Universidade Trás-os-Montes e Alto Douro

# Estudo do efeito da temperatura na taxa crítica de libertação de energia de fratura da madeira de *Pinus pinaster* Ait. sob solicitação de modo I em regime quase-estático

Dissertação de mestrado em Engenharia Mecânica

Hélder Filipe Ferreira Albuquerque Orientador: Doutor Nuno Miguel Magalhães Dourado Coorientador: Doutor José Joaquim Lopes Morais



Vila Real, 2016

Universidade Trás-os-Montes e Alto Douro

# Estudo do efeito da temperatura na taxa crítica de libertação de energia de fratura da madeira de *Pinus pinaster* Ait. sob solicitação de modo I em regime quase-estático

Dissertação de mestrado em Engenharia Mecânica

Hélder Filipe Ferreira Albuquerque Orientador: Prof. Doutor Nuno Miguel Magalhães Dourado Coorientador: Prof. Doutor José Joaquim Lopes Morais

Composição do Júri:

Doutor Nuno Miguel Magalhães Dourado

Doutor José Manuel Alves Ribeiro

Doutor Marcelo Francisco de Sousa Ferreira de Moura

Dissertação apresentada à Universidade Trás-os-Montes e Alto Douro para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica, realizada sob orientação científica do Professor Nuno Miguel Magalhães Dourado, do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade do Minho e sob a coorientação do Professor José Joaquim Lopes Morais, do Departamento de Engenharia Mecânica da Escola de Ciências e Tecnologia da Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro.

## Agradecimentos

Desejo aqui, expressar o meu agradecimento a todas as pessoas que, direta ou indiretamente contribuíram para a realização deste trabalho, em particular:

Aos meus pais, à minha irmã, ao meu cunhado, à minha avó, aos amigos e à minha namorada pelo apoio constante, compreensão e encorajamento durante todo este percurso.

Ao meu orientador, Professor Nuno Dourado, do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade do Minho, pelo apoio prestado, profissionalismo, empenho e disponibilidade em ajudar.

Ao Sr. Armindo do Departamento de Florestais, da Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro, pela ajuda no fabrico dos provetes para os ensaios mecânicos.

À Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro, por me ter facultado todos meios e recursos necessários à realização deste trabalho.

A todos exprimo os meus sinceros agradecimentos.

#### Resumo

Em projeto de estruturas utilizam-se formulações matemáticas que possibilitam identificar as dimensões dos elementos estruturais, assegurando de forma satisfatória as condições de resistência às ações mecânicas a que ficam são sujeitas, tendo implícita a redução do peso para valores mínimos admissíveis. Estas preocupações podem também refletir aspetos de natureza estética e/ou ambiental, a que nos últimos tempos se tem vindo a dar uma importância crescente. Em estruturas de madeira, as preocupações dos projetistas devem abranger igualmente aspetos relacionados com o comportamento evidenciado pelo material em resultado da exposição do material a variáveis ambientais, como é o caso da humidade e da temperatura. Por se tratar de um material fibroso, exibindo um índice de ortotropia elevado, com uma tenacidade à fratura comparativamente baixa na direção normal às fibras (ou grão), os projetistas devem ter presente a necessidade de conhecer a resistência à propagação do dano em condições normais de serviço da madeira. A necessidade de se conhecer o comportamento à fratura em modo I da madeira submetida a condições de serviço extremas, designadamente as que implicam a sua exposição a temperaturas muito elevadas, constitui a principal motivação para este estudo. Este conhecimento será fundamental para se poder aumentar a confiança de projetistas e profissionais do ramo da construção civil, para a aplicação da madeira maciça como material estrutural.

Nesta dissertação realizou-se um estudo experimental utilizando a geometria *double cantilever beam* (DCB), tendo em vista a avaliação da taxa crítica de libertação de energia em modo I,  $G_{Ic}$ , no sistema de propagação RL da madeira, em função da temperatura, no intervalo compreendido entre 28° e os 110°C. Para esse efeito, empregou-se o método de calibração da flexibilidade baseado na teoria de vigas e no conceito de fenda equivalente. Este método apresenta a vantagem de dispensar a medição do comprimento de fenda durante a propagação, aspeto que se revelou crucial, na medida em que a fratura na madeira é caracterizada pelo desenvolvimento de uma zona de processo muito extensa, e porque o acesso à câmara de aclimatação durante o ensaio seria impossível. Como material de teste escolheu-se a madeira de pinho marítimo (*Pinus pinaster* Ait.), tendo-se ensaiado todos os provetes com as mesmas dimensões.

#### Abstract

Structural design is performed using mathematical formulations that enable identifying the dimensions of members that sustain the applied loadings, assuring the buildings weightlessness. These concerns also correspond to aesthetic and environmental means that are increasingly valorized in developed countries. In timber structures the concerns also cover aspects related to the way that those structures react as a consequence of environmental variables like moisture content and temperature. Due to the fact that wood is a fibrous material, with an elevated index of orthotropy, timber engineers have to bear in mind that wood exhibits a low resistance perpendicular to grain, which is particularly important when wood is exposed to significant differences in temperature. Hence, it is important to know how fracture toughness (e.g., mode I) in wood varies with temperature, as it allows performing the cohesive zone modelling of timber members. This is crucial to enhance confidence levels of both designers and constructors of civil facilities, leading to generalized application of wood as a structural material.

In this Master Thesis a numerical and experimental study has been performed using the double cantilever beam (DCB) test aiming the evaluation of the critical energy release rate under mode I loading ( $G_{Ic}$ ) for the RL fracture system in the range of 28°C and 110°C. The compliance based beam method has been used, as it dispenses the crack length monitoring in the course of the loading process. This aspect is crucial due to the fact that wood develops a non-negligible Fracture Process Zone ahead of the crack tip and the experiments involved the use of a narrow climate chamber. For such a purpose, *Pinus pinaster* Ait. has been used as testing material, with specimens of the same size.

# Índice geral

Agradecimentos		III
Resumo		IV
Abstract		V
Índice de Figuras		VII
Índice de tabelas		IX
Nomenclatura		X
Lista de Acrónimos .		XII
Introdução		1 -
Capítulo 1 – Aspetos G	erais	3 -
1.1 Características da	a madeira	3 -
1.2 Comportamento	à fratura da madeira	4 -
1.3 Efeito das condiç	ções ambientais nas propriedades da madeira	6 -
1.4 Ensaio DCB		15 -
1.5 Método CBBM		17 -
1.6 Modelo de dano	coesivo	20 -
Capítulo 2 - Trabalho E	Experimental	24 -
2.1 Introdução		24 -
2.2 Material e prepar	ração dos provetes	24 -
2.3 Modo de prepara	ção dos ensaios DCB	25 -
2.4 Ensaios DCB		27 -
Capítulo 3 - Resultados	s experimentais	29 -
3.1 Introdução		29 -
3.2 Curvas ( <i>P</i> - <i>δ</i> )		29 -
3.3 Curvas- <i>R</i>		31 -
3.4 Análise numérico	p-experimental	37 -
3.5 Discussão de rest	ultados	40 -
Capítulo 4 – Conclusõe	es	42 -
Referências Bibliogr	áficas	43 -
A. Anexos		46 -

# Índice de Figuras

Figura 1.1 - Aspeto macroscópico do tronco de uma árvore resinosa (Adaptado de Dourado,
2008) 3 -
Figura 1.2 - Sistemas de propagação de fenda (Dourado, 2008) 5 -
Figura 1.3 - Modos puros de fratura: (a) Modo I, modo de abertura; (b) Modo II, modo de
corte no plano; (c) Modo III, modo de corte fora do plano (Kanninen e Popelar, 1985) 6 -
Figura 1.4 - (a) Provete Wedge Splitting (WS); e (b) esquema do ensaio Wedge Splitting (WS)
W = 100, H = 130, T = 40, a = 45 e L = 85 mm (Reiterer et al., 2002) 7 -
Figura 1.5– (a) Fator crítico de intensidade tensão ( $K_{Ic}$ ) em função da temperatura; (b) Energia
específica de fratura ( $G_f$ ) em função da temperatura (Reiterer, 2001) 7 -
Figura 1.6 - Curvas $P$ - $\delta$ para os diferentes teores de humidade (Reiterer et al., 2002) 8 -
Figura 1.7 - (a) Evolução do fator crítico de intensidade de tensão ( $K_{Ic}$ ) em função do teor de
humidade; e (b) evolução da energia específica de fratura $(G_f)$ em função do teor de
humidade. (Reiterer et al., 2002) 9 -
Figura 1.8 - set-up experimental dos ensaios DCB (Sinha, et al., 2012) 10 -
Figura 1.9 - Dimensões dos provetes segundo a norma NF-EN 383 (Moraes, et al., 2005) 12

Figura 1.10 - Evolução da força de penetração em função da temperatura: (a) na direção<br/>normal ao fio; e (b) na direção perpendicular ao fio da madeira de pinho- 13 -Figura 1.11 - Esquema dos ensaios de compressão (Young et al., 2001)- 14 -Figura 1.12 - (a) Resistência à compressão em função da temperatura; (b) módulo de<br/>elasticidade em função da temperatura (Young et al., 2001)- 15 -Figura 1.13 - Ensaios da madeira em modo I- 16 -Figura 1.14 - Geometria dos provetes DCB- 17 -Figura 1.15 - Representação esquemática da ZPF e conceito de fenda equivalente (de Moura,<br/>et al., 2008)- 19 -Figura 1.16 - Lei de dano coesivo ( $G_{1c} = G_{1\mu} + G_{1b}$ ) trilinear com amaciamento bilinear<br/>(Adaptado de Dourado, 2008)- 21 -Figura 2.1 - Detalhe do entalhe e propagação da fenda- 25 -Figura 3.1 - Curvas P-δ obtidas à temperatura: (a) 28°, (b) 40°, (c) 50°, (d) 60°, (e) 70°, (f) 80°,<br/>(g) 90°, (h) 100° e (i) 100°C- 29 -

Figura 3.2 – Curvas- <i>R</i> obtidas à temperatura: (a) 28°, (b) 40°, (c) 50°, (d) 60°, (e) 70°, (f) 80°, (g)
90°, (h) 100° e (i) 100°C 31 -
Figura 3.3 - Valor médio da carga máxima em função da temperatura 34 -
Figura 3.4 - Valor médio da taxa crítica de libertação de energia ( $G_{Ic}$ ) em função da
temperatura 34 -
Figura 3.5 - Lei que traduz a evolução da taxa crítica de libertação 35 -
Figura 3.6 - Valor médio da rigidez elástica em função da temperatura 36 -
Figura 3.7 - Comparação entre o valor médio e o valor obtido pelo polinómio de calibração
(Figura 3.6 e Tabela 3.2) da taxa crítica de libertação de energia ( $G_{Ic}$ ) em função da
temperatura 36 -
Figura 3.8 - Malha de elementos finitos, com diferentes refinamentos, para o ensaio DCB 37
-
Figura 3.9 - Lei de dano (coesivo) bilinear empregue para reproduzir um ensaio realizado a
100°C 38 -
Figura 3.10 - Acordo numérico-experimental de uma curva $P$ - $\delta$ típica obtida a 100°C (cf.
Figura 3.9) 39 -
Figura 3.11 - Acordo numérico-experimental de uma curva- $R$ típica obtida a 100°C (cf.
Figura 3.9) 39 -
Figura 3.12 - Parâmetros médios da lei de dano trilinear com amaciamento bilinear em função
da temperatura 40 -
Figura 3.13 - Sobreposição de leis de dano bilinear médias obtidas para cada uma das
temperaturas 40 -

