# Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro

# Estudo do efeito da orientação de uma ligação roscada em tecido ósseo cortical através de um ensaio de arrancamento

# Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica

Fátima Inês Branco Camelo Mouta

Fábio André Magalhães Pereira

Nuno Miguel Magalhães Dourado



Vila Real, 2017

# Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro

# Estudo do efeito da orientação de uma ligação roscada em tecido ósseo cortical através de um ensaio de arrancamento

### Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica

Fátima Inês Branco Camelo Mouta

Fábio André Magalhães Pereira

Nuno Miguel Magalhães Dourado

Composição do Júri:

Doutor José Manuel Alves Ribeiro, Professor Auxiliar da Escola de Ciências e Tecnologia da Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro.

Doutor Fábio André Magalhães Pereira, Investigador Post-Doc do CITAB-UTAD.

Doutor Marcelo Francisco de Sousa Ferreira de Moura, Professor Associado c/Agregação da Faculdade de Engenharia do Porto.

Vila Real, 2017

Aos meus pais e irmão

"A persistência é o menor caminho do êxito"

Charles Chaplin

# Agradecimentos

Em primeiro lugar, gostaria de agradecer ao meu orientador Doutor Fábio Pereira, pela paciência, amizade, motivação, disponibilidade e boa disposição demonstrada nestes longos meses de trabalho.

Gostaria também de agradecer ao meu coorientador Professor Nuno Dourado pelo seu profissionalismo, simpatia e recetividade.

Um obrigado ao Engenheiro Cristóvão Santos pela ajuda e simpatia sempre demonstrada.

E um obrigado às minhas amigas, Ana Raquel Lopes, Beatriz Pereira e Andrea Olmos, pelo companheirismo demonstrado nestes meses tornando este trabalho mais fácil.

E por fim, agradeço aos meus pais e irmão por toda a paciência e apoio demonstrados sempre.

### Resumo

Neste trabalho realizou-se a caracterização numérico-experimental do comportamento de uma ligação aparafusada em tecido ósseo, submetida a um esforço de arrancamento, empregando parafusos corticais. Estudou-se o efeito do ângulo formado pelo eixo do parafuso e o plano da placa do material usado como substituto do tecido ósseo. Esta substituição prendeu-se com limitações geométricas do tecido ósseo referentes à realização de ensaios mecânicos, tendo-se optado pela madeira de *Pinus pinaster* Ait.

À semelhança da madeira, o tecido ósseo cortical exibe um comportamento ortotrópico, caracterizado por três direções de simetria material: a direção longitudinal (L), a direção radial (R) e a direção tangencial (T). Desta disposição estrutural resulta a necessidade de se efetuar uma caracterização mecânica da ligação aparafusada, em função do ângulo de aplicação da carga, uma vez que esta influencia de forma significativa o desempenho da ligação. Os ensaios experimentais foram realizados considerando os seguintes ângulos entre o parafuso e a direção longitudinal da madeira: 0, 22,5° e 45°. Para tal, a madeira foi previamente cortada com as direções desejadas, sendo que o ensaio de arrancamento teve por base a norma ASTM F 1691 – 96.

.Criou-se um modelo de elementos finitos tridimensionais realista que reproduziu fielmente a configuração do filete de rosca, assim como o provete (peça de madeira) e uma placa de retenção destinada à imobilização do provete, que foi validado experimentalmente. Este procedimento permitiu identificar a influência dos parâmetros geométricos da ligação mais relevantes de cada uma das montagens testadas. A simulação por elementos finitos revelou que a propagação do dano nesta ligação ocorre em modo misto.

### Abstract

In this work a numerical and experimental characterization of the mechanical behavior of a cortical bone bolted-joint submitted to a pullout action was performed. The effect of the angle between the screw axis and the plane of the plate used as substitute of the cortical bone was studied. Due to limitations associated to geometrical restrictions of the bolted-joint, *Pinus pinaster* Ait. was used as the testing material in this study. Similarly to wood, cortical bone tissue exhibits an orthotropic behavior, which is characterized by three orthogonal directions of material symmetry: longitudinal (L), radial (R) and tangential (T). According to this structural arrangement it turns evident that the mechanical characterization of the analyzed bolted-joint had to be performed for different loading angles (0, 22.5 and  $45^{\circ}$ ). The experiments were executed following the procedures issued by the standard ASTM F 1691 – 96.

A realistic three dimensional finite element model was created to replicate the configuration of the screw thread accurately, as well as the specimen (wood sample) and the retaining plate, used to immobilize the joint. Cohesive zone modelling was implemented to allow simulating damage onset and propagation in the dummy material under mixed-mode loading. Then, experimental results were used to validate the numerical model. Geometrical parameters were dully simulated in the analyzed screw-joint, allowing to identify the influence of the most relevant ones in regards to the stability of the joint. The numerical model revealed that damage propagation occurs under mixed-mode (I+II+III) loading.

# Índice

Nomenclatura	n X
Abreviaturas.	X
Introdução	xi
C	apítulo I – Aspetos gerais1
1.1	Introdução1
1.2	Estrutura do tecido ósseo 1
1.3	Estado da Arte
1.4	Método dos Elementos Finitos 12
1.5	Estrutura da madeira 15
Capítulo II –	Modelo de dano 17
Intr	odução
2.1.	Modelos Coesivos
Capítulo III –	Ensaios experimentais
3.1	Preparação de provetes
3.2	Procedimento experimental
3.3	Apresentação e discussão dos resultados experimentais
Capítulo IV –	Análise numérica
4.1	Construção do modelo de elementos finitos
4.2	Modelo numérico
4.3	Apresentação e discussão dos resultados numéricos
Conclusões	
Referências E	Sibliográficas

# Índice de figuras

Figura 1.1- Constituição do osso cortical (Teixeira 2015)
Figura 1.2- Microscopia do osso (Ana, 2014)
Figura 1.3 Planos utilizados para o triângulo facial de Tweeds (consultado no site
www.indiandentalacademy.com)
Figura 1.4- Esquema do ensaio de arrancamento oblíquo (Araghbidikashani et al. 2016).
Figura 1.5- Esquema do ensaio de arrancamento do estudo (Feerick e McGarry 2012). 6
Figura 1.6- Esquemas de ensaios de arrancamento com as células orientadas
longitudinalmente (A) e transversalmente (B) (Feerick e McGarry, 2012)
Figura 1.7- Parafusos usados para os testes de arrancamento: (a) parafuso cortical; (b)
parafuso esponjoso (Patel, Shepherd, e Hukins 2010)
Figura 1.8- Esquema do ensaio de arrancamento do estudo de Patel, Shepherd, e Hukins
(2010)
Figura 1.9- Ensaio de arrancamento em espuma de PU a 20º no estudo de (Patel,
Shepherd, e Hukins 2010)
Figura 1.10- Ensaio de arrancamento (Costa et al. 2016) 11
Figura 1.11- Evolução da força de arrancamento (em N) com a densidade do material de
substituição do tecido ósseo (Costa et al.,2016). Densidade em libras por polegada
quadrada (pcf)
Figura 1.12- Aspeto da deformada de uma ligação aparafusada (Haase e Rouhi, 2013).
Figura 1.13- Modelo de elementos finitos desenvolvido por Feerick e McGarry (2012):
(i) material homogéneo (ii) e (iii) material heterogéneo
Figura 1.14- Planos de simetria da madeira (Caldeira 2011) 16
Figura 2.1 – Modos de dano (F. Pereira 2008) 18
Figura 2.2 – Modelo de dano (de Moura, Morais and Dourado 2008) 19
Figura 3.1 – Madeira selecionada para usar nos provetes
Figura 3.2 – Provete de madeira com orientação longitudinal de 0 <sup>o</sup>
Figura 3.3 - Provete de madeira com orientação longitudinal de 22,5 <sup>o</sup>
Figura 3.4 - Provete de madeira com orientação longitudinal de 45 <sup>o</sup>
Figura 3.5 – Dispositivo indicado pela norma ASTM F 1691 – 96 1 25

