-GTR-190, USDA Forest Products Laboratory, Madison, 2010.

LAPLANCHE, K. **Etude du comportement au feu des assemblages de structures bois: approche ex-périmentale et modélisation**. 241 f. Tese (Doutorado) – Université Blaise Pascal, França, 2006.

LAU, P. H. **Fire Resistance of Connections in Laminated Veneer Lumber (LVL)**. 241 f. Dissertação (Mestrado) – University of Canterbury, Nova Zealandia, 2007.

LAWSON, D. I., WEBSTER, C.T., ASHTON, L. A. **Fire endurance of timber beams and floors**. Journal of Structural Engineering, v. 30, p. 27-34, 1952.

LÉTOURNEAU-GAGNON, M., DAGENAIS C., BLANCHET, P. **Fire Performance of Self-Tapping Screws in Tall Mass-Timber Buildings**. Applied Sciences, v. 11, p. 3579, 2021.

LI, Z., LUO, J., HE, M., HE, G., SUN, Y. **Analytical prediction of the fire resistance of the glulam bolted connections under coupled moment and shear**. Journal of Building Engineering journal, v. 33, p. 101531, 2021.

LIN, Y. **Estimation of the probability of fire occurrences in buildings**. Fire Safety Journal, v. 40, p. 728-735, 2005.

LINKUTÈ, L., JUOCEVICIUS, V., VAIDOGAS, E. R. **On reliability of timber structures subjected to fire**. Modern Building Materials, Structures and Techniques, v. 1, p. 1266-1273, 2010.

LY, D. P. L. **Développement de modèles analytiques pour la prédiction du comportement élastique des assemblages mécaniques à broches dans la construction en bois**. 236 f. Tese (Doutorado) – Institute of Structural Engineering, Université de Liège, Liège, Bélgica, 2006.

MARAVEAS, C., MIAMIS, K., MATTHAIOU, C. E. **Performance of Timber Connections Exposed to Fire: A Review**. Fire Technology, v. 51, p. 1401-1432, 2015.

MARCOLAN JÚNIOR, A. C., MORAES, P. D. **Model error for calculating the structural reliability of dowel connections in fire situations**. Advances in Fire Safety Engineering, p. 1-11, 2019.

MELCHERS, R. E., BECK, A. T. **Structural Reliability Analysis and Prediction**. 3. ed. Wiley, 2018. 506 p.

MILLAR, R. B. **Maximum Likelihood Estimation and Inference**. 1. ed. Wiley, 2011. 488 p.

MONTGOMERY, D. C., RUNGER, G. C. **Applied Statistics and Probability Engineers**. 6. ed. Wiley, 2014. 832 p.

MORAES, P. D. **Influence de la température sur les assemblages bois**. 211 f. Tese (Doutorado) – Institute of Structural Engineering, Université Henri Pointcaré, Nancy, França, 2003.

MORAES, P. D., ROGAUME, Y., BACQUET, J. F., TRIBOULOT, P. **Influence of temperature on the embedding strength**. Holz als Roh - und Werkstoff, v. 63, p. 297-302, 2005.

MORAES, P. D., RODRIGUES, J. P. C., CORREIA, N. D. F. **Behavior of bolted timber joints subjected to high temperatures.** Eur. J. Wood Prod., v. 70, p. 225-232, 2012.

MOSS, P. J. **Multiple-bolted joints in wood members: a literature review.** Forest Products Laboratory, Gen. Tech. Rep. FPL-GTR-97, Department of Agriculture, Madison, Estados Unidos da América, 1997. 18 p.

MOSS, P., FRANGIACOMO, M., AUSTRUY, C. **Experimental Testing and Analytical Prediction of the Behaviour of Timber Bolted Connections Subjected to Fire.** Fire Technology, v. 46, p. 129-148, 2010.

NEGRÃO, J., FARIA, A. **Projeto de estruturas de madeira.** 1 ed. Publindústria, 2009. 247 p.

NITHIARASU, P., LEWIS, R. W., SEETHARAMU, K. N. **Fundamentals of the finite element method for heat and mass transfer.** 2. ed. Wiley, 2016. 464 p.

NORÉN, J. **Load-bearing Capacity of Nailed Joints Exposed to Fire.** Fire and Materials, v. 20, p. 133-143, 1996.

OHSAWA, J., YONEDA, Y. **Shear test of woods as a model of defibration.** Journal of the Japanese Wood Research Society, v. 24, p. 230-236, 1978.

OLIVEIRA, A. L. C. **Taxa de carbonização e características mecânicas da madeira em altas temperaturas.** 273 f. Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, Brasil, 2019.