# Índice de tabelas

Tabela 1.1 - Composição química da madeira (Xavier, 2003)	4 -
Tabela 1.2 - Valores de $G_{\text{init}} \in G_{\text{SS}}$ (J/m <sup>2</sup> ) determinados pela análise da curva- <i>R</i> , para tod	los os
materiais e tratamentos (Sinha, et al., 2012).	9 -
Tabela 3.1 - Parâmetros médios obtidos nos ensaios de fratura	- 33 -
Tabela 3.2 - Constantes obtidas mediante ajuste polinomial (grau 4) sobre a evolução da	a taxa
crítica de libertação de energia ( $G_{Ic}$ ) com a temperatura (conforme Figura 3.5)	- 35 -
Tabela 3.3 - Propriedades elásticas da madeira de Pinus pinaster Ait	- 37 -
Tabela A.1 - Parâmetros obtidos nos ensaios de fratura para a temperatura de 28°C	- 46 -
Tabela A.2 - Parâmetros obtidos nos ensaios de fratura para a temperatura de 40°C	- 46 -
Tabela A.3 - Parâmetros obtidos nos ensaios de fratura para a temperatura de 50°C	- 47 -
Tabela A.4 - Parâmetros obtidos nos ensaios de fratura para a temperatura de 60°C	- 47 -
Tabela A.5 - Parâmetros obtidos nos ensaios de fratura para a temperatura de 70°C	- 47 -
Tabela A.6 - Parâmetros obtidos nos ensaios de fratura para a temperatura de 80°C	- 48 -
Tabela A.7 - Parâmetros obtidos nos ensaios de fratura para a temperatura de 90°C	- 48 -
Tabela A.8 - Parâmetros obtidos nos ensaios de fratura para a temperatura de 100°C	- 48 -
Tabela A.9 - Parâmetros obtidos nos ensaios de fratura para a temperatura de 110°C	- 49 -
Tabela A.10 - Parâmetros da lei de dano bilinear à temperatura de 28°C	- 49 -
Tabela A.11- Parâmetros da lei de dano bilinear à temperatura de 40°C	- 49 -
Tabela A.12- Parâmetros da lei de dano bilinear à temperatura de 50°C	- 50 -
Tabela A.13 - Parâmetros da lei de dano bilinear à temperatura de 60°C	- 50 -
Tabela A.14- Parâmetros da lei de dano bilinear à temperatura de 70°C	- 50 -
Tabela A.15 - Parâmetros da lei de dano bilinear à temperatura de 80°C	- 51 -
Tabela A.16 - Parâmetros da lei de dano bilinear à temperatura de 90°C	- 51 -
Tabela A.17 - Parâmetros da lei de dano bilinear à temperatura de 100°C	- 51 -
Tabela A.18 - Parâmetros da lei de dano bilinear à temperatura de 110°C	- 52 -
Tabela A.19 - Parâmetros médios da lei de dano trilinear com amaciamento bilinea	ar em
função da temperatura	- 52 -

# Nomenclatura

aeq	Comprimento de fenda equivalente
$a_0$	Comprimento de fenda inicial
В	Largura do provete
С	Distância máxima ao eixo neutro
С	Flexibilidade
$C_0$	Flexibilidade inicial
CoV	Coeficiente de variação
$d_{\rm n}$	Rigidez normal na interface
$d_{\rm s}$	Rigidez de corte na interface
D	Matriz que estabelece relação entre tensões e deslocamentos
Ε	relativos Matriz diagonal que contém os parâmetros de dano
$E_{ m L}$	Módulo de elasticidade na direção longitudinal
$E_{ m f}$	Módulo de flexão
$E_{\mathrm{R}}$	Módulo de elasticidade na direção radial
$f_{ m t}$	Resistência local
fъ	Tensão do ponto de inflexão da lei de dano trilinear
G	Taxa de libertação de energia
$G_{ m Ic}$	Taxa crítica de libertação de energia de fratura em modo I
$G_{\mathrm{I}\mu}$	Taxa de libertação de Energia de fratura associada ao fenómeno de micro fissuração
$G_{1b}$	Taxa de libertação de Energia de fratura associada ao fenómeno de ponte de fibras
$G_{LR}$	Módulo de resistência ao corte no plano LR da madeira
h	Altura do provete DCB
Ι	Segundo momento de área
I	Matriz identidade
L	Comprimento do provete
$M_{ m f}$	Momento fletor
Р	Força aplicada
P <sub>max</sub>	Força máxima aplicada
R	Rigidez

V	Esforço transverso aplicado a cada braço
Δ	Correção dos efeitos de deformação elástica na extremidade da fenda inicial
δ	Deslocamento (na direção vertical) aplicado ao provete
δ <sub>r</sub>	Matriz (coluna) dos deslocamentos relativos
σ	Matriz (coluna) das tensões

# Lista de Acrónimos

CBBM	Compliance Based Beam Method
СТ	Compact Tension test
DCB	Double Cantilever Beam test
DENT	Double-Edge Notched Tension
MECM	Modified Experimental Compliance Method
SENB	Single-Edge Notched three point Bending test
SENT	Single-Edge Notched Tension test
WS	Wedge Splitting test
ZPF	Zona de processo de Fratura

#### Introdução

A madeira é um material com uma longa história no ramo da construção civil, usada em edifícios, pontes e linhas de caminho-de-ferro. Devido a crescentes preocupações ambientais, nos últimos tempos tem-se assistido a uma procura crescente deste material, designadamente na aplicação em estruturas em altura. Ao contrário do aço e do betão, a madeira é um material renovável e reciclável, sendo também energicamente mais eficiente em todas as fases do ciclo de vida. Para além de cumprir os requisitos de sustentabilidade, a madeira é também um bom isolante térmico e acústico, podendo proporcionar soluções de construção esteticamente atraentes. A utilização eficiente deste material no fabrico de estruturas de madeira requer, no entanto, um conhecimento aprofundado do comportamento mecânico do material. À semelhança de outros materiais biológicos, as suas propriedades mecânicas são influenciadas pelas condições ambientais a que fica exposta, tais como a temperatura e a humidade. Portanto, considera-se necessário conhecer a resistência à propagação do dano da madeira quando submetida a condições de serviço extremas, designadamente as que implicam a sua exposição a temperaturas muito elevadas.

Nesta Dissertação apresentam-se os resultados de um estudo experimental, envolvendo a geometria *Double Cantilever Beam* (DCB), para determinação do efeito da temperatura na taxa crítica de libertação de energia (i.e.,  $G_{\rm Ic}$ ) na madeira da espécie *Pinus pinaster Ait*. Assim, escolheu-se um espectro de temperaturas compreendido entre os 28°C (i.e., à temperatura ambiente) e os 110°C, tendo-se realizado ensaios de fratura num total de 9 temperaturas distintas, com uma discretização daquele intervalo em 10°C. A escolha deste intervalo de temperaturas teve que ver com o interesse de avaliar a alteração da energia de fratura na vizinhança da temperatura de transição vítria ( $T_{\rm g}$ ), que para a madeira, nas condições de saturação das fibras, se situa no intervalo compreendido entre os 60 e os 90°C (Irvine, 1984). A essa temperatura as cadeias poliméricas que entram na composição da madeira (hemicelulose, a celulose e a lenhina) adquirem uma maior mobilidade no seio da matriz, traduzindo-se (à escala meso e macro) num comportamento menos rígido. Esta mobilidade dos polímeros é acompanhada de alterações importantes das propriedades mecânicas do material, principalmente do módulo de elasticidade (Back e Salmén, 1982), tendo assim influência no desempenho mecânico da madeira.

Introdução

Considerando o facto de não ser possível medir o comprimento de fenda no decorrer dos ensaios, uma vez que não se teve acesso ao interior da estufa onde se realizaram os ensaios de fratura, bem como a circunstância de a madeira desenvolver uma extensa zona de processo de fratura (ZPF), adotou-se pelo CBBM (*Compliance Based Beam Method*). Este método possibilita a determinação da curva de *Resistência* (curva-*R*) do material, sem que seja necessário proceder à monitorização do comprimento da fenda durante os ensaios mecânicos. Com base neste procedimento, procedeu-se à avaliação da taxa crítica de libertação de energia de fratura (i.e.,  $G_{Ic}$ ).

Relativamente à organização desta Dissertação, no Capítulo I optou-se por fazer uma breve descrição do material (madeira), identificando-se a seguir os modos puros de fratura e correspondentes sistemas de propagação. Descreve-se o ensaio DCB proposto, assim como o procedimento CBBM, utilizado na determinação da curva de *Resistência*. Além disso, explica-se qual o modelo de dano utilizado, tendo em vista a obtenção de um acordo numérico-experimental do referido ensaio mecânico. Por fim, faz-se uma revisão bibliográfica sobre o comportamento à fratura da madeira em modo I e o efeito das condições ambientais nas propriedades mecânicas da madeira.

No Capítulo II descreve-se o procedimento experimental que conduziu à obtenção do conjunto de curvas força-deslocamento (curvas P- $\delta$ ), desde a preparação dos provetes até à realização dos ensaios em regime monotónico, em controlo de deslocamento.

No Capítulo III apresentam-se os resultados obtidos nos ensaios experimentais, designadamente as curvas  $P-\delta$  e as respetivas curvas de *Resistência* (curvas-*R*) correspondentes. Nesse Capítulo determina-se a taxa crítica de libertação de energia ( $G_{Ic}$ ) para cada série de provetes ensaiada, de forma a discutir as diferenças obtidas sob influência das diversas temperaturas ensaiadas. A seguir, apresenta-se uma análise numérico-experimental, elaborada através do modelo de dano descrito no Capítulo I.

No Capítulo IV, compilam-se as conclusões principais deste trabalho.

#### Capítulo 1 - Aspetos Gerais

#### 1.1 Características da madeira

As espécies florestais são divididas em dois grandes grupos, consoante as diferenças notadas ao nível da estrutura atómica. Esta divisão corresponde às espécies resinosas, também designadas por gimnospérmicas, e folhosas, conhecidas por angiospérmicas. A espécie de madeira selecionada para o presente trabalho foi o *Pinus pinaster* Ait., vulgarmente conhecida por madeira de pinho marítimo, que pertence ao grupo das resinosas (Xavier, 2003).

A nível macroscópico a árvore apresenta três planos distintos: o plano transversal do tronco da árvore; o plano radial, resultante de um corte desde a medula até à casca (região exterior); e o plano longitudinal, perpendicular aos dois primeiros (Figura 1.1).



Figura 1.1 - Aspeto macroscópico do tronco de uma árvore resinosa (Adaptado de Dourado, 2008).

Em termos químicos as células deste tipo madeira são constituídas pelos seguintes elementos: carbono (C), oxigénio (O) e hidrogénio (H). Estes elementos, uma vez combinados entre si pelo processo de fotossíntese, formam os compostos orgânicos da parede celular: celulose, hemicelulose e lenhina (Tabela 1.1).

Componente	Massa (%)	Estado polimérico
Celulose	$42 \pm 2$	cristalino/amorfo
Hemicelulose	$27 \pm 2$	semi cristalino
Lenhina	$28 \pm 2$	Amorfo
Extratáveis	$3\pm 2$	

Tabela 1.1 - Composição química da madeira (Xavier, 2003).