Figura 3.6 – Dispositivo de arrancamento utilizado 26
Figura 3.7 – Desenho técnico da anilha construída para o dispositivo de tração 26
Figura 3.8 - Desenho técnico da peça construída para o acoplamento à célula de carga
Figura 3.9 - Desenho técnico do perfil em I construído para o dispositivo 27
Figura 3.10. – Curvas força-deslocamento experimentais com orientação $0^{\circ}$ 28
Figura 3.11 - Curvas força-deslocamento experimentais com orientação 22.5° 29
Figura 3.12 – Curvas foça-deslocamento experimentais com orientação 45º 29
Figura 3.13 – Parafuso após ensaio de arrancamento 30
Figura 3.14 – Relação orientação longitudinal – rigidez 32
Figura 3.15 - Relação orientação longitudinal – carga máxima 32
Figura 4.1- Filete de rosca do interior do provete produzido em software CAD 34
Figura 4.2- Filete de rosca do parafuso produzido em <i>software</i> CAD
Figura 4.3 – Malha de elementos finitos do interior do provete
Figura 4.4 a) Malha da rosca do parafuso b) Malha do interior do parafuso programado
em <i>Excel</i>
Figura 4.5- Malha de elementos finitos de parte do provete programado
Figura 4.6- Malha de elementos finitos da placa de retenção programada
Figura 4.7 – Modelo completo de elementos finitos
Figura 4.8 – Condições de fronteira impostas no modelo de elementos finitos
Figura 4.9 – Elementos coesivos usados no modelo de elementos finitos
Figura 4.10- Superfície de contato entre o provete e a placa de retenção introduzida no
MEF
Figura 4.11- Aparato do ensaio de arrancamento no bloco de aço 41
Figura 4.12- Efeito da correção dos deslocamentos à custa da rigidez do aparato 41
Figura 4.13 – Curvas numérico – experimentais com o material orientado a 0°
Figura 4.14 - Curvas numérico – experimentais com o material orientado a 22.5 <sup>o</sup> 43
Figura 4.15 - Curvas numérico – experimentais com o material orientado a 45 <sup>o</sup>
Figura 4.16 – Campo de tensões normais na interface provete/parafuso com orientação a
0°
Figura 4.17 - Campo de tensões de corte na interface provete/parafuso com orientação a
0°
Figura 4.18- Zona de dano nos modelos numéricos

Figura 4.19- Distribuições das tensões ao longo da altura do provete. a) Tens	sões de modo
I; b)Tensões de modo II; c) Tensões de modo III	47
Figura 4.20- Tensões modo I e II normalizadas obtidas nas simulações r	uméricas. a)
Provete com inclinação a 0°; b) Provete com inclinação a 22,5°; c) Provete co	om inclinação
a 4	

# Índice de tabelas

Tabela 1.1- Força máxima de arrancamento em função do ângulo de inserção do parafuso,
para vários materiais substitutos do tecido ósseo cortical (Patel, Shepherd, e Hukins, 2010)
Tabela 1.2- Força máxima de arrancamento em função do ângulo de inserção do parafuso,
para vários materiais substitutos do tecido ósseo esponjoso (Patel, Shepherd, e
Hukins,2010)
Tabela 3.1 - Valores médios de rigidez e carga máxima obtidos nos ensaios
experimentais. ( ) coeficiente de variação
Tabela 4.1- Propriedades elásticas do aço (Branco 1994)
Tabela 4.2 – Propriedades elásticas da madeira.(Xavier 2003) 40
Tabela 4.3- Parâmetros de dano das simulações numéricas com ligação provete/parafuso
perfeita determinados a partir do ajuste numérico-experimental
Tabela 4.4 - Parâmetros de dano das simulações numéricas com ligação provete/parafuso
imperfeita determinados a partir do ajuste numérico-experimental

## Nomenclatura

- D Matriz diagonal
- $_{\sigma}$  Tensão normal
- $\tau$  Tensão de corte
- $\delta$  Deslocamento
- I Matriz identidade
- $G_{ic}$  Taxa crítica de libertação de energia em modo i
- E -Matriz diagonal com os parâmetros de dano
- $k_i$  Rigidez elástica em modo *i*
- EL Módulo de Elasticidade longitudinal
- *E*<sub>R</sub> Módulo de Elasticidade radial
- E<sub>T</sub> Módulo de Elasticidade tangencial
- GLR Módulo de resistência ao corte no plano longitudinal-radial
- GLT Módulo de resistência ao corte no plano longitudinal-tangencial
- G<sub>RT</sub> Módulo de resistência ao corte no plano radial-tangencial
- $V_{_{\rm RI}}$  Coeficiente de *Poisson* no plano longitudinal-radial
- $V_{_{\rm PT}}$  Coeficiente de *Poisson* no plano radial-tangencial
- $V_{_{\rm IR}}$  Coeficiente de *Poisson* no plano longitudinal-radial
- $\sigma_L^{ult}$  Tensão normal crítica na direção longitudinal
- $\sigma_{\rm T}^{\rm ult}$  Tensão normal crítica na direção tangencial
- $\sigma_{\rm R}^{\rm ult}$  Tensão normal crítica na direção radial

# Abreviaturas

- DMO Densidade Mineral Óssea
- MEC Matriz Extracelular
- MEF Método dos Elementos Finitos
- EFI Elemento Finito de Interface

# Introdução

Nesta Dissertação de Mestrado pretende-se realizar um estudo numéricoexperimental do comportamento de uma ligação aparafusada envolvendo o tecido ósseo, submetida a um esforço de arrancamento, sendo usado um material substituto ao tecido ósseo, a madeira.

Este estudo inicia-se com um capítulo que dá a conhecer estrutura do tecido ósseo e da madeira. São apresentados alguns dos trabalhos mais relevantes envolvendo ensaios de arrancamento em tecido ósseo cortical, e alguns que recorrem ao uso de modelos numéricos para interpretar os fenómenos observados.

No segundo capítulo é descrito o modelo de dano (modo I, II e III) utilizado para simular o desenvolvimento e a propagação do dano na ligação estudada.