ÖSTMAN, B. A. **Wood tensile strength at temperatures and moisture contents simulating fire conditions.** Science and Technology, v. 19, p. 103-116, 1985.

OUDJENE, M., KHELIFA, M. **Elasto-plastic constitutive law for wood behaviour under compressive loadings.** Construction and Building Materials, v. 23, p. 3359-3366, 2009.

PALMA, P. **Fire behavior of timber connections.** 393 f. Tese (Doutorado) – Institute of Structural Engineering, ETH Zurich, Zurique, Suíça, 2016.

PALMA, P., FRANGI, A. **Modelling the fire resistance of steel-to-timber dowelled connections loaded perpendicularly to the grain.** Fire Safety Journal, v. 107, p. 54-74, 2017.

PEDERSEN, M. U. **Dowel Type Timber Connections Strength modeling.** Rapport BYG-DTU R-039, Danmarks Tekniske Universitet, Dinamarca, 2002. 166 p.

PENG, L. **Performance of heavy timber connections in fire.** 241 f. Tese (Doutorado) – Carleton Institute of Civil and Environmental Engineering, Canada, 2010.

PORTEOUS, J., KERMANI, A. **Structural timber design to Eurocode 5.** 1 ed. Blackwell, 2007. 555 p.

PURKISS, J., LI, L. **Fire Safety Engineering Design of Structures.** 3 ed. CRC Press, 2013. 399 p.

QURESHI, R., NI, S., KHORASANI, N. E., VAN COILE, R., HOPKIN, D., GERNAY, T. **Probabilistic Models for Temperature-Dependent Strength of Steel and Concrete.** ASCE Journal of Structural Engineering, v. 146, p. 04020102, 2020.

RACHER, P., BIGER, J-P., ROUCER, F., SAGOT, G., VIDON, G. **Structures en bois aux états limites: introduction à l'Eurocode 5.** 1 ed. SEDIBOIS/Union Nationale Française de Charpente, 1996. 520 p.

RACHER, P., BOCQUET, J. F. **Non-linear Analysis of Dowelled Timber Connection: a new approach for embedding modelling.** Electronic Journal of Structural Engineering, v. 5, p. 1-9, 2005.

RACHER, P., LAPLANCHE, K., DHIMA, D., BOUCHAÏR, A. **Thermo-mechanical analysis of the fire performance of dowelled timber connection.** Engineering Structures, v. 32, p. 1148-1157, 2010.

RACKWITZ, R., FIESSLER B. **Structural Reliability Under Combined Load Sequences.** Computer & Structures, v. 9, p. 489-494. 1978.

REDDY, J. N., GARTLING, D. K. **The Finite Element Method in Heat Transfer and Fluid Dynamics.** 3. ed. CRC Press, 2010. 489 p.

REICHERT, T. **Development of 3D lattice models for predicting nonlinear timber joint behaviour.** 318 f. Tese (Doutorado) – Edinburgh Napier University, Edimburgo, Escócia, 2009.

RITTER, M. A. **Timber bridges.** Forest Products Laboratory, Madison, Estados Unidos da América, 1990. 907 p.

SANO, E. **Effects of temperature on the mechanical properties of wood.** Journal of the Japanese Wood Research Society, v. 7, p. 147-193, 1961.

SCHAFFER, E. L. **Charring rate of selected woods – transverse to grain.** Forest Products Laboratory, Madison, Estados Unidos da América, 1967. 22 p.

SCHAFFER, E. L. **Effect of pyrolytic temperatures on the longitudinal strength of dry Douglas-fir.** Journal of Testing Evaluation, v. 1, p. 319-329, 1973.

SCHNEID, E. **Influência da temperatura e do ângulo da grã na resistência ao embutimento da madeira.** 241 f. Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, Brasil, 2017.

SCHWARTZ, G. **Estimating the dimensional of a model.** Annals of Statistics, v. 6, p. 461-464, 1978.

SILVA, M. R. **Efeito do tratamento térmico nas propriedades químicas, físicas e mecânicas em elementos estruturais de Eucalipto citriodora e Pinus taeda.** 223 f. Tese (Doutorado) – Universidade de São Paulo, São Carlos, Brasil, 2012.

SOBOL, I. M. **Sensitivity analysis for nonlinear mathematical models.** Math. Model. Computer. Exp. v. 1, p.407-414, 1993.

SOBOL, I. M. **Global sensitivity indices for nonlinear mathematical models and their Monte Carlo estimates.** Mathematics and Computers in Simulation, v. 55, p.271-280, 2001.

SORENSEN, J. D. **Structural Reliability Theory and risk analysis.** Alborg, Dinamarca, 2004. 231 p.