## 1.2 Comportamento à fratura da madeira

À escala macroscópica a madeira é considerada um material ortotrópico, com três direções de simetria: a direção longitudinal das fibras (L), a direção radial dos anéis de crescimento (R) e a direção tangencial aos anéis de crescimento (T) (Figura 1.2). Tendo em conta estas direções, há ainda que considerar seis sistemas de propagação de fenda: LR, LT, RT, RL, TL e TR, em que a primeira letra indica a direção normal ao plano de propagação da fenda e a segunda letra a direção de propagação da fenda (Dourado, et al., 2010).



Figura 1.2 - Sistemas de propagação de fenda (Dourado, 2008).

A caraterização completa do comportamento à fratura da madeira, ou de qualquer outro material ortotrópico, requer a determinação das taxas críticas de libertação de energia para os três modos puros de propagação de fenda (modo I, II e III) ilustrados na Figura 1.3, para cada um dos sistemas de propagação identificados na Figura 1.2. De acordo com esta figura, no modo I de propagação há uma solicitação de tração perpendicular ao plano da fenda, dando origem a um deslocamento relativo das superfícies da fenda em sentidos opostos, e normais ao plano da fenda. No que diz respeito ao modo II, a solicitação de corte origina na frente da fenda um deslocamento das superfícies desta no sentido dessa solicitação. Por último, no modo III, a solicitação de corte também é localizada na frente da fenda provocando o deslizamento das superfícies desta, mas numa direção paralela à frente da fenda.



Figura 1.3 - Modos puros de fratura: (a) Modo I, modo de abertura; (b) Modo II, modo de corte no plano; (c) Modo III, modo de corte fora do plano (Kanninen e Popelar, 1985).

#### 1.3 Efeito das condições ambientais nas propriedades da madeira

Tendo em conta a massa específica, a madeira apresenta uma notável resistência mecânica e elevada tenacidade à fratura. Contudo, à semelhança de outros materiais biológicos, as suas propriedades mecânicas são influenciadas pelas condições ambientais a que fica exposta, tais como a humidade e a temperatura, bem como com a direção de solicitação. Em alguns estudos reportados na literatura, relacionados com o efeito da temperatura, constata-se uma redução das propriedades elásticas da madeira com o aumento da temperatura, para o mesmo teor em água (WoodHandbook, 1999) (Niemz, 1993).

Reiterer, (2001) realizou um estudo para avaliar o efeito da temperatura nas propriedades de fratura em modo I da madeira. O ensaio utilizado pelo autor foi o *Wedge Splitting* (WS; Figura 1.4), para o sistema de propagação RL, da espécie resinosa *Picea abies* L. e da espécie folhosa *Fagus sylvatica* L. Para o estudo em questão foram considerados quatro valores distintos de temperatura, mais concretamente: 20°C, 40°C, 60°C e 80°C. De acordo com os resultados obtidos, o autor concluiu que para ambas as espécies de madeira estudadas, o fator crítico de intensidade tensão ( $K_{\rm Ic}$ ) e a energia específica de fratura (G<sub>f</sub>), diminuem com o aumento da temperatura. Este autor concluiu que a queda mais significativa dos valores de  $K_{\rm Ic}$  e *G*<sub>f</sub>, regista-se entre os 20°C e 40°C e 40°C e entre 60°C e 80°C, respetivamente (Figura 1.9).

Verificou-se também que os valores de  $K_{Ic}$  e de  $G_f$ , para qualquer uma das temperaturas estudadas, são mais elevados na espécie *Fagus sylvatica* L., o que pode ser explicado pelo facto desta espécie possuir uma maior densidade do que a espécie *Picea aibes* L.



Figura 1.4 - (a) Provete Wedge Splitting (WS); e (b) esquema do ensaio Wedge Splitting (WS) W = 100, H = 130, T = 40, a = 45 e L = 85 mm (Reiterer et al., 2002).



Figura 1.5– (a) Fator crítico de intensidade tensão ( $K_{Ic}$ ) em função da temperatura; (b) Energia específica de fratura ( $G_f$ ) em função da temperatura (Reiterer, 2001).

Reiterer et al. (2002) realizou também ensaios de caracterização à fratura em modo I no sistema de propagação RL, empregando o provete *Wedge Splitting* (WS), com o objetivo de

estudar o efeito da concentração de humidade na madeira de *Picea abies* L. Para o efeito, realizou ensaios de fratura em amostras daquela espécie de condições de 7±0,5%, 12±0,7%, 18±1% e acima do ponto de saturação das fibras (55±5%). Estes autores concluíram que a resistência da madeira (carga máxima) diminui com o aumento da concentração de humidade, da forma que se ilustra na Figura 1.6. Constatarem igualmente, que o deslocamento no instante em que ocorreu a carga máxima aumenta com a concentração de humidade. Este estudo permitiu concluir também que fator crítico de intensidade tensão ( $K_{\rm Ic}$ ) diminui com o aumento do teor de água na madeira, sendo que a diminuição mais significativa ocorreu entre os 7 e os 12% (Figura 1.11 (a)). Verificou-se no entanto um comportamento contrário no que diz respeito à energia específica de fratura ( $G_{\rm f}$ ), isto é, o valor de  $G_{\rm f}$  aumenta com o teor de humidade (Figura 1.11(b)).



Figura 1.6 - Curvas P- $\delta$  para os diferentes teores de humidade (Reiterer et al., 2002).



Figura 1.7 - (a) Evolução do fator crítico de intensidade de tensão ( $K_{Ic}$ ) em função do teor de humidade; e (b) evolução da energia específica de fratura ( $G_f$ ) em função do teor de humidade. (Reiterer et al., 2002)

Sinha et al. (2012) estudaram o efeito da exposição da madeira de abeto (*Douglas fir* ou *Pseudotsuga menziesii*) e de compósitos à base desta madeira, nas propriedades de fratura em modo I a elevadas temperaturas. Para o efeito, para além de madeira maciça (SSL), utilizaram *laminated veneer lumber* (LVL), contraplacado (duas espessuras diferentes) e painéis de tiras de madeira orientadas (OSB), também com duas espessuras diferentes (Tabela 1.2). Para se observar o efeito da temperatura, para além da temperatura ambiente, todos os materiais foram expostos a duas temperaturas elevadas (100 e 200°C). Para cada temperatura, os materiais foram sujeitos a dois tempos diferentes de exposição, 1 e 2 horas. Ensaiou-se um total de 60 provetes, da geometria DCB, em controlo de deslocamento (2 mm/min) (Figura 1.8).

Tabela 1.2 - Valores de  $G_{init}$  e  $G_{SS}$  (J/m<sup>2</sup>) determinados pela análise da curva-R, para todos os materiais e tratamentos (Sinha, et al., 2012).

Material	Treatme	nts													
	CTRL			100C1		100C2		200C1		200C2					
	G <sub>init</sub> (J/m <sup>2</sup> )	$G_{SS}$ (J/m <sup>2</sup> )	BL (mm)	$G_{\rm init}$ (J/m <sup>2</sup> )	$G_{SS}$ $(J/m^2)$	BL (mm)	G <sub>init</sub> (J/m <sup>2</sup> )	$G_{SS}$ (J/m <sup>2</sup> )	BL (mm)	G <sub>init</sub> (J/m <sup>2</sup> )	$G_{SS}$ (J/m <sup>2</sup> )	BL (mm)	G <sub>init</sub> (J/m <sup>2</sup> )	G <sub>SS</sub> (J/m <sup>2</sup> )	BL (mm)
SSL	150	195	20	145	215	18	180	215	20	163	205	13	100	110	23
LVL	1050	1050	23	500	500	19	350	775	13	500	925	20	225	225	18
PWO	575	1175	25	600	1105	25	650	700	30	325	450	25	188	310	20
PWH	750	906	13	600	625	17	650	675	7	100	600	10	400	450	7
OSH	325	950	23	950	1300	19	875	1500	13	850	1050	20	800	800	18
OSO	300	380	20	125	250	43	160	340	40	200	381	35	155	175	15



Figura 1.8 - set-up experimental dos ensaios DCB (Sinha, et al., 2012).

No que diz respeito aos resultados obtidos para a madeira maciça (SSL) de abeto (*Douglas fir*) à temperatura ambiente, a taxa de libertação de energia de iniciação ( $G_{init}$ ), foi de 0,150 N/mm, evoluindo para 0,195 N/mm, uma vez em regime estacionário ( $G_{SS}$ ), i.e., em propagação auto semelhante. Neste estudo constatou-se que este tipo de material não é afetado pelo aumento da temperatura, exceto para uma exposição de 2 horas a 200°C, em que os valores de  $G_{init}$  e de  $G_{SS}$  sofreram uma redução para 0,100 N/mm e 0,110 N/mm, respetivamente.

De entre os resultados obtidos à temperatura ambiente para os compósitos desta madeira, os valores de  $G_{init}$  e de  $G_{SS}$  do LVL são maiores do que os registados para a solução em contraplacado (PWO e PWH), que por sua vez são maiores do que os valores medidos em painéis de tiras de madeira orientada (OSH e OSB) (Tabela 1.2). Os compósitos LVL, PWO e PWH ainda fabricados a partir da mesma espécie de madeira, apresentam valores de  $G_{init}$  e

 $G_{SS}$  mais elevados do que os obtidos para a madeira maciça (SSL). Segundo os autores, esta diferença deve-se provavelmente à combinação de efeitos resultante da presença da resina, bem como dos benefícios decorrentes da laminagem da madeira, que poderão funcionar como agentes inibidores da propagação do dano neste compósito. No que diz respeito ao efeito da exposição a elevadas temperaturas, os autores deste estudo concluíram que para a madeira maciça (SSL), exposta a uma temperatura de 100°C, a tenacidade à fratura é mais baixa, não variando muito com o tempo de exposição. Uma vez colocados a 200°C, registou-se uma pequena alteração no valor da tenacidade decorrida 1 hora de exposição. Decorridas 2 horas de exposição, ambos os valores de  $G_{init}$  e de  $G_{SS}$  sofreram uma redução (Tabela 1.2). Para os tempos de exposição utilizados neste estudo, pode concluir-se que a madeira maciça de abeto (*Douglas fir*) é bastante estável a 100°C. Contudo, quando exposta a 200°C, o valor de  $G_{SS}$  sofre uma redução de cerca de 43%, após 2 horas de exposição.

Para os compósitos de madeira de abeto, após uma exposição a 100°C, concluiu-se que os resultados são dispersos. Tal como na madeira maciça (de abeto), os autores concluíram que esta temperatura tem pequenos efeitos na tenacidade. Em contraste, após uma exposição a 200°C, o valor de  $G_{SS}$  para todos os materiais sofre uma redução à medida que o tempo de exposição aumenta. A redução da tenacidade à fratura em compósitos de madeira de abeto pode explicar-se por duas ordens de razão. Em primeiro lugar, as propriedades da madeira começam a degradar-se quando exposta a 200°C, como se pôde observar. Em segundo lugar, as resinas de compósitos de madeira tendem a degradar-se com a exposição a 200°C, intensificando-se este processo com o tempo de exposição. Em virtude desta combinação de fatores, o decréscimo do valor de  $G_{SS}$  nos compósitos de madeira, tal como PWO (73%), LVL (78%) e OSO (53%), é maior do que o registado para a madeira maciça SSL (43%).