O terceiro capítulo trata o trabalho experimental realizado, sendo descrita a forma como o material foi preparado, assim como o ensaio mecânico, apresentando-se o dispositivo mecânico empregue.

Segue-se o estudo numérico, que apresenta todo o trabalho de modelação e validação do modelo.

Por fim, são apresentados os resultados e devidas conclusões do estudo numéricoexperimental realizado.

#### 1.1 Introdução

O osso pode sofrer fraturas ao longo do tempo, pois está sujeito a várias solicitações mecânicas que, de forma isolada, ou em resultado de combinações múltiplas, excedem a capacidade deste material resistir localmente ao estado de tensão originado. Para além disso, o aparecimento de doenças como a osteoporose, que se carateriza pela perda de densidade mineral óssea (DMO), também contribui para a redução da resistência do osso resistir à iniciação e propagação do dano.

Os parafusos ortopédicos são utilizados como o principal modo de fixação para aplicações tais como placas de osteossíntese, dispositivos de estabilização de segmentos da coluna vertebral e âncoras de sutura. A utilização de mini implantes (imobilizados por micro parafusos) como meio de fixação tem vindo a revelar-se uma solução cada vez mais comum, sendo principalmente utilizados em ortodontia.

A avaliação da capacidade dos parafusos é definida pela força máxima de arrancamento que a ligação permite suportar. O colapso por arrancamento é um fenómeno frequentemente observado pela comunidade médica. Por esse motivo, existem vários estudos experimentais e análises numéricas recorrendo ao métodos de elementos finitos (MEF) para perceber o comportamento do osso uma vez solicitado a ensaios de arrancamento recorrendo a diferentes tipos de dispositivos de amarração. Concluiu-se que para além da densidade óssea, as características do parafuso, a interface parafuso-osso, ângulo de inserção da colocação do parafuso, e região do osso onde é inserida a estrutura mecânica exercem uma influência muito significativa na força de tração (Acharya e Evans, 2009),(Koller et al. 2013),(Richter et al. 2016),(MacLeod, Pankaj, e Simpson 2012),(Chen et al. 2013).

#### 1.2 Estrutura do tecido ósseo

O osso é um tecido que dá forma e suporte o corpo, tem como funções facilitar a locomoção e proteger os órgãos vitais, exibindo por estes motivos uma estrutura rígida.

Por outro lado, apresenta uma disposição hierárquica, heterogénea e ortotrópica, pois as suas propriedades elásticas variam com a direção (longitudinal, radial ou tangencial).

O tecido ósseo é composto por células ósseas e uma matriz extracelular (MEC) óssea, constituída por colagénio e por cristais de hidroxiapatite, sendo que o número de células é relativamente pequeno em comparação com o grande volume de MEC óssea (Dias et al. 2005).

Existem dois tipos de tecido ósseo, o cortical, representando 70% de todo o tecido ósseo do organismo, que compreende a diáfise dos ossos longos e toda a zona externa da maioria dos ossos (Figura 1.1), e o tecido esponjoso, que nos ossos longos se situa no interior do tecido ósseo cortical, ao nível das metáfises e epífises dos ossos longos, e na região central da maioria dos ossos planos ou irregulares (Dias et al. 2005)



Figura 1.1- Constituição do osso cortical (Teixeira 2015).

O osso cortical é formado pelos sistemas de Harvers (Figura 1.2), orientados paralelamente ao eixo maior do osso (direção longitudinal, L). São compostos por um canal central, contendo um ou dois capilares e, por vezes, uma fibra nervosa, ao redor da qual existem lamelas concêntricas, contendo os osteócitos nas suas lacunas (Dias et al., 2005). A microestrutura do tecido ósseo permite a definição de mais duas direções de simetria do material, são elas a direção tangencial (T), tangente as lamelas circunferenciais externas, e a direção radial (R), perpendicular ao plano definido pelas direções longitudinal e tangencial.



Figura 1.2- Microscopia do osso (Ana, 2014).

#### 1.3 Estado da Arte

A influência do ângulo de inserção do parafuso em ensaios de arrancamento tem vindo a ser estudada por vários investigadores Contudo, ainda não existe consenso sobre a orientação mais adequada a dar, ou seja, aquela que promove uma maior estabilidade ao parafuso no osso.

A utilização de mini implantes (micro parafusos utilizados em ortodontia) como meio de fixação, constitui um dos métodos cada vez mais comuns de aplicação deste tipo

de soluções. Contudo, não há ainda um consenso relativamente ao valor do ângulo de inserção que permite maximizar a capacidade de fixação.

Araghbidikashani et al. (2016) realizaram um estudo com o objetivo de determinar a influência do ângulo de inserção num implante, em relação à estabilidade primária (i.e., estabilidade do implante imediatamente após a inserção, fator determinante na fixação de mini implantes). Para tal, empregaram mandíbulas de carneiro, em que os mini implantes foram inseridos com 30°, 45°, 60° e 90°, a fim de determinar a força máxima de arrancamento nas diferentes orientações.

A aplicação de mini implantes na direção oblíqua (relativamente ao plano horizontal Frankfort ou plano mandibular, para os dentes superiores e inferiores, respetivamente) pode ser uma mais-valia na ortodontia (Figura 1.3), pois assim é possível evitar o contato com a raiz do rebordo alveolar.

![](_page_25_Figure_4.jpeg)

Figura 1.3 Planos utilizados para o triângulo facial de Tweeds (consultado no site www.indiandentalacademy.com).

Araghbidikashani et al. (2016) conceberam um dispositivo de arrancamento capaz de efetuar o arrancamento de parafusos, com as direções oblíquas pretendidas. Para tal, utilizaram uma máquina de ensaios equipada com um suporte de metálico do provete para conferir o ângulo pretendido, como se ilustra na Figura 1.4. Os autores obtiveram maiores forças de arrancamento para o ângulo de 90°, i.e., 302.4 N, seguindo-se os valores de 60°, 45° e 30° com valores entre 159.2 e 120.4 N, respetivamente, notando-se assim uma diferença menor entre estes últimos, assim uma menor estabilidade primária para arrancamentos oblíquos.

![](_page_26_Figure_2.jpeg)

Figura 1.4- Esquema do ensaio de arrancamento oblíquo (Araghbidikashani et al. 2016).

Freerick et al. (2012), com vista a compreender os mecanismos de dano inerentes aos ensaios de arrancamento, realizaram um estudo numérico-experimental com uma técnica de ensaios de arrancamento apta a fornecer imagens em tempo real do ensaio. Observando o dispositivo de arrancamento ilustrado na Figura 1.5, entende-se que o provete está devidamente amarrado por placas de Perspex e uma placa de retenção, e a força de arrancamento é proveniente das amarras da máquina de arrancamento. O ensaio usou amostras de diáfise de metacarpo de bovino, sendo estas posicionadas no dispositivo

de arrancamento com os osteónios (i.e., canais de Havers), alinhados nas direções pretendidas em relação ao eixo do parafuso, paralelos e perpendiculares (Figura 1.6).