STERNER, E., WICKSTRÖM, U. **Calibration of fire resistance test furnaces Nordtest project No 785-88.** SP Report 1989:36, Fire Technology, Boras, 1989.

STEVERBERG, E. W., VICKERS, A. J., COOK, N. R., GERDS, T., GONEN, M., OBUCHOWSKI, N., PENCINA, M. J., KATTAN, M. W. **Assessing the performance of prediction models.** Epidemiology, v.21, p. 128-138, 2010.

SUDRET, B. **Meta-models for structural reliability and uncertainty quantification.** Asian-Pacific Symposium on Structural Reliability and its Applications, Singapura, p. 1–24, 2012.

SULTAN, M. A. **Fire Resistance Furnace Temperature Measurements: Plate Thermometers vs. Shielded Thermocouples.** Fire Technology, v. 42, p. 253-267, 2006.

SZÁSZ, A. HLAVIČKA, V. LUBLÓY, E. BIRÓ, A. **Numerical modelling of the fire resistance of double sheared steel-to-timber connections.** Journal of Building Engineering, v. 37, p. 102150, 2021.

THELANDERSSON, S., LARSEN, H. **Timber Engineering.** 1 ed. Wiley, 2003. 457 p.

THI, V. D., KHELIFA, M., OUDJENE, M., EL GANAoui, M., ROGAUME, Y. **Finite element analysis of heat transfer through timber elements exposed to fire.** Engineering Structures, v. 143, p. 11-21, 2017.

TSAÏ, S. W., WU, E. M. **A general theory of strength for anisotropic materials.** Journal of Composite Materials, v. 5, p. 58-80, 1971.

VAIDOGAS, E. R., JUOCEVICIUS, V. **Reliability of a timber structure exposed to fire: estimation using fragility function.** MECHANIKA, v. 5, p. 35-42, 2008.

VON MISES, R. **Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand. Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen.** Mathematisch-Physikalische Klasse, v. 1, p. 582-592, 1913.

VORREITER, L. **Combustion and heat insulating losses of wood and fiberboards.** Holzforschung, v. 10, p. 73-80, 1956.

WANG, Y., BURGESS, I., WALD, F., GILLIE, M. **Performance-Based Fire Engineering of Structures.** 1 ed. CRC Press, 2013. 363 p.

WHALE, L., SMITH, I. **The derivation of design clauses for nailed and bolted joints in Eurocode 5.** Proceedings of the CIB-W18, Paper 19-7-6, Florença, Itália, 1986.

WHITE, R. H. **Charring rates of wood for ASTM E119 exposure.** Fire Technology, v. 28, p. 5-30, 1992.

WILKINSON, T. L. **Load Distribution among Bolts Parallel to Load.** Journal of Structural Engineering, v. 122, p. 835-852, 1986.

WILKINSON, T. L. **Dowel bearing strength.** Research Paper FPL-RP-505, USDA Forest Products Laboratory, Madison, 1991.

XU, B. H., TAAZOUNT, M., BOUCHAIR, A., RACHER, P. **Numerical 3D finite element modelling and experimental tests for dowel-type timber joints.** Construction and Building Materials, v. 23, n. 9, p. 3043-3052, 2009.

YANG, L-H., ZHOU, Y., WANG, Y., GUO, Z. **Predicting charring rate of woods exposed to time-increasing and constant heat fluxes.** Journal of Analytical and Applied Pyrolysis, v. 81, p. 1-6, 2008.

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

YUNG, D. **Principles of Fire Risk Assessment in Buildings.** 1 ed. Wiley, 2008. 227 p.

ZHANG, C., GROSSHANDLER, W., SAUCA, A., CHOE, L. **Design of an ASTM E119 Fire Environment in a Large Compartment.** Fire Technology, v. 56, p. 1155-1177, 2020.

ZHANG, X., TRAME, M. N., LESKO, L. J., SCHIMIDT, S. **Sobol Sensitivity Analysis: A Tool to Guide the Development and Evaluation of Systems Pharmacology Models.** CPT: Pharmacometrics & Systems Pharmacology, v. 4, p.69-79, 2015.

ZHANG, Y., DER KIUREGHIAN A. **Finite element reliability methods for inelastic structures.** Report UCB/SEMM – 95/05, Department of Civil and Environmental Engineering, University of California, Berkeley, Estados Unidos da América, 1997.

ZHOU, T.; GUAN, Z. W. **Review of existing and newly developed approaches to obtain timber embedding strength.** Progress in Structural Engineering and Materials, v. 8, p. 49-67, 2006.