Moraes et al. (2005) procuraram determinar a influência da temperatura na força de penetração (incorporação), e esclarecer os fenómenos que são influenciados pelo comportamento dos polímeros. Este estudo permitiu uma melhor abordagem do comportamento de juntas de madeira. Foram realizados 150 ensaios, com amostras da espécie de madeira de pinho (*Pinus sylvestris* L.), nas direções transversal e longitudinal, no intervalo de temperaturas compreendido entre os 20°C e os 240°C. Os ensaios e as dimensões dos provetes empregues neste estudo obedeceram à norma NF-EN 383 (Figura 1.9), tendo decorrido em controlo de deslocamento (0,4 mm/min), no interior de uma câmara térmica, de convecção forçada. Antes da aplicação da carga os provetes foram previamente aquecidos

durante 110 minutos, sendo depois introduzidos na câmara, onde estagiaram 10 minutos, para garantir a estabilização da temperatura.



Figura 1.9 - Dimensões dos provetes segundo a norma NF-EN 383 (Moraes, et al., 2005).

No que diz respeito ao comportamento à penetração, os ensaios foram interrompidos assim que se verificou a rotura do provete, ou quando a cavilha atingiu os 5 mm de deslocamento dentro da madeira. Observou-se um comportamento mais dúctil a partir dos 60°C em diante, persistindo esta tendência até aos 100°C. Para temperaturas acima dos 100°C, a rotura dos provetes tornou-se mais abrupta. As curvas força-deslocamento resultantes da aplicação de solicitações na direções paralela e perpendicular ao fio da madeira apresentam formas similares, tendo sido possível observar que a força de penetração diminui com o aumento da temperatura (Figura 1.14 (a)-(b)). Esta redução não é monotónica, apresentando máximos e mínimos relativos. O ponto mínimo relativo para ambas as orientações ocorreu por volta dos 80°C (Figura 1.14). A esta temperatura a força de penetração revelou ser 30% mais baixa do que a 20°C. O máximo relativo da força de penetração ocorreu na vizinhança dos 140°C, revelando-se 15% mais baixa do que a registada à temperatura ambiente.

Em conclusão, os autores referiram que o aumento da temperatura (intervalo 20°-240°C) conduziu à diminuição da força de penetração, tanto na direção longitudinal como na direção transversal ao fio madeira. Esta redução está associada ao comportamento dos polímeros e sua degradação em função da temperatura e concentração de humidade. Entre os 60°C e os 100°C a ductilidade da madeira de *Pinus sylvestris* L. apresenta um comportamento que é inverso ao da força de penetração. Este comportamento está associado ao aparecimento da fase de



transição vítrea da lenhina, que tem como consequência o aumentando da ductilidade da madeira.

Figura 1.10 - Evolução da força de penetração em função da temperatura: (a) na direção normal ao fio; e (b) na direção perpendicular ao fio da madeira de pinho (*Pinus sylvestris* L.), (Moraes, et al., 2005).

Young SA et al. (2001) estudaram as propriedades mecânicas de compressão da madeira a temperaturas que simulam situações de incêndio. O objetivo principal desse estudo consistiu em melhorar as estimativas que atualmente são feitas, no que respeita à avaliação das propriedades mecânicas de compressão da madeira que é empregue na construção de estruturas, em particular na que é destinada ao fabrico de paredes que se encontram expostas ao fogo. Sabe-se que a resistência à tração e a rigidez da madeira advêm, principalmente, das cadeias de celulose, que se degradam substancialmente a temperaturas superiores a 200°C (Schaffer, 1973). Conhecem-se estudos que revelaram que as propriedades de tração da madeira sofrem uma redução muito significativa com a temperatura (Lau, 1996). A resistência à compressão deve-se principalmente à lenhina, que amacia a temperaturas muito próximas dos 100°C, voltando a endurecer a temperaturas mais elevadas (Schaffer, 1973).

Young SA et al. (2001) ensaiaram amostras de madeira da espécie *Pinus radiata* à compressão (Figura 1.11) com secção de  $90 \times 90$  mm e comprimento de 300 mm, que foram depois separadas a aplainadas para uma secção transversal de  $90 \times 35$  mm, seguindo a norma ASTM D198.



Figura 1.11 - Esquema dos ensaios de compressão (Young et al., 2001)

Todas as amostras de madeira foram aquecidas até uma determinada temperatura e com 0% de concentração de água, exceto algumas, que foram aquecidas até 70°C com 12% de concentração de água. A resistência à compressão para ambos os casos é apresentada na Figura 1.16(a). A temperaturas inferiores a 100°C é notório o efeito da humidade. À temperatura ambiente as amostras totalmente secas são aproximadamente 70% mais resistentes à compressão do que as amostras com 12% de concentração de água. A extrapolação dos resultados para elevadas temperaturas indica que a 300°C a resistência à compressão é nula, pelo que se pode comparar com os resultados obtidos a temperaturas no intervalo 288°-300°C, muitas vezes associadas ao início da carbonização (Jonsson R et al., 1985). O aumento da resistência à compressão entre 160°-210°C para as amostras com 12% de humidade, deve-se essencialmente ao endurecimento da lenhina a altas temperaturas. Já em relação ao módulo de elasticidade (Figura 1.16(b)), verifica-se que à temperatura ambiente, o efeito da humidade é insignificante. No entanto, a temperaturas muito próximas dos 100°C, a humidade faz reduzir significativamente o módulo de elasticidade. Tal como para a resistência à compressão, a extrapolação dos resultados para elevadas temperaturas, indica que a 300°C o valor do módulo de elasticidade é muito próximo de zero.



Figura 1.12 - (a) Resistência à compressão em função da temperatura; (b) módulo de elasticidade em função da temperatura (Young et al., 2001).

Os resultados apresentados neste Capítulo revelam que a temperatura tem uma influência muito significativa no comportamento mecânico da madeira. Por conseguinte, torna-se pertinente conduzir um estudo que vise avaliar a influência que esta variável tem na tenacidade à fratura da madeira de *Pinus pinaster* Ait. em modo I, para regimes de carregamento monotónicos.

#### 1.4 Ensaio DCB

Dos três modos de propagação puros mencionados, o modo I é mais estudado do que o modo II e modo III. Uma possível justificação para esta constatação prende-se com a maior facilidade de realização dos ensaios em modo I, comparativamente com os restantes, bem como dos métodos empregues para avaliação das propriedades de fratura. Por outro lado, para os sistemas de propagação mais correntes (i.e., RL e TL), a resistência à fratura no modo I é menor que nos outros modos de solicitação, pelo que a importância deste modo de rotura no dimensionamento à fratura de estruturas de madeira é, consequentemente, maior do que a dos restantes (Yoshihara & Kawamura, 2006).

A medição das propriedades de fratura em modo I pode ser efetuada realizando vários tipos de ensaios: *compact tension* (CT; Figura 1.4(a)), *single-edge notched three point bending* (SENB; Figura 1.4(b)), e o *double cantilever beam* (DCB; Figura 1.4(c)). Entre os vários ensaios que existem para a caraterização à fratura em modo I, o ensaio DCB é dos mais utilizados devido a algumas vantagens, tais como: promove uma propagação estável da fenda

nos sistemas de propagação RL e TL (Figura 1.2), é um ensaio prático e simples, e a taxa de libertação de energia em modo I (i.e.,  $G_{I}(a)$ ) pode ser estimada recorrendo à teoria de vigas e ao conceito de fenda equivalente (de Moura, et al., 2008), em função do comprimento de fenda *a*.



No ensaio DCB são utilizados provetes paralelepipédicos com comprimento L, espessura B e altura 2h, com uma fenda inicial de comprimento  $a_0$  (Figura 1.14). Numa das extremidades é aplicada uma força P, que origina a variação do comprimento de fenda inicial  $(a-a_0)$ . Habitualmente, as grandezas medidas no decorrer do ensaio são a força P, o comprimento de fenda a e o deslocamento relativo  $\delta$  dos pontos de aplicação da força P. A partir delas é possível avaliar a taxa de libertação de energia em modo I em função do comprimento de fenda  $(G_{\rm I}(a))$ .



Figura 1.14 - Geometria dos provetes DCB

#### 1.5 Método CBBM

O método CBBM (i.e., *Compliance-based beam method*) permite avaliar a taxa de libertação de energia de fratura em função do comprimento de fenda (equivalente), permitindo assim obter a curva de *Resistência* (curva-*R*) de um material, cuja propagação do dano se caracterize pelo desenvolvimento de uma zona de processo de fratura (ZPF) de dimensões não negligenciáveis. Materiais como o gelo, o betão, o tecido ósseo, alguns polímeros formados por fibras, materiais cerâmicos, materiais compósitos e a madeira, são alguns dos exemplos que se podem citar como materiais que exibem um comportamento desse tipo, designado por quase-frágil. O método aqui apresentado baseia-se na teoria de vigas de Timoshenko e o teorema de Castigliano, utilizando a flexibilidade da estrutura (ou provete) para avaliar o comprimento de fenda (equivalente) (de Moura, et al., 2008) – conceito de fenda equivalente.

Fazendo uso da teoria de vigas, a energia de deformação elástica do provete (Figura 1.14) devida à flexão e ao corte, é dada pela seguinte expressão

$$U = 2 \left[ \int_{0}^{a} \frac{M_{\rm f}^{2}}{2E_{\rm L}I} dx + \int_{0}^{a} \int_{-h/2}^{h/2} \frac{\tau^{2}}{2G_{\rm LR}} B \, dy \, dx \right]$$
(1.1)

sendo  $M_{\rm f}$  o momento fletor, I o segundo momento de área,  $E_{\rm L}$  e  $G_{\rm LR}$  os módulos de elasticidade na direção das fibras e de resistência ao corte no plano LR, e

$$\tau = \frac{3}{2} \frac{V}{Bh} \left( 1 - \frac{y^2}{c^2} \right) \tag{1.2}$$

Os parâmetros *c* e *V* representam, respetivamente, a distância máxima ao eixo neutro dos braços do provete (i.e., h/2) e o esforço transverso aplicado em cada braço do provete  $(0 \le x \le a)$ . Aplicando o teorema de Castigliano, obtém-se o deslocamento

$$\delta = \frac{\partial U}{\partial P} = \frac{8a^3P}{E_{\rm L}Bh^3} + \frac{12aP}{5BhG_{\rm LR}}$$
(1.3)

Esta equação permite estabelecer uma relação entre a flexibilidade do provete (i.e.,  $C = \delta/P$ ) e o comprimento de fenda *a* necessária à avaliação da taxa de libertação de energia ao longo do processo de propagação do dano. Contudo, deve ter-se presente de que a teoria de vigas não tem em conta aspetos que advêm da concentração de tensões gerada na extremidade da fenda, que têm influência sobre a curva  $P - \delta$ , assim como a triaxialidade das tensões. Por outro lado, sendo a madeira caracterizada por uma forte dispersão das suas propriedades elásticas, resulta claro que o módulo de elasticidade  $E_{\rm L}$  deste material varia de provete para provete. Por esse motivo, recorre-se a uma grandeza, designada por módulo de flexão corrigido  $E_{\rm f}$ , estimado a partir da flexibilidade inicial do provete ( $C_0$ ), usando a correção do comprimento de fenda inicial ( $a_0 + |\Delta|$ ),

$$E_{f} = \left(C_{0} - \frac{12(a_{0} + |\Delta|)}{5BhG_{LR}}\right)^{-1} \frac{8(a_{0} + |\Delta|)^{3}}{Bh^{3}}$$
(1.4)

usando-se a quantidade  $\Delta$  para efetuar a correção dos efeitos de deformação elástica na extremidade da fenda inicial (Wiliams, 1989),

$$\Delta = h \sqrt{\frac{E_{\rm f}}{11G_{\rm LR}}} \left[ 3 - 2\left(\frac{\Gamma}{1+\Gamma}\right)^2 \right]$$
(1.5)

e

$$\Gamma = 1,18 \frac{\sqrt{E_{\rm f} E_{\rm R}}}{G_{\rm LR}} \tag{1.6}$$

A determinação do valor de  $E_f$ , decorrente da utilização das Equações (1.4) a (1.6), é feita através de um processo iterativo, até que se verifique convergência.