![](_page_27_Picture_2.jpeg)

A	Parafuso bicortical	E	Placa de retenção
В	Provete em osso	F	Placa adicional de Perspex
С	Placa de Perspex	G	Parafusos
D	Perno roscado	H	Amarras

Figura 1.5- Esquema do ensaio de arrancamento do estudo (Feerick e McGarry 2012).

![](_page_27_Figure_5.jpeg)

Figura 1.6- Esquemas de ensaios de arrancamento com as células orientadas longitudinalmente (A) e transversalmente (B) (Feerick e McGarry, 2012).

Concluiu-se que a estrutura disposta transversalmente ao parafuso tem uma força de arrancamento significativamente superior à disposta na direção do parafuso. O tratamento de imagens evidenciou a formação de fendas verticais com propagação no sentido da amarra superior quando o provete está colocado na direção longitudinal. Já na direção transversal, denotou-se a formação de fendas horizontais. Observou-se também uma mudança de tonalidade no provete uma vez alcançada a carga máxima.

Patel, Shepherd, e Hukins (2010) compararam a fixação de dois tipos parafusos colocados em diferentes ângulos em ralação ao eixo de arrancamento do parafuso, usando espumas de poliuretano (PU) de diferentes densidades. Neste estudo foram usados dois tipos de parafusos, parafuso para osso cortical (4.5 mm de diâmetro e 30 mm de comprimento) e parafuso para osso esponjoso (6.5 mm de diâmetro e 30 mm de comprimento), como se representa na Figura 1.7.

![](_page_28_Picture_3.jpeg)

Figura 1.7- Parafusos usados para os testes de arrancamento: (a) parafuso cortical; (b) parafuso esponjoso (Patel, Shepherd, e Hukins 2010).

Para a realização do ensaio de arrancamento produziram-se furos de 3.5 mm de diâmetro para o parafuso de osso esponjoso, e de 3 mm de diâmetro, para o parafuso de osso cortical. Os referidos furos foram realizados num bloco de espuma de poliuretano antes da inserção do parafuso. Para obtenção dos ângulos pretendidos foi usado um dispositivos que permite a rotação do provete. Para este estudo empregou-se apenas um parafuso de cada tipo (Figura 1.7), pois ambos os parafusos usados são de ligas de titânio

com um módulo de elasticidade e uma resistência à tração muito superiores à da espuma usada nos ensaios mecânicos, não sofrendo assim deformações plásticas significativas. Cada parafuso foi então inserido nos blocos de espuma, sendo sido apertados até que a cabeça do parafuso entrasse em contato com a superfície do bloco.

Nos ensaios de arrancamento (Figura 1.8 e Figura 1.9) foi usado um dispositivo feito exatamente à medida do provete, para assim garantir que este se encontrava devidamente bloqueado. A célula de carga foi mantida com a orientação desejada, para que assim fosse possível tracionar a cabeça do parafuso ao longo do eixo perpendicular à superfície superior do bloco de ensaio. A velocidade de arrancamento foi 0.1 mm/s, obtendo-se obtido valores de deslocamento e de carga para cada solução de fixação.

![](_page_29_Figure_3.jpeg)

Figura 1.8- Esquema do ensaio de arrancamento do estudo de Patel, Shepherd, e Hukins (2010).

![](_page_30_Picture_1.jpeg)

Figura 1.9- Ensaio de arrancamento em espuma de PU a 20º no estudo de (Patel, Shepherd, e Hukins 2010)

Concluiu-se que para os parafusos de osso esponjoso há um aumento da força de arrancamento devida à sua geometria. Para além disso, comprovaram que existe uma correlação entre a densidade do material da placa e o ângulo de inserção do parafuso, como se verifica na Tabela 1.1 e Tabela 1.2, bem como o aumento da força de arrancamento com aumento da densidade do material da placa. Constatou-se que para uma baixa densidade, e com ângulos de inserção de 10º há um aumento significativo da força de arrancamento no osso esponjoso (material de substituição) e de 20º no osso cortical. Para a densidade mais alta, verificou-se, para o osso cortical, uma fixação máxima em 0º e de 10º.

Tabela 1.1- Força máxima de arrancamento em função do ângulo de inserção do parafuso, para vários materiais substitutos do tecido ósseo cortical (Patel, Shepherd, e Hukins,2010)

Parafuso para osso cortical				
Ângulo de	Espuma com	Espuma com	Espuma com	
arrancamento do	densidade de 0.09	densidade de 0.16	densidade de 0.32	
parafuso	[kN]	[kN]	[kN]	
0°	0.01	0.12	1.11	
10°	0.01	0.21	0.97	
20°	0.02	0.29	0.97	
<b>30</b> °	0.02	0.25	0.81	
<b>40</b> °	0.02	0.18	0.79	

Tabela 1.2- Força máxima de arrancamento em função do ângulo de inserção do parafuso, para vários materiais substitutos do tecido ósseo esponjoso (Patel, Shepherd, e Hukins,2010).

Parafuso para osso esponjoso					
Ângulo de	Arrancamento em	Arrancamento em	Arrancamento em		
arrancamento do	espuma com	espuma com	espuma com		
parafuso	densidade de 0.09	densidade de 0.16	densidade de 0.32		
	[kN]	[kN]	[kN]		
0°	0.01	0.38	1.15		
10°	0.02	0.41	1.53		
20°	0.02	0.35	1.03		
<b>30°</b>	0.02	0.39	1.11		
<b>40°</b>	0.02	0.32	0.78		

Costa et al. (2016) realizaram vários ensaios de arrancamento com o objetivo de efetuar uma correlação da força de arrancamento de parafusos com a densidade do

material de base e o ângulo de inserção do parafuso. Para o efeito os autores construíram um dispositivo experimental de fixação que permitiu simular dois parafusos corticais dispostos a uma distância de 40mm um do outro, tal como sugerido pela ASTM F1717, empregando quatro densidades de espuma de poliuretano, de acordo com a norma ASTM F1839-08, com o objetivo de simular densidades ósseas osteoporóticas diferentes, em quatro ângulos de inserção transversais diferentes. Este estudo baseou-se em duas normas relevantes para a fixação de parafusos na coluna vertebral. A norma ASTM F1717, que consiste na fixação de dois parafusos corticais ligados a uma distância de 40mm, preconiza que se empreguem modelos de espuma rígida de poliuretano para simular as condições de fixação das vértebras. A fim de simplificar este procedimento, e reduzir a variabilidade devida à colocação errada do parafuso assimétrico para cada segmento vertebral, apenas foi testado metade do modelo, ou seja, apenas um parafuso. Os parafusos utilizados neste estudo foram o modelo Expedium com 35mm de comprimento para os ensaios com inclinação nula, e os parafusos *Innie* poliaxiais com um diâmetro de 5 mm, que permitem uma inclinação angular máxima de 30 graus. Usaram-se quatro densidades de espuma de poliuretano de acordo com a norma ASTM F1839-08 para simular várias densidades ósseas, representando assim o osso muito osteoporótico de grau 5 (densidade de 0.08) o osso osteoporótico de grau 10 (densidade de 0.16), o osso saudável (i.e., normal), de densidade de 0.24 de grau 15, e o osso com maior densidade que o normal, de grau 20 (densidade de 0.32). A inclinação dos furos foi assegurada por uma guia, sendo perfurados com uma profundidade de mais 1 mm do que a medida do comprimento da rosca, para garantir a cobertura total do segmento. A Figura 1.10 permite visualizar os dispositivos desenvolvidos para o ensaio de arrancamento.

![](_page_32_Figure_2.jpeg)

Figura 1.10- Ensaio de arrancamento (Costa et al. 2016).

Este trabalho, tal como o estudo de Patel, Shepherd, e Hukins (2010) permitiu concluir que a densidade do material de substituição do tecido ósseo, e o ângulo de inserção estão relacionadas uma com a outra, tal como se ilustra na Figura 1.11. Observase que para baixas densidades (i.e., grau 5 e 10) o ângulo de inserção de 10° é o que traduz uma força de arrancamento mais elevada. Para densidades mais elevadas, o efeito da inclinação do parafuso revelou-se pouco relevante, podendo até concluir-se que ocorre uma diminuição da força de arrancamento, como se verifica na espuma de grau 20, para um ângulo de 30°.

![](_page_33_Figure_2.jpeg)

Força de arrancamento vs. ângulo de inserção e densidade

Figura 1.11- Evolução da força de arrancamento (em N) com a densidade do material de substituição do tecido ósseo (Costa et al.,2016). Densidade em libras por polegada quadrada (pcf).

#### 1.4 Método dos Elementos Finitos

O método dos elementos fintos é uma ferramenta muito útil na análise de fenómenos mecânica que ocorrem na interface parafuso – osso. Com efeito, este método permite analisar os efeitos decorrentes da consideração de múltiplos parâmetros que exercem influência na distribuição de tensões e de deformações tanto no osso como no parafuso, designadamente a geometria do parafuso, e as propriedades elásticas e de fratura do osso, dispondo da vantagem de não ser influenciado pela dispersão de propriedades e de muitos imponderáveis de natureza experimental (Bujtár et al. 2014),(Liu et al. 2015).

Haase e Rouhi (2013), através da análise de elementos finitos desenvolveram um estudo com o objetivo de comparar a influência da tensão e da densidade de energia de deformação (SED) no tecido ósseo, com vista a determinar quais os fatores determinantes à ocorrência de stress shielding (regressão de massa óssea em resultado da instalação de estados de tensão limite) na ligação osso - parafuso. Os autores analisaram o efeito de vários parâmetros, como o diâmetro do parafuso e a forma da rosca (i.e., trapezoidal, triangular e retangular), tendo-se mantido a carga aplicada à cabeça do parafuso. Foi criado um modelo numérico bidimensional, que consistiu numa camada de osso cortical homogéneo, e osso trabecular também homogéneo. O modelo foi fixo, tendo-se aplicando apenas um carregamento vertical no implante, que foi responsável pela criação de uma distribuição de tensões heterogénea. Na simulação do carregamento os autores aplicaram um deslocamento a um nó da cabeça do parafuso. Na discretização foram usados elementos lineares de quatro nós, com um refinamento da malha na interface parafuso osso (Figura 1.12). A simulação do carregamento axial revelou concentrações de tensão na vizinhança da cabeça do parafuso, e tensões dissipadas ao longo do comprimento do mesmo. As tensões mais elevadas foram observadas ao longo dos contornos exteriores dos perfis da rosca, junto da extremidade da rosca (Figura 1.12).

![](_page_34_Figure_2.jpeg)

Figura 1.12- Aspeto da deformada de uma ligação aparafusada (Haase e Rouhi, 2013).

Feerick e McGarry (2012) além do estudo experimental já referido anteriormente realizaram também um estudo numérico com vista a perceber os mecanismos de dano que ocorrem durante um ensaio de arrancamento. Para o efeito, tendo por base o ensaio experimental, os autores construíram modelos bidimensionais simplificados, com osteónios horizontais, perpendiculares ao eixo do parafuso, e verticais, na direção de arrancamento. Neste estudo os autores começaram por conceber um modelo, em que o osso é modelado como um material homogéneo. Posteriormente, criaram dois modelos com vista a reproduzir a microestrutura do tecido ósseo cortical, constituído por lamelas de hidroxiapatite e colagénio, com comportamento mecânico ortotrópico. Este comportamento foi simulado mediante a disposição de conjuntos de camadas paralelas nas duas direções em estudo, perpendiculares ao carregamento e na direção normal, constituídas por um material resistente e rígido, alternado com um material de menor resistência e de menor flexibilidade (Figura 1.13). Os autores concluíram que o modelo numérico desenvolvido com camadas é capaz de prever os mecanismos de dano e carga máxima evidenciados no ensaio experimental, apesar deste ser simplificado.

![](_page_35_Figure_2.jpeg)

Figura 1.13- Modelo de elementos finitos desenvolvido por Feerick e McGarry (2012): (i) material homogéneo (ii) e (iii) material heterogéneo.
#### 1.5 Estrutura da madeira

Atendendo à necessidade de se levar a cabo um estudo experimental que incidisse sobre o efeito de alguns parâmetros geométricos da ligação aparafusada, sobre o comportamento da ligação aparafusada, que implicaram a utilização de provetes de dimensão mais generosa, houve a necessidade de substituir o tecido ósseo por outro material. O material utilizado, em substituição, foi a madeira de pinho, da espécie *Pinus pinaster* Ait, este material para além de não apresentar limitações geométricas, tem as direções bem definidas e visíveis o que permite controlar com alguma precisão a variação do ângulo. Os parâmetros geométricos alvo deste estudo foi a inclinação do eixo do parafuso em relação ao plano da placa.

As espécies florestais de madeira dividem-se em dois grupos devido à sua estrutura anatómica, as resinosas (gimnospérmicas) e as folhosas (angiospérmicas). A madeira em estudo, da espécie *Pinus Pinaster* Ait., pertence ao grupo das resinosas. Esta é constituída por dois tipos de células, os traqueídos, que se caraterizam por serem células compridas, dispostas na direção da medula da árvore (i.e., longitudinal), e constituindo 95% do volume total da madeira, e os parênquimas, que se encontram orientadas na direção horizontal, e que asseguram o transporte de nutrientes na direção radial da árvore.

Dependendo do nível de observação, a madeira pode ser definida quanto à escala macroscópica (observa-se as caraterísticas a nível estrutural), à escala mesoscópica (deteta-se os anéis de crescimento), à escala microscópica (avalia-se o tecido celular) e por fim, à escala nano (analisa-se a parede celular). A nível macroscópico e mesoscópico, a madeira apresenta três planos de simetria material, a direção longitudinal (L), paralela ao eixo principal das células orientadas longitudinalmente, a direção radial (R), perpendicular às células longitudinais e paralelas aos raios, e a direção tangencial (T), tangente aos anéis de crescimento e perpendicular às direções L e R (Figura 1.14) (Xavier 2003).