O desenvolvimento da zona de processo de fratura (ZPF), que ocorre durante a iniciação e a propagação do dano, traduz-se no aumento do comprimento da fenda equivalente  $a_{eq}$  (Figura 1.15). Logo, durante as fases de iniciação e de propagação do dano, a Equação (1.10) é válida desde que se substitua  $E_L$  por  $E_f$ , e o comprimento de fenda atual *a* por um comprimento de fenda equivalente  $a_{eq}$ . Consequentemente o comprimento de fenda equivalente pode ser estimado a partir da flexibilidade da amostra (*C*), evitando assim a medição do comprimento de fenda durante a propagação. Assim, este parâmetro pode ser calculado considerando

$$a_{\rm eq} = a + |\Delta| + \Delta a_{\rm FPZ} \tag{1.7}$$

e substituindo  $a_{eq}$  por a na Equação (1.3) resultando,

$$C = \frac{8a_{\rm eq}^3}{E_{\rm f}} + \frac{12a_{\rm eq}}{5BhG_{\rm LR}}$$
(1.8)

A solução da Equação (1.8) pode ser obtida da forma que se indica em de Moura et al. (2008).



Figura 1.15 - Representação esquemática da ZPF e conceito de fenda equivalente (Adaptado de de Moura, et al., 2008)

A energia de fratura em modo I pode assim ser obtida usando a equação de Irwin-Kies

$$G_{\rm I} = \frac{P^2}{2B} \frac{dC}{da} \tag{1.9}$$

Combinando as Equações (1.8) e (1.9), resulta

$$G_{\rm I} = \frac{6P^2}{B^2h} \left( \frac{2a_{\rm eq}^2}{h^2 E_{\rm f}} + \frac{1}{5G_{\rm LR}} \right)$$
(1.10)

Conclui-se assim que o CBBM providencia a determinação da taxa de libertação de energia (em modo I) a partir da curva P- $\delta$  obtida por via experimental. Este método, como já se referiu, contorna a dificuldade relacionada com a medição do comprimento de fenda, que na madeira é muito difícil de obter. Outra vantagem deste método reside no facto de não ser necessária a realização de ensaios tendo em vista a determinação das propriedades elásticas do material.

#### 1.6 Modelo de dano coesivo

A lei de dano coesivo que melhor reproduz a não linearidade observada na curva P- $\delta$  num ensaio de modo I da madeira é o modelo trilinear com amaciamento bilinear (Figura 1.16) (Dourado, et al., 2007). Este modelo é implementado através de elementos finitos de interface, sendo que a sua formulação é baseada no método da função de penalidade (de Moura, et al., 2008), permitindo reproduzir os fenómenos de micro fissuração e de pontes de fibras característicos da madeira. Assim, antes de ter ocorrido a iniciação do dano, a lei constitutiva estabelece,

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}\boldsymbol{\delta}_{\mathrm{r}} \tag{1.11}$$

sendo  $\delta_r$  a matriz (coluna) dos deslocamentos relativos entre dois pontos homólogos do elemento coesivo, podendo ser determinado a partir do campo de deslocamentos de ambas as superfícies de fenda (superfícies 1 e 2). Assim,

$$\boldsymbol{\delta}_{r} = \begin{cases} \boldsymbol{\delta}_{s} \\ \boldsymbol{\delta}_{n} \end{cases} = \begin{cases} \boldsymbol{\delta}_{s} \\ \boldsymbol{\delta}_{n} \end{cases}_{1} - \begin{cases} \boldsymbol{\delta}_{s} \\ \boldsymbol{\delta}_{n} \end{cases}_{2}$$
(1.12)

onde os índices s e n representam, respetivamente, as direções tangencial e normal. A matriz **D** na Equação (1.11) estabelece a relação entre as tensões e os deslocamentos relativos, sendo definida por

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} d_{\rm s} & 0\\ 0 & d_{\rm n} \end{bmatrix} \tag{1.13}$$

As componentes desta matriz correspondem às rigidezes de interface tangencial  $(d_s)$  e normal  $(d_n)$ , sendo definidas pelo utilizador. Estas grandezas representam o parâmetro de penalidade, sendo a sua escolha  $(10^6 \text{ N/mm}^3)$  feita por forma a evitar problemas numéricos (Gonçalves, et al., 2000).



Figura 1.16 - Lei de dano coesivo  $(G_{Ic} = G_{I\mu} + G_{Ib})$  trilinear com amaciamento bilinear (Adaptado de Dourado, 2008).

De acordo com a Figura 1.16, o dano tem início assim que o deslocamento aplicado for igual a  $\delta_0$  (i.e., ponto  $(\delta_0, f_t)$ ), sendo o declive do primeiro segmento de reta igual ao parâmetro de penalidade referido anteriormente. Para valores de deslocamento superiores ou iguais a  $\delta_0$ , a tensão decresce de forma monotónica, de acordo com o declive definido por dois tramos distintos. O primeiro, compreendido entre os pontos  $(\delta_0, f_t)$  e  $(\delta_b, f_b)$ , traduz a quantidade de energia (representada pelo primeiro triângulo) dissipada através do fenómeno de micro fissuração (Stanzl-Tschegg, et al., 1995). O segundo tramo, entre os pontos  $(\delta_b, f_b)$  e  $(\delta_c, 0)$ , define outro triângulo, que representa a energia dissipada pelo fenómeno de pontes de fibras (Stanzl-Tschegg, et al., 1995). A área total debaixo do modelo de amaciamento tensãodeslocamento (Figura 1.16) é igualada à taxa crítica de libertação de energia  $G_{ic}$  permitindo o cálculo do deslocamento máximo relativo  $\delta_c$ 

$$G_{\rm Ic} = \frac{f_t \delta_{\rm b}}{2} + \frac{f_b \delta_{\rm c}}{2} \tag{1.14}$$

onde  $f_t$  é a resistência local e  $(\delta_b, f_b)$  são as coordenadas do ponto inflexão da lei amaciamento. Nesta equação desprezou-se o valor de  $\delta_0$ , por ser negligenciável relativamente a  $\delta_c$ . Portanto, a lei de amaciamento é dada pela equação,

$$\boldsymbol{\sigma} = (\mathbf{I} - \mathbf{E})\mathbf{D}\boldsymbol{\delta}_r \tag{1.15}$$

onde I representa a matriz identidade e E é uma matriz diagonal que contém os parâmetros de dano,

$$e = \frac{(\delta_{n} - \delta_{o})}{\delta_{n}}, \quad \delta_{o} \le \delta_{n} \le \delta_{b}$$
(1.16)

$$e = 1 - \frac{\delta_0(\delta_c - \delta_n)}{\delta_n(\delta_c - \delta_b)}, \quad \delta_b \le \delta_n \le \delta_c$$
(1.17)

o índice *n* corresponde ao modo I de carregamento. A rigidez devida ao modo II é abruptamente anulada quando  $f_t$  for atingida, simulando assim um processo de amaciamento em modo puro I.

#### Capítulo 2 - Trabalho Experimental

#### 2.1 Introdução

Neste Capítulo serão descritos os procedimentos referentes ao trabalho experimental, desde o fabrico dos provetes à realização dos ensaios, de maneira a poder analisar o efeito da temperatura na taxa crítica de libertação de energia de fratura da madeira de *Pinus pinaster* Ait. sob solicitação de modo I. Em primeiro lugar, far-se-á uma descrição dos provetes DCB (*Double Cantilever Beam*) utilizados para os ensaios experimentais, que permitirão a avaliação da curva de *Resistência* (curva-*R*). Nesta descrição será abordada a forma e as dimensões dos provetes, assim como o método de introdução da fenda inicial. Em seguida, descrever-se-á o estágio a que cada provete foi sujeito, tendo em vista a realização de ensaios de fratura a diferentes temperaturas.

A informação experimental assim obtida servirá de base, posteriormente, à identificação da lei coesiva para cada temperatura a que decorreu o ensaio mecânico, para o sistema de propagação usado (i.e., RL).

#### 2.2 Material e preparação dos provetes

Os provetes utilizados neste trabalho foram obtidos a partir de tábuas de madeira limpa da espécie *Pinus pinaster* Ait., devidamente seca e estabilizada. A geometria dos provetes DCB utilizados nos ensaios está representada na Figura 1.14. De acordo com aquela figura, as dimensões dos provetes são: 2h = 20 mm, L = 280 mm, B = 20 mm e  $a_0 = 130$  mm. No total, foram pre parados 90 provetes com estas dimensões. Os eixos 1, 2 e 3 representados na Figura 1.14 coincidem com as direções de simetria material da madeira: L, R e T (i.e., Longitudinal, Radial e Tangencial), respetivamente. Assim, a direção R é normal ao plano de fenda, enquanto L é a direção longitudinal das fibras. Por conseguinte, o sistema de propagação estudado nesta Dissertação foi o RL. A fenda inicial dos provetes DCB foi introduzida em duas etapas. Em primeiro lugar, foi produzido um entalhe longitudinal, utilizando uma serra de fita, com 1 mm de espessura, numa extensão ligeiramente inferior ao comprimento de fenda pretendido (inferior em cerca de 1 a 3 mm àquela medida). Numa segunda etapa, que se realizou imediatamente antes do ensaio de fratura, este entalhe foi prolongado em cerca de 1 a 3 mm, através da aplicação de uma carga de baixo impacto com uma lâmina de X-Ato. Este último procedimento teve como objetivo criar uma fenda artificial, o mais próximo possível de uma fenda natural (Figura 2.1). O fabrico dos provetes envolveu ainda uma operação de furação, realizada na extremidade dos provetes, em cada braço, introduzindo um furo passante, empregando uma broca com 3,25 mm de diâmetro. Estes furos destinaram-se à fixação dos provetes nas amarras da máquina de ensaios, para realização dos ensaios de fratura.



Figura 2.1 - Detalhe do entalhe e propagação da fenda.

#### 2.3 Modo de preparação dos ensaios DCB

Para a realização do estudo do efeito da temperatura na taxa crítica de libertação de energia de fratura da madeira de pinho em modo I, foi necessário colocar os provetes em

estágio no interior de uma estufa, à temperatura a que se pretendia fazer os ensaios. Neste trabalho escolheu-se o espectro de temperaturas compreendido entre os 28°C (i.e., cerca de 30°C; ou temperatura ambiente) e os 110°C, com uma discretização de 10°C. Tendo em conta que a dispersão das propriedades elásticas e de fratura na madeira é considerável (i.e., cerca de 20%), optou-se por preparar um total de 10 provetes por cada temperatura a analisar (num total de 9). Desse modo, colocaram-se no interior de uma estufa grupos isolados de 10 provetes, por um período de 24 horas, perfazendo um total de 8 temperaturas diferentes, compreendidas entre os 40 e os 110°C. Imediatamente antes da realização de cada ensaio de fratura, cada provete pertencente a cada um daqueles grupos foi retirado do interior da estufa, tendo-se procedido ao prolongamento da fenda (1 a 3 mm), com uma lâmina de X-ato, até ao comprimento de fenda inicial desejado (i.e.,  $a_0 = 130$  mm). De seguida, esse provete foi colocado nas amarras de uma máquina de ensaios, que se encontravam dentro de outra estufa previamente acoplada à máquina, à temperatura a que se pretendeu realizar o ensaio (intervalo 40 a 110°C). O tempo de estágio do provete nesta segunda estufa foi inferior ao anterior (cerca de 10 a 15 minutos), para recuperação da temperatura decorrente das operações de transporte, introdução da fenda inicial e montagem nas amarras. Durante o ensaio de fratura o provete foi mantido na posição horizontal, apoiado sobre uma escápula localizada na extremidade oposta às amarras da máquina, aparafusada a outra peça de madeira (Figura 2.2). As etapas aqui descritas correspondem a um procedimento que foi previamente validado através da realização de ensaios com vários provetes do mesmo material.



Figura 2.2 - Aspeto do set-up experimental dos ensaios DCB no interior de uma estufa.

#### 2.4 Ensaios DCB

Os ensaios de fratura foram realizados numa máquina de ensaios servo hidráulica da marca INSTRON<sup>®</sup>, modelo 8801, equipada com uma célula de carga de 100 kN, em controlo de deslocamento (1,5 mm/min). Os provetes foram colocados nas amarras da máquina por meio de duas cavilhas de aço, de diâmetro igual a 3 mm, inseridas nos furos de diâmetro nominal de 3,25 mm, realizados nas extremidades de cada provete. Durante os ensaios os valores da carga e do deslocamento foram registados (frequência de 5 Hz), permitindo obter curvas força-deslocamento (i.e., curvas P- $\delta$ ). Neste processo não se registou o comprimento de fenda, uma vez que não foi possível definir sem ambiguidade a posição da extremidade da fenda. Esta circunstância advém naturalmente do facto de não se ter tido acesso ao interior da estufa onde foram realizados os ensaios de fratura, e sobretudo, devido à formação de uma grande quantidade de micro fendas e pontes de fibras (i.e., Zona de Processo de Fratura) na região localizada na frente de fenda. Como se referiu no Capítulo I, a avaliação do

comprimento de fenda é essencial para a determinação da curva-R do material, sendo que neste estudo se optou pelo CBBM.

# Capítulo 3 - Resultados experimentais

# 3.1 Introdução

Neste Capítulo apresentam-se os resultados experimentais obtidos nos ensaios de fratura realizados a 28°, 40°, 50°, 60°, 70°, 80°, 90°, 100° e 110°C, que se descreveram no Capítulo II. Assim, exibem-se as curvas P- $\delta$  para cada uma destas temperaturas, assim como as respetivas curvas-R, obtidas pelo CBBM. Posteriormente, é feita a análise do efeito da temperatura sobre a taxa crítica de libertação de energia ( $G_{Ic}$ ).

## 3.2 Curvas (*P*-δ)

Nas Figuras 3.1 (a) – (i) apresentam-se as curvas  $P-\delta$  obtidas nos ensaios experimentais realizados para o espectro de temperaturas compreendido entre os 28°C e 110°C, para o sistema de propagação RL da madeira de pinho (*Pinus pinaster* Ait). Como se referiu no Capítulo II foram ensaiados um total de 90 provetes (i.e., 10 para cada temperatura).



Figura 3.1 – Curvas P- $\delta$  obtidas à temperatura: (a) 28°, (b) 40°C



(g)

Figura 3.1 – Curvas *P*-δ obtidas à temperatura: (c) 50°, (d) 60°, (e) 70°, (f) 80°, (g) 90° e (h) 100°C



(i) Figura 3.1 – Curvas P- $\delta$  obtidas à temperatura de 110°C.

#### 3.3 Curvas-R

As Figuras 3.2 (a) a (i) exibem as curvas-*R* obtidas pelo CBBM, a partir de cada uma das curvas  $P-\delta$  apresentadas nas Figuras 3.1 (a) a (i). Pela observação das curvas obtidas constata-se uma dispersão de resultados dentro da mesma temperatura, típica de um material quase frágil como a madeira.



Figura 3.2 – Curvas-*R* obtidas à temperatura: (a) 28°, (b) 40°C.



(i)

185

 $a_{\rm eq}~({\rm mm})$ 

205

225

165

145

Figura 3.2 – Curvas-*R* obtidas à temperatura: de (c) 50°, (d) 60°, (e) 70°, (f) 80°, (g) 90°, (h) 100° e (i) 110°C.

A Tabela 3.1 resume os valores médios obtidos nos resultados experimentais para a rigidez inicial ou elástica (*R*), a carga máxima ( $P_{máx}$ ) e a taxa crítica de libertação de energia ( $G_{Ic}$ ), para cada uma das temperaturas, no espetro 28°-110°C. Em Anexo apresentam-se os resultados obtidos para cada provete, que originaram os valores apresentados nesta tabela. As Figuras 3.3 a 3.5 permitem visualizar a evolução das grandezas apresentadas na Tabela 3.1 em função da temperatura, com as respetivas barras de erro. Apesar da dispersão, os resultados apresentados nas Figuras 3.3 e 3.4 permitem concluir que tanto a carga máxima ( $P_{máx}$ ) como a taxa crítica de libertação de energia de modo I ( $G_{Ic}$ ), são influenciadas pela temperatura. Em particular, é possível observar uma transição mais clara no comportamento daquelas grandezas na vizinhança dos 100°C, muito provavelmente associada a transformações estruturais devidas à temperatura de transição vítrea da madeira. Na Figura 3.5 e na Tabela 3.2 exibe-se a lei que traduz a evolução da taxa crítica de libertação de energia ( $G_{Ic}$ ) com a temperatura, depois de ajuste polinomial (grau 4) sobre a totalidade dos resultados. No que se refere à rigidez elástica (Figura 3.6), os resultados experimentais não permitem retirar qualquer conclusão.

Temperatura (°C)	R (N/mm)		$P_{\rm max}$	$P_{\text{max}}$ (N) $G_{\text{Ic}}$ (N/mm)			
Temperatura (C)	Média	CoV	Média	CoV	Média	CoV	
28	7,6	33%	61,5	28%	0,275	23%	
40	7,3	26%	59,5	13%	0,285	16%	
50	6,7	22%	60,1	22%	0,274	27%	
60	6,8	23%	56,4	14%	0,277	25%	
70	6,5	34%	58,2	29%	0,256	22%	
80	7,6	25%	61,5	8%	0,272	24%	
90	7,5	20%	56,5	24%	0,279	18%	
100	6,8	17%	49,1	20%	0,176	39%	
110	75	14%	55.8	7%	0 1 9 0	22%	

Tabela 3.1 - Parâmetros médios obtidos nos ensaios de fratura.



Figura 3.3 - Valor médio da carga máxima em função da temperatura.



Figura 3.4 - Valor médio da taxa crítica de libertação de energia ( $G_{Ic}$ ) em função da temperatura.



Figura 3.5 - Lei que traduz a evolução da taxa crítica de libertação de energia ( $G_{\rm Ic}$ ) com a temperatura.

A Figura 3.7 permite fazer a comparação entre o valor médio de  $G_{Ic}$  e o valor obtido pelo polinómio de calibração (Figura 3.6 e Tabela 3.2), para cada temperatura no intervalo  $28^{\circ}$ -110°C.

Tabela 3.2 - Constantes obtidas mediante ajuste polinomial (grau 4) sobre a evolução da taxa crítica de libertação de energia ( $G_{Ic}$ ) com a temperatura (conforme Figura 3.5).

Constantes	Valor
а	0.0000000560738
b	- 0.00000191150504
С	0.00019820533362
d	- 0.00803273130467
е	0.38669196990459



Figura 3.6 - Valor médio da rigidez elástica em função da temperatura.



Figura 3.7 - Comparação entre o valor médio e o valor obtido pelo polinómio de calibração (Figura 3.6 e Tabela 3.2) da taxa crítica de libertação de energia (*G*<sub>Ic</sub>) em função da temperatura.

#### 3.4 Análise numérico-experimental

Na Figura 3.8 ilustra-se a malha de elementos finitos usada da simulação do ensaio DCB, em estado plano de deformação. O modelo é constituído por um total de 2300 elementos finitos, maioritariamente de 8 nós (i.e., quadráticos). Na transição para áreas mais refinadas, definiram-se elementos com seis nós (também quadráticos), resultando numa malha com um total de 7446 nós. Este modelo foi construído com as mesmas dimensões nominais indicadas na Figura 1.5, com o comprimento de fenda inicial utilizado nos ensaios experimentais. Os eixos geométricos *x* e *y* representados na Figura 3.8 coincidem com as direções anatómicas da madeira L e R, respetivamente. Neste modelo empregaram-se as propriedades elásticas que constam da Tabela 3.3, características da madeira de *Pinus pinaster* Ait. Para simular a iniciação e a propagação do dano, dispuseram-se elementos finitos de interface a meia altura do provete, ao longo da região de propagação da fenda, tendo-se associado uma lei de dano coesivo do tipo bilinear (Figura 1.7). Na simulação utilizou-se um incremento de deslocamento  $\Delta \delta = 0,002$  mm, perfazendo um deslocamento máximo  $\delta = 20$  mm. Este procedimento permitiu reproduzir a propagação do dano de forma



Figura 3.8 - Malha de elementos finitos, com diferentes refinamentos, para o ensaio DCB.

Tabela 3.3 - Propriedades	elásticas da ma	deira de Pinus	pinaster Ait
---------------------------	-----------------	----------------	--------------

$E_{L}^{(1)}$	$E_R^{(1)}$	$E_{T}^{(1)}$	$V_{LR}^{(1)}$	$v_{LT}^{(1)}$	$v_{RT}^{(1)}$	$G_{LR}^{(2)}$	$G_{LT}^{(2)}$	$G_{RT}^{(3)}$
(MPa)	(MPa)	(MPa)				(MPa)	(MPa)	(MPa)
15133	1912	1010	0.471	0.051	0.586	1115	1042	286

(1) (Oliveira, et al., 2003); (2) (Garrido, 2004); (3) (Xavier, 2003)

É importante salientar, que para obter o acordo numérico-experimental das curvas *P*- $\delta$  foi necessário utilizar outro valor para o módulo de elasticidade na direção longitudinal (i.e., *E*<sub>L</sub>), de modo a ser possível captar a rigidez dos provetes. No exemplo que se apresentará nos próximos parágrafos, o valor utilizado foi de 10850 MPa.

Como se referiu atrás, utilizou-se uma lei de dano (coesivo) bilinear (Figura 3.9) semelhante à que foi identificada por de Moura et al. (2008) para esta espécie de madeira, cuja área é igual ao valor da taxa crítica de libertação de energia (i.e.,  $G_{Ic}$ ), obtida pelo CBBM para cada provete (Figuras 3.2 (a) a (i)). A Figura 3.10 permite revelar o acordo que se consegui obter para cada curva *P*- $\delta$  (Figuras 3.1 (a) a (i)), com os parâmetros da lei de dano ilustrados na Figura 3.9 (consultar Anexos).



Figura 3.9 - Lei de dano (coesivo) trilinear com amaciamento bilinear empregue para reproduzir um ensaio realizado a 100°C.



Figura 3.10 - Acordo numérico-experimental de uma curva  $P-\delta$  típica obtida a 100°C (cf. Figura 3.9).



Figura 3.11 - Acordo numérico-experimental de uma curva-R típica obtida a 100°C (cf. Figura 3.9).