Como já referido, a madeira é um material ortotrópico, assim é necessário estabelecer seis sistemas de propagação de fendas como ilustra a Figura 1.14. A sua designação é obtida pela siglas dos três planos de simetria, obtendo-se assim os sistemas Capítulo I – Aspetos gerais

TL, RL, LR, TR, RT e LT, em que a primeira letra corresponde à direção normal ao plano da fenda, e a segunda identifica a direção de propagação da fenda (Rodrigues 2014).



Figura 1.14- Planos de simetria da madeira (Caldeira 2011).

# Capítulo II - Modelo de dano

## Introdução

A utilização de modelos coesivos visa a simulação da iniciação e propagação do dano observado em materiais conhecidos por quase-frágeis. De entre esses materiais, podem destacar-se a madeira, o tecido ósseo, o betão, algumas rochas, o gelo e materiais compósitos de matriz polimérica. Tais modelos são governados por uma relação entre a tensão (normal,  $\sigma$ , ou de corte,  $\tau$ ) e os deslocamentos relativos ( $\delta$ ) produzidos nos pontos de integração dos elementos finitos usados nessa formulação, designados por elementos finitos de interface (EFI), da forma

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{D} \, \boldsymbol{\delta} \tag{2.1}$$

Em que **D** é a matriz diagonal que contém as rigidezes ( $k_n$  e  $k_s$ , normal e tangencial, respetivamente). Nos modelos numéricos é imposto um fator de penalidade (i.e., rigidez interfacial), que tem como objetivo minimizar a interpenetração entre as faces dos elementos finitos de interface, e evitar eventuais instabilidades numéricas. Este parâmetro assume valores altos para permitir a exatidão nos resultados, entre  $10^6 e 10^8 N/mm^3$  (de Moura el al., 1997).

As leis de dano podem ser puras, modo I, II, e III tal como ilustra a Figura 2.1, ou então mistas, sendo estas uma combinação das leis de dano puras (de Mouraet al., 2008).



Figura 2.1 - Modos de dano (F. Pereira 2008)

## 2.1. Modelos Coesivos

O diagrama representado na Figura 2.2 esquematiza a relação entre a tensão e o deslocamento relativo em modo puro (i = I, II, III) e em modo misto (combinação dos anteriores), em fases distintas do carregamento. Em modo puro (i.e., i = I, II ou III) a primeira fase (região, ou domínio) identifica a resposta linear elástica exibida pelo material ( $\delta_i < \delta_{0,i}$ ), cuja tensão máxima é dada por  $\sigma_{u,i}$  e o declive é definido pelo fator de penalidade referido na secção anterior. A fase subsequente (também em modo puro) tem início quando o deslocamento relativo entre os pontos de integração do EFI ( $\delta_i$ ) é superior ou igual a  $\delta_{\text{om},i}$ . A partir desse ponto, a tensão instalada entre as duas faces (p.e., elemento tridimensional) do EFI sofre uma redução gradual, que é função do declive definido pelos pontos de coordenadas ( $\delta_{o,i}, \sigma_{u,i}$ ) e ( $\delta_{u,i}, 0$ ). A propagação do dano ocorrerá para valores de deslocamento superiores ou iguais a  $\delta_{u,i}$ . A área total do diagrama representado na Figura 2.2 é igual à taxa crítica de libertação de energia de fratura  $G_{ic}$ , avaliada experimentalmente, o que permite calcular  $\delta_{u,i}$ . Na Figura 2.2 também é possível observar a representação da lei de modo misto (traço carregado), cujos parâmetros fundamentais se identificam pelos pontos de coordenadas ( $\delta_{om,i}, \sigma_{um,i}$ ) e  $(\delta_{u,i}, 0)$ , com área  $G_i$ . O modelo de modo misto é uma extensão dos modelos de modo

puro, todavia os valores máximos dos deslocamentos relativos deste são inferiores devido a uma combinação de solicitações.



Figura 2.2 – Modelo de dano (de Moura, Morais and Dourado 2008)

Uma vez iniciado o dano, a lei constitutiva define-se por,

$$\sigma = (\mathbf{I} - \mathbf{E})D\delta \tag{2.2}$$

Em que *I* é a matriz identidade.

A avaliação do parâmetro de dano durante o seu desenvolvimento é dado por,

$$e_i = \frac{\delta_{\mathbf{u},m}(\delta_m - \delta_{\mathbf{0},m})}{\delta_m(\delta_{\mathbf{u},m} - \delta_{\mathbf{0},m})}$$
(2.3)

Em modo misto (I+II+III), a iniciação do dano segue o critério quadrático,

$$\left(\frac{\sigma_{\rm I}}{\sigma_{\rm u,II}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{\rm II}}{\sigma_{\rm u,III}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{\rm III}}{\sigma_{\rm u,III}}\right)^2 = 1 \quad \text{se } \sigma_{\rm I} > 0$$
$$\left(\frac{\sigma_{\rm II}}{\sigma_{\rm u,II}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{\rm III}}{\sigma_{\rm u,III}}\right)^2 = 1 \qquad \text{se } \sigma_{\rm I} \le 0 \tag{2.4}$$

sendo  $\sigma_{u,I}$ ,  $\sigma_{u,II}$  e  $\sigma_{u,III}$  as tensões limite do material em modo puro I, II e III, respetivamente.

Para  $\sigma_I > 0$ , é habitual definir-se um deslocamento equivalente para os rácios de modo misto  $\beta_i = \delta_i / \delta_I$ , da forma,

$$\delta_{\rm m} = \sqrt{\delta_{\rm I}^2 + \delta_{\rm II}^2 + \delta_{\rm III}^2} \tag{2.5}$$

A Equação (2.4) pode ser rescrita, tendo por base a Equação (2.1), na forma

$$\left(\frac{\delta_{\rm om,I}}{\delta_{\rm o,I}}\right)^2 + \left(\frac{\delta_{\rm om,II}}{\delta_{\rm o,II}}\right)^2 + \left(\frac{\delta_{\rm om,III}}{\delta_{\rm o,III}}\right)^2 = 1$$
(2.6)

Em que  $\delta_{\text{om},i}$  (*i* = I, II, III) representa o deslocamento que corresponde ao surgimento do dano em resultado do carregamento em modo misto.