A Figura 3.12 resume a média dos parâmetros de dano trilinear com amaciamento bilinear identificados para cada curva P- $\delta$  ilustradas nas Figuras 3.1 (a)-(i), permitindo perceber a evolução registada em função da temperatura (consultar lista completa nos Anexos). Com base nessa informação, traçaram-se as leis de dano (trilinear) que se apresentam na Figura 3.13.



Figura 3.12 - Parâmetros médios da lei de dano trilinear em função da temperatura.



Figura 3.13 - Sobreposição de leis de dano trilinear médias obtidas para cada uma das temperaturas.

#### 3.5 Discussão de resultados

Os resultados experimentais apresentados nas Figuras 3.1 (a)-(i) referem-se a ensaios de fratura em modo I, da geometria DCB, realizados no sistema de propagação RL da madeira de *Pinus pinaster* Ait., no intervalo de temperaturas compreendido entre os 28° e os 110°C.

Pese embora a dispersão de resultados obtida – que é característica destes materiais -, concluise desse estudo que a carga máxima sofreu uma ligeira redução com a temperatura (Figura 3.3), sendo que a rigidez elástica não sofreu alterações sensíveis (Figura 3.6).

A aplicação do método CBBM à totalidade dos resultados experimentais permitiu obter as curvas de *Resistência* do material (Figuras 3.2 (a)-(i)), possibilitando identificar a taxa crítica de libertação de energia de fratura em modo I ( $G_{lc}$ ). Desse trabalho resultou uma lei (Figura 3.6) que permite avaliar a evolução da tenacidade à fratura desta madeira em função da temperatura no intervalo de valores considerado (i.e., 28° a 110°C). A referida lei releva que  $G_{lc}$  permanece praticamente inalterado até uma temperatura aproximadamente igual a 80°C, sofrendo depois uma redução significativa, para valores de temperatura superiores. Posteriormente, avaliaram-se os parâmetros coesivos de uma lei de dano representativa da iniciação e da propagação do dano da madeira – lei trilinear -, que usa o valor de  $G_{lc}$  como um dos parâmetros. A sobreposição das leis coesivas obtidas a partir do valor médio dos parâmetros de dano (Figura 3.13) não é esclarecedora quanto à definição de uma tendência marcante até cerca de 90°C. Para temperaturas superiores, observa-se uma redução da abertura de fenda crítica (i.e.,  $\delta_c$  na Figura 1.7), que é acompanhada de uma ligeira redução da resistência local ( $f_i$ ).

#### **Capítulo 4 – Conclusões**

Nesta Dissertação realizou-se um estudo numérico-experimental com o objetivo de avaliar o efeito da temperatura na taxa crítica de libertação de energia em modo I da madeira de pinho marítimo (*Pinus pinaster* Ait.), empregando a geometria *double cantilever beam* (DCB), em regime de carregamento quase-estático. Assim, decidiu-se realizar ensaios a temperaturas compreendidas entre os 28°C (i.e., temperatura ambiente) e os 110°C, em intervalos de 10°C, para que fosse possível identificar com rigor a alteração da taxa crítica de libertação de energia naquele intervalo de temperaturas. Nesses ensaios de fratura, escolheuse o sistema de propagação RL da madeira.

A utilização do método de calibração da flexibilidade, baseado na teoria de vigas, designado por CBBM (Compliance Based Beam Method), permitiu determinar a curva de Resistência do material. A opção por este método justificou-se em virtude de dispensar a medição do comprimento de fenda durante o ensaio, algo que se revelaria fundamental devido à inacessibilidade ao interior da estufa onde se realizaram os ensaios, e porque a madeira apresenta uma zona de processo de fratura não negligenciável. Este procedimento permitiu avaliar a taxa crítica de libertação de energia para cada uma das temperaturas estudadas. A observação dos resultados experimentais permitiu concluir que o efeito da temperatura na rigidez inicial dos provetes não é evidente, pelo que se concluiu que para todas as temperaturas ensaiadas, aquela grandeza não sofre alterações significativas. Concluiu-se que a carga máxima parece diminuir com a temperatura, embora de forma não muito pronunciada. No que diz respeito à taxa crítica de libertação de energia em modo I ( $G_{Ic}$ ), constatou-se um comportamento praticamente inalterado até aos 80°C. A partir desse valor, tornou-se notória a diminuição de G<sub>Ic</sub> com a temperatura. Em sequência desse comportamento, extraiu-se a lei que permite estimar a influência da temperatura no valor de  $G_{Ic}$  da madeira de pinho marítimo - que constituía o objetivo principal desta Dissertação.

Deste estudo extraíram-se, igualmente, as leis de dano trilinear que permitem simular a iniciação e a propagação do dano da madeira ensaiada, em solicitações de modo I, no intervalo de temperaturas compreendido entre os 28° e os 110°C. Observou-se que para temperaturas superiores a 90°C ocorre uma redução do valor da abertura de fenda crítica ( $\delta_c$ ), bem como da taxa crítica de libertação de energia em modo I ( $G_{Ic}$ ), que é acompanhada de uma ligeira redução da resistência local ( $f_t$ ).

# **Referências Bibliográficas**

Back, E. & Salmén, N., 1982. Glass Transition of Wood Components Hold Implications for Molding and Pulping Processes. *Journal Tappi*, Volume 65, pp. 107-110.

de Moura, M., Morais, J. & Dourado, N., 2008. A new data reduction scheme for mode I wood fracture characterization using the double cantilever beam test. *Engineering Fracture Mechanics*, Volume 75, pp. 3852-3865.

Dourado, N., 2008. *R-Curve behaviour and size effect,* Bordéus: Tese de Doutoramento, L'UNIVERSITÉ BORDEAUX I.

Dourado, N., de Moura, M., Morais, J. & Silva, M., 2010. Estimate of resistance- curve in wood through the double cantilever beam test. *Holzforschung*, Volume 64, pp. 119-126.

Dourado, N. et al., 2007. Comparison of fracture properties of two wood species through. *Composites Part A*, Volume 39, pp. 415-427.

Garrido, N., 2004. *Identificação do comportamento ao corte da madeira, através do ensaio de tracção fora dos eixos de simetria material,* Vila Real: Tese de mestrado em Engenharia Mecânica, UTAD.

Gonçalves, J., de Moura, M., de Castro, P. & Marques, A., 2000. Interface element including point-to-surface constraints for three dimensional problems with damaga propagation. *Engng Comput*, Volume 17, pp. 28-47.

Irvine, G., 1984. The Glass Transitions of Lignin and Hemicellulose and Their Measurement by Differential Thermal Analysis. *Journal Tappi*, Volume 67, pp. 116-121.

Jonsson, R. & Pettersson, O., 1985. Timber Structures and Fire - A Review of the Existing State of Knowledge and Research Requirements. *Swedish Council for Building Research*.

Kanninen, M. & Popelar, C., 1985. *Advanced fracture mechanics*. Oxford: Oxford University Press.

Lau, P., 1996. *Behaviour and Reliability of Wood Tension Members Exposed to Elevated Temperatures*, Canada: PhD Thesis, Faculty of Graduate Studies, Department of Wood Science, The University of British Columbia.

Moraes, P., Rogaume, Y., Bocquet, J. & Triboulot, P., 2005. Influence of temperature on the embedding strength. *Holz als Roh- und Werkstoff*, Volume 63, pp. 297-302.

Niemz, P., 1993. Physik des Holzes und der Holzwerkstoffe. DRWVerlag, p. 212.

Oliveira, M., Xavier, J. & Morais, J., 2003. Análise por elementos finitos do ensaio de Arcan aplicado à madeira de Pinus pinaster Ait..

Reiterer, A., 2001. The influence of temperature on the mode I fracture behavior of wood. *JOURNAL OF MATERIALS SCIENCE LETTERS*, Volume 20, pp. 1905-1907.

Reiterer, A. & Tschegg, S., 2002. The influence of moisture content on the mode I fracture behaviour of sprucewood. *JOURNAL OF MATERIALS SCIENCE*, Volume 37, pp. 4487-4491.

Ribeiro, P., Silva, M., Morais, J. & de Moura, M., 2006. ANÁLISE POR ELEMENTOS FINITOS DO ENSAIO DCB APLICADO À MADEIRA DE PINUS PINASTER AIT.. *Mecânica Experimental*, pp. 49-57.

Schaffer, E., 1973. ASTM J Testing Eval. Volume 1(4), pp. 319-329.

Sinha, A., Nairn, J. A. & Gupta, R., 2012. The effect of elevated temperature exposure on the fracture toughness of solid wood and structural wood composites. *Wood Sci Technol*, Volume 46, pp. 1127-1149.

Stanzl-Tschegg, S., Tan, D. & Tschegg, E., 1995. New splitting method for wood fracture characterization. *Wood Sci Technol*, Volume 29, pp. 31-50.

Wiliams, J., 1989. End correction for orthotropic DCB specimens. *Composites Science and Technology*, Volume 35, pp. 367-376.

WoodHandbook, 1999. Wood as an Engineering Material. USA: Forest Products Society.

Xavier, J., 2003. *Caracterização do comportamento ao corte da madeira usando o ensaio de Iosipescu*, Vila Real: Dissertação de Mestrado, Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro.

Yoshihara, H. & Kawamura, T., 2006. Mode I fracture toughness estimation of wood by DCB test. *Composites*, Volume Part A 37, pp. 2105-2113.

Young, S. & Clancy, P., 2001. Compression Mechanical Properties of Wood at Temperatures Simulating Fire Conditions. *FIRE AND MATERIALS*, Volume 25, pp. 83-93.

Anexos

# A. Anexos

Ensaio	$P_{\text{max}}(N)$	R (N/mm)	$G_{\rm Ic}$ (N/mm)
T1	43,7	5,4	0,213
T2	48,8	4,7	0,297
T3	53,3	8,2	0,220
T4	45,2	4,8	0,223
T5	47,0	6,4	-
T6	84,7	11,0	0,364
T7	82,8	7,0	-
T8	82,5	10,6	0,370
T9	73,2	11,2	0,267
T10	54,2	6,8	0,245

Tabela A.1 - Parâmetros obtidos nos ensaios de fratura para a temperatura de 28°C.

Tabela A.2 - Parâmetros obtidos nos ensaios de fratura para a temperatura de 40°C.

Ensaio	$P_{\text{max}}(N)$	R (N/mm)	$G_{\rm Ic}$ (N/mm)
T1	46,3	5,4	0,218
T2	64,3	8,8	0,270
T3	66,5	8,1	0,325
T4	53,7	5,7	0,320
T5	61,0	8,4	0,278
T6	52,7	5,1	0,273
T7	56,5	7,6	0,215
T8	59,6	5,6	0,350
T9	73,2	11,2	0,267
T10	61,3	7,1	0,335

Ensaio	$P_{\text{max}}(N)$	R (N/mm)	$G_{\rm Ic}$ (N/mm)
T2	78,3	8,0	-
T3	47,2	4,1	0,312
T4	69,2	6,7	-
T5	58,1	7,0	0,263
T6	78,5	7,6	0,413
T7	72,7	8,7	0,332
T8	48,2	7,0	0,202
T9	45,8	5,0	0,207
T10	55,1	7,4	0,225
T11	47,7	5,2	0,235

Tabela A.3 - Parâmetros obtidos nos ensaios de fratura para a temperatura de 50°C.

Tabela A.4 - Parâmetros obtidos nos ensaios de fratura para a temperatura de 60°C.