Substituindo a equação (2.5) e os rácios modo misto na Equação (2.6), obtém-se

$$\delta_{\rm o,m} = \delta_{\rm o,II} \delta_{\rm o,III} \sqrt{\frac{1 + \beta_{\rm II}^2 + \beta_{\rm III}^2}{(\delta_{\rm o,II} \delta_{\rm o,III})^2 + (\beta_{\rm II} \delta_{\rm o,II} \delta_{\rm o,III})^2 + (\beta_{\rm II} \delta_{\rm o,II} \delta_{\rm o,II})^2}}$$
(2.7)

O critério energético utilizado para simular o dano foi

$$\frac{G_I}{G_{Ic}} + \frac{G_{II}}{G_{IIc}} + \frac{G_{III}}{G_{IIIc}} = 1$$
(2.8)

sendo que  $G_i$  e  $G_{ic}$  representam, respetivamente, as componentes da taxa de libertação de energia em modo misto, e o valor crítico dessa mesma grandeza, representado pela assimptota horizontal da curva de resistência (i.e., curva-*R*). Como se referiu acima, energia libertada na rotura para cada um dos modos, é igualada à área do diagrama da Figura 2.2.,

Capítulo II – Modelo de dano

$$G_i = \frac{1}{2}\sigma_{\mathrm{um},i}\delta_{\mathrm{um},i} \qquad \mathrm{com}\ i = \mathrm{I}, \mathrm{II} \in \mathrm{III}$$
(2.9)

Pelas Equações (2.1) e (2.5), e os rácios de modo misto é possível, a partir da Equação (2.8), obter-se

$$\delta_{\rm um} = \frac{2(1+\beta_{\rm II}^2+\beta_{\rm III}^2)}{k\delta_{\rm o,m}} \left[ \frac{1}{G_{\rm Ic}} + \frac{\beta_{\rm II}^2}{G_{\rm IIc}} + \frac{\beta_{\rm II}^2}{G_{\rm IIc}} \right]^{-1}$$
(2.10)

Sendo este o deslocamento em modo misto correspondente à propagação integral do dano.

Neste capítulo será abordada toda a envolvente dos ensaios mecânicos, como a preparação de provetes, a forma como foram cortados para as respetivas dimensões. Para além disso, é feita uma análise dos resultados experimentais obtidos, e são comparados os valores em estudo (rigidez da madeira e carga máxima atingida nos ensaios de arrancamento). Por fim, é realizada uma análise dos valores obtidos.

#### 3.1 Preparação de provetes

Começou-se por se avaliar a massa específica da madeira. Para tal, mediu-se a massa (m) e o volume dos provetes (v),

$$\rho = \frac{m}{\nu} \tag{3.1}$$

Assim, obteve-se um valor médio igual a 0.55 com um coeficiente de variação de 7% (demonstrando assim uma dispersão baixa nesta grandeza). Este resultado encontrase no intervalo de valores determinados para esta espécie de madeira noutros trabalhos. Segundo o LNEC (1997) a densidade deste material encontra-se entre 0.53 e 0.6. A densidade da madeira utilizada é superior à do tecido ósseo cortical, segundo Costa et al. (2016), sendo igual a 0.24 como se referiu atrás. No entanto, como se pretende realizar um estudo comparativo, acreditamos que as conclusões deste trabalho serão válidas para o tecido ósseo.

Foram cortados provetes de madeira de pinho com as mesmas dimensões, i.e., 40 mm de comprimento por 30mm de largura, com 16mm de espessura (suficiente para que haja contacto entre os fios de rosca e o provete nas diferente direções), variando apenas os ângulos em que foram cortados os provetes, empregando a máquina de corte de madeira CS939 da CASSESE<sup>®</sup>. Cortou-se a madeira com as direções pretendidas de 0<sup>o</sup>, 22.5<sup>o</sup> e 45<sup>o</sup> como se observa pela

Figura 3.2, Figura 3.3 e Figura 3.4, respetivamente. A escolha da madeira foi feita de forma criteriosa, de modo que as fibras desta fossem o mais orientadas possível (Figura 3.1). Para além disso, com auxílio da furadora, foi feito um furo passante, centrado, em todos provetes, com uma broca de 3.25 de diâmetro, pois a intenção é produzir uma rosca M4 de métrica normal.



Figura 3.1 – Madeira selecionada para usar nos provetes.



L

Figura 3.2 – Provete de madeira com orientação longitudinal de 0º.



Figura 3.3 - Provete de madeira com orientação longitudinal de 22,5°.



Figura 3.4 - Provete de madeira com orientação longitudinal de 45°.

## 3.2 Procedimento experimental

Os ensaios experimentais decorreram na Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro, no laboratório de dinâmica, usando a máquina de ensaios MicroTester INSTRON<sup>®</sup>, equipada com uma célula de carga de 2kN de capacidade.

O ensaio de arrancamento realizado teve por base a norma ASTM F 1691 – 96 1, que determina o procedimento e respetivo dispositivo a adotar. O objetivo através deste estudo experimental consistiu em obter a carga máxima, assim como a rigidez do material, pelo que se tornou necessário avaliar valores de força e deslocamento. A Figura 3.5 mostra a configuração proposta pela norma, esquematizando a forma como o dispositivo experimental deverá ser implementado. Este terá de assegurar que o provete é devidamente fixado sem que os deslocamentos na direção perpendicular à direção de carregamento sejam restringidos. O provete deve estar sujeito unicamente a esforços de tração em resultado do arrancamento da cabeça do parafuso, que deve ser alinhada com o eixo longitudinal do parafuso. Por esse motivo, a cabeça do parafuso deve estar devidamente aprisionada e o furo do provete deve ser centrado.



Figura 3.5 – Dispositivo indicado pela norma ASTM F 1691 – 96 1

O ensaio desenvolvido cumpriu a norma descrita (Figura 3.6). Este é composto por uma base fixa, dois perfis em I, onde foi colocada uma placa de retenção com um furo de diâmetro cinco vezes superior ao do provete (tal como a norma aconselha), e em contato com este. O parafuso foi depois envolvido por três porcas, para conferir rigidez ao conjunto tracionado. Por fim, aplicou-se uma solicitação (de tração) a uma velocidade 0.5 mm/min através de um bloco acondicionado a uma estrutura feita com vista a segurar apenas a cabeça do parafuso

(tal como sugerido pela norma). Assim, para a conceção deste dispositivo foi necessária a construção de uma anilha (Figura 3.7) de uma peça para aplicação do deslocamento ao parafuso (Figura 3.8) a partir dos dois perfis em I (Figura 3.9).



Figura 3.6 – Dispositivo de arrancamento utilizado.



Figura 3.7 - Desenho técnico da anilha construída para o dispositivo de tração.



Figura 3.8 - Desenho técnico da peça construída para o acoplamento à célula de carga.



Figura 3.9 - Desenho técnico do perfil em I construído para o dispositivo.

Foram usados provetes de madeira já previamente preparados e um parafuso M4 de métrica normal, sendo que o parafuso não sofreu qualquer deformação plástica. Nos ensaios mecânicos o comprimento do parafuso foi sempre o mesmo (i.e., de 50mm), sendo que o aperto deste foi assegurado sempre pela mesma pessoa.

## 3.3 Apresentação e discussão dos resultados experimentais

A partir dos ensaios experimentais conseguiu-se obter os valores de deslocamento e cargas para cada ensaio. Assim, foi possível traçar curvas forçadeslocamento para cada uma das diferentes direções de solicitação analisadas (Figura 3.10-3.12). Os valores de carga máxima correspondem ao valor máximo de carga observado em cada ensaio. A rigidez do ensaio corresponde ao declive das curvas força-deslocamento (P- $\delta$ ) no troço linear-elástico. A região inicial não linear foi excluída, pois envolve fenómenos de acomodação dos acessórios, que são normais para este tipo de ensaio. Da análise das curvas P- $\delta$  resulta um comportamento não-linear pronunciado, assim como uma dispersão acentuada. Para facilitar a comparação entre os diferentes ensaios a escala dos gráficos foi mantida constante.