Ensaio	$P_{\text{max}}(N)$	<i>R</i> (N/mm)	$G_{\rm Ic}$ (N/mm)
T1	48,2	4,8	0,260
T2	60,2	7,2	0,305
T3	61,9	5,3	0,400
T4	44,6	4,9	0,240
T5	58,8	5,8	0,370
T6	60,1	8,2	0,260
T7	72,4	9,0	0,315
T8	49,6	8,2	0,174
T9	52,9	6,5	0,235
T10	55,3	8,3	0,210

Tabela A.5 - Parâmetros obtidos nos ensaios de fratura para a temperatura de 70°C.

Ensaio	$P_{\text{max}}(N)$	R (N/mm)	$G_{\rm Ic}$ (N/mm)
T1	62,1	6,4	0,247
T2	42,7	3,6	-
Т3	83,2	9,1	0,315
T4	76,3	9,2	0,340
T5	77,3	8,5	0,210
T6	67,5	8,4	0,260
T7	40,7	5,7	0,165
T8	46,2	4,8	0,270
Т9	39,3	3,4	0,240
T10	46,9	6,0	-

Ensaio	$P_{\text{max}}(N)$	R (N/mm)	$G_{\rm Ic}$ (N/mm)
T2	63,3	7,6	0,287
Т3	56,6	4,7	0,400
T4	66,6	9,6	0,240
T5	62,4	8,5	0,239
T7	66,9	10,0	0,265
T8	54,1	5,7	0,290
T9	62,5	5,8	0,327
T10	54,9	8,3	0,177
T11	60,8	9,8	0,191
T12	67,3	5,9	0,300

Tabela A.6 - Parâmetros obtidos nos ensaios de fratura para a temperatura de 80°C.

Tabela A.7 - Parâmetros obtidos nos ensaios de fratura para a temperatura de 90°C.

Ensaio	$P_{\text{max}}(N)$	R (N/mm)	$G_{\rm Ic}$ (N/mm)
T1	-	-	-
T2	63,4	9,1	0,287
T3	49,3	5,8	0,177
T4	64,4	9,1	0,217
T5	70,8	8,2	0,347
T6	80,3	7,6	0,298
T7	59,8	6,3	0,269
T8	76,3	9,2	0,301
T9	60,6	7,3	0,229
T10	36,5	5,2	-

Tabela A.8 - Parâmetros obtidos nos ensaios de fratura para a temperatura de 100°C.

Ensaio	$P_{\text{max}}(N)$	R (N/mm)	$G_{\rm Ic}$ (N/mm)
T1	36,2	6,0	-
T2	59,5	7,1	0,250
Т3	50,1	6,1	0,203
T4	64,6	6,8	0,300
T5	44,1	7,2	0,104
T6	43,6	8,8	0,117
T7	36,2	5,7	0,128
Т8	55,5	8,3	0,156
T9	43,3	6,5	0,153
T10	58,4	5,3	-

Ensaio	$P_{\text{max}}(N)$	R (N/mm)	$G_{\rm Ic}$ (N/mm)
T1	48,2	5,9	0,129
T2	54,7	7,6	0,176
Т3	55,0	7,1	0,164
T4	54,2	6,4	0,250
T5	63,8	7,2	0,216
T6	52,6	8,6	0,159
T7	56,7	8,8	0,212
T8	59,6	6,6	0,255
T9	55,1	8,5	0,160
T10	58,0	8,5	0,174

Tabela A.9 - Parâmetros obtidos nos ensaios de fratura para a temperatura de 110°C.

Tabela A.10 - Parâmetros da lei de dano bilinear à temperatura de 28°C.

Ensaio	$G_{\rm Ic}$ (N/mm)	$f_t$ (MPa)	$\delta_b$ (mm)	f <sub>b</sub> (MPa)	$\delta_c$ (mm)
T1	0,213	1,750	0,080	0,900	0,289
T2	0,297	2,100	0,150	0,300	0,937
T3	0,220	1,700	0,110	0,300	0,843
T4	0,223	1,900	0,140	0,650	0,277
T5	-	1,720	0,160	0,370	0,229
T6	0,364	2,350	0,190	0,700	0,402
T7	-	2,970	0,250	0,800	0,434
T8	0,370	2,250	0,100	0,950	0,542
T9	0,267	-	_	-	_
T10	0,245	1,920	0,120	0,800	0,325

Tabela A.11- Parâmetros da lei de dano bilinear à temperatura de 40°C.

Ensaio	$G_{\rm Ic}$ (N/mm)	$f_t$ (MPa)	$\delta_b$ (mm)	$f_b$ (MPa)	$\delta_c$ (mm)
T1	0,218	1,780	0,085	0,750	0,380
T2	0,270	1,850	0,030	1,000	0,485
T3	0,325	2,030	0,081	0,650	0,747
T4	0,320	1,950	0,035	0,600	0,953
T5	0,278	1,750	0,017	0,600	0,877
T6	0,273	2,170	0,200	0,300	0,340
T7	0,215	1,850	0,170	0,400	0,289
T8	0,350	2,200	0,095	1,000	0,491
T9	0,267	-	-	-	-
T10	0,335	2,020	0,060	0,300	1,829

Ensaio	$G_{\rm Ic}$ (N/mm)	$f_t$ (MPa)	$\delta_b$ (mm)	f <sub>b</sub> (MPa)	$\delta_c$ (mm)
T2	-	2,500	0,150	0,500	1,038
T3	0,312	2,000	0,025	0,600	1,060
T4	-	-	-	-	-
T5	0,263	2,000	0,155	0,500	0,432
T6	0,413	2,620	0,200	0,900	0,362
T7	0,332	2,270	0,165	0,600	0,542
T8	0,202	1,660	0,095	0,400	0,616
Т9	0,207	1,900	0,190	0,200	0,265
T10	0,225	1,850	0,150	0,400	0,431
T11	0,235	1,950	0,168	0,400	0,356

Tabela A.12- Parâmetros da lei de dano bilinear à temperatura de 50°C.

Tabela A.13 - Parâmetros da lei de dano bilinear à temperatura de 60°C.

Ensaio	$G_{\rm Ic}$ (N/mm)	$f_t$ (MPa)	$\delta_b$ (mm)	f <sub>b</sub> (MPa)	$\delta_c$ (mm)
T1	0,260	2,100	0,180	0,400	0,355
T2	0,305	2,050	0,117	0,500	0,740
T3	0,400	2,500	0,200	0,600	0,500
T4	0,240	1,950	0,160	0,300	0,560
T5	0,370	2,200	0,100	0,500	1,040
T6	0,260	1,920	0,150	0,600	0,387
T7	0,315	2,300	0,220	0,100	1,140
T8	0,174	1,570	0,090	0,700	0,295
T9	0,235	1,920	0,160	0,500	0,326
T10	0,210	1,750	0,100	0,800	0,306

Tabela A.14- Parâmetros da lei de dano bilinear à temperatura de 70°C.

Ensaio	$G_{\rm Ic}$ (N/mm)	$f_t$ (MPa)	$\delta_b$ (mm)	$f_b$ (MPa)	$\delta_c$ (mm)
T1	0,247	2,245	0,143	0,750	0,468
T2	-	2,200	0,200	0,300	0,353
T3	0,315	-	-	-	-
T4	0,340	2,330	0,200	0,630	0,324
T5	0,210	-	-	-	-
T6	0,260	-	-	-	-
T7	0,165	1,480	0,054	0,550	0,473
T8	0,270	2,000	0,150	0,300	0,800
T9	0,240	2,000	0,170	0,300	0,473
T10	_	-	-	-	-

Ensaio	$G_{\rm Ic}$ (N/mm)	$f_t$ (MPa)	$\delta_b$ (mm)	f <sub>b</sub> (MPa)	$\delta_c$ (mm)
T2	0,287	2,100	0,170	0,600	0,362
T3	0,400	2,325	0,093	0,800	0,730
T4	0,240	1,980	0,200	0,250	0,336
T5	0,239	1,900	0,120	0,500	0,564
T7	0,265	2,000	0,200	0,300	0,367
T8	0,290	2,100	0,170	0,450	0,451
Т9	0,327	2,410	0,200	0,550	0,469
T10	0,177	1,800	0,180	0,250	0,272
T11	0,191	1,850	0,180	0,300	0,297
T12	0,300	-	-	-	-

Tabela A.15 - Parâmetros da lei de dano bilinear à temperatura de 80°C.

Tabela A.16 - Parâmetros da lei de dano bilinear à temperatura de 90°C.

Ensaio	$G_{\rm Ic}$ (N/mm)	$f_t$ (MPa)	$\delta_b$ (mm)	f <sub>b</sub> (MPa)	$\delta_c$ (mm)
T1	-	-	-	-	-
T2	0,287	1,920	0,100	0,350	1,091
T3	0,177	1,950	0,150	0,300	0,698
T4	0,217	1,900	0,187	0,300	0,262
T5	0,347	2,300	0,180	0,300	1,133
T6	0,298	-	-	-	-
T7	0,269	2,100	0,200	0,400	0,295
T8	0,301	2,200	0,220	0,330	0,321
Т9	0,229	1,920	0,180	0,300	0,375
T10	-	1,500	0,135	0,300	0,223

Tabela A.17 - Parâmetros da lei de dano bilinear à temperatura de 100°C.

Ensaio	$G_{\rm Ic}$ (N/mm)	$f_t$ (MPa)	$\delta_b$ (mm)	$f_b$ (MPa)	$\delta_c$ (mm)
T1	-	1,380	0,125	0,300	0,185
T2	0,250	2,100	0,200	0,300	0,400
T3	0,203	1,800	0,165	0,300	0,363
T4	0,300	2,300	0,200	0,570	0,309
T5	0,104	1,300	0,117	0,300	0,193
T6	0,117	1,350	0,100	0,350	0,323
T7	0,128	1,400	0,110	0,300	0,340
T8	0,156	1,580	0,150	0,300	0,250
T9	0,153	1,570	0,144	0,300	0,266
T10	-	2,300	0,170	0,300	1,097

Ensaio	$G_{\rm Ic}$ (N/mm)	$f_t$ (MPa)	$\delta_b$ (mm)	f <sub>b</sub> (MPa)	$\delta_c$ (mm)
T1	0,129	1,900	0,180	0,300	0,307
T2	0,176	1,830	0,155	0,300	0,488
T3	0,164	1,900	0,200	0,300	0,260
T4	0,250	1,965	0,170	0,300	0,553
T5	0,216	2,150	0,200	0,400	0,335
T6	0,159	1,630	0,125	0,300	0,548
T7	0,212	1,760	0,125	0,500	0,408
T8	0,255	2,050	0,200	0,300	0,333
T9	0,160	1,600	0,150	0,300	0,267
T10	0,174	1,840	0,183	0,300	0,244

Tabela A.18 - Parâmetros da lei de dano bilinear à temperatura de 110°C.

Tabela A.19 - Parâmetros médios da lei de dano trilinear em função da temperatura.

Temperatura	$G_{\rm Ic}$ (N/mm)	$f_t$ (MPa)	$\delta_b$ (mm)	$f_b$ (MPa)	$\delta_c$ (mm)
28°C	0,275	2,073	0,144	0,641	0,475
40°C	0,285	1,956	0,086	0,622	0,710
50°C	0,274	2,083	0,144	0,500	0,567
60°C	0,277	2,026	0,148	0,500	0,565
70°C	0,256	2,043	0,153	0,472	0,482
80°C	0,272	2,052	0,168	0,444	0,427
90°C	0,279	1,974	0,169	0,323	0,550
100°C	0,176	1,708	0,148	0,332	0,373
110°C	0,190	1,863	0,169	0,330	0,374