Figura 3.10. - Curvas força-deslocamento experimentais com orientação 0º.





Figura 3.11 - Curvas força-deslocamento experimentais com orientação 22.5º.



Figura 3.12 - Curvas foça-deslocamento experimentais com orientação 45º.

Os dados foram validados usando o teorema de Chauvenet, em que se verificou que nenhuma amostra devia ser excluída (Tabela 3.1).

Orientação do provete	Valor médio de rigidez [N/mm]	Valor médio de carga máxima [N] (Coeficiente de		
	(Coeficiente de			
	variação)	variação)		
00	2342.1	1514.2		
	(0.06)	(0.09)		
22,5°	2265.9	1417,9		
	(0.15)	(0.14)		
<b>45</b> °	2240,1	1129,1		
	(0.14)	(0.17)		

Tabela 3.1 – Valores médios de rigidez e carga máxima obtidos nos ensaios experimentais. ( ) coeficiente de variação.

No decorrer dos ensaios observou-se claramente que o parafuso no fim de cada ensaio retinha um pouco de madeira do provete, o que indica que a ruína da ligação se dá nessa interface, i.e., provete – rosca do parafuso (Figura 3.13).



Figura 3.13 – Parafuso após ensaio de arrancamento.

Após estudar os valores de rigidez e de deslocamentos obtidos nos ensaios foi possível comparar as três séries diferentes, com orientação longitudinal a 0°; 22.5° e 45°. Assim, na primeira orientação obtiveram-se valores de coeficientes de variância baixos, tanto na rigidez como na carga máxima (entre 6% e 9%), demonstrando assim que os procedimentos utilizados nos ensaios experimentais foram o mais corretos possível. No entanto, os coeficientes de variância (14-17%) obtidos para as outras direções, dão a entender que o método utilizado na produção dos provetes com inclinação introduz alguma variabilidade.

A Figura 3.14 apresenta a evolução da rigidez do ensaio em função da orientação do provete permitindo observar que não há uma correlação entre eles, concluindo-se assim este parâmetro não é influenciado pela inclinação. Tendo em consideração que o módulo de elasticidade longitudinal é significativamente superior aos módulos nas direções tangencial e radial, a rigidez devia apresentar variações significativas. Este resultado sugere que deviam ser realizados ensaios com outras inclinações, ou que a influência da rigidez estrutural é superior à do material, ou seja, a variação provocada pela alteração da direção do material é insignificante.

A relação entre a carga máxima e a orientação do ensaio pode ser visualizada na Figura 3.15, permitindo observar que com o aumento do ângulo ocorre uma diminuição da carga máxima, com um coeficiente de determinação significativo.

Tal como se concluiu no estudo realizado por Patel, Shepherd, e Hukins (2010) e Costa et al. (2016), para densidade de 0.32 ocorre um aumento da força de tração.

31





Figura 3.14 - Relação orientação longitudinal - rigidez.



Figura 3.15 - Relação orientação longitudinal - carga máxima.

Neste Capítulo é apresentado o trabalho numérico realizado. A simulação numérica foi usada com o propósito de desenvolver e validar os procedimentos experimentais, assim como para determinar e avaliar parâmetros da ligação que não foram analisados no trabalho experimental. O modelo proposto procurou ser o mais fiel possível. Assim, foi criado um modelo tridimensional da ligação roscada, , com elementos finitos de interface na periferia da ligação entre o parafuso e o provete, a fim de simular a iniciação e a propagação do dano na madeira.

#### 4.1 Construção do modelo de elementos finitos

O modelo numérico foi realizado de modo a reproduzir o ensaio prático. Para isso, modelou-se a geometria dos provetes o mais fielmente possível. Dessa forma o fio de rosca foi representado no provete e parafuso, respeitando a sua configuração geométrica (i.e., M4 com passo de 0.7 mm).

Para que fosse possível criar o modelo numérico, foi necessário recorrer a um *software* CAD, onde foi reproduzido o modelo de um filete de rosca, quer para o interior do provete em contato com o parafuso Figura 4.1, quer para o próprio parafuso, como se ilustra na Figura 4.2. Posteriormente, estes modelos sólidos foram importados isoladamente para um software de elementos finitos, para que aí fosse possível construir o modelo de filete no parafuso e de rosca no provete, através de múltiplas cópias do modelo original, até atingir a altura total pretendida. Assim, para o parafuso, na região do contato com o provete (i.e., 16 mm) foram necessários 21 filetes, com passo de 0.7 mm, perfazendo uma altura de 14.7 mm. Nestas condições, tornou-se necessário construir um fecho para completar a altura total requerida para concluir o perfil de rosca. O parafuso M4 (Figura 4.3) foi também criado da mesma forma, ou seja, através de um filete que foi copiado até atingir a altura total de 50 mm.

Os nós e os respetivos elementos usados para a definição do interior do parafuso e da restante parte do provete, foram programados em Excel (Figura 4.3 e Figura 4.4), através do *Visual Basic*. Com efeito, tendo presente os limites da geometria da rosca, quer

do interior do provete, quer do parafuso, foi possível atribuir coordenadas à totalidade dos nós, sendo que para o provete, os nós da periferia foram duplicados, permitindo a colocação dos elementos coesivos nessa região.

O modelo da placa de retenção foi também conseguido através de programação em Excel, sendo que nesta não foi reproduzida nenhuma rosca no seu interior, por não exercer qualquer influência no estudo que se pretendia realizar (Figura 4.6).



Figura 4.1- Filete de rosca do interior do provete produzido em software CAD.



Figura 4.2- Filete de rosca do parafuso produzido em software CAD.



Figura 4.3 – Malha de elementos finitos do interior do provete.



Figura 4.4- - a) Malha da rosca do parafuso b) Malha do interior do parafuso programado em *Excel*.



Figura 4.5- Malha de elementos finitos de parte do provete programado.



Figura 4.6- Malha de elementos finitos da placa de retenção programada.

## 4.2 Modelo numérico

Como já foi referido o modelo numérico é composto por duas placas (representando o provete de madeira e a placa de retenção) e um parafuso, tornando-se assim possível representar a totalidade dos acessórios colocados em contato com o provete (material em estudo), e assim permitir a realização da simulação dos efeitos inerentes ao contacto entre os componentes (Figura 4.7).

Para conferir as orientações pretendidas, usou-se sempre o mesmo modelo, apenas se alterando a orientação do provete no código do *software* de elementos finitos.

Dada a geometria da rosca, foi necessário realizar várias partições para uma malha regular. O número de partições foi o mesmo, tanto nos fios de rosca, como nos fechos. Para os restantes elementos foi usada programação em *Excel* (como já foi referido). Na elaboração deste modelo utilizaram-se elementos finitos tridimensionais de oito e seis nós (lineares), totalizando 9626 elementos, com 11792 nós.

No modelo impuseram-se condições de fronteira próximas do ensaio experimental, isto é, um deslocamento vertical igual a 2 mm a todos os nós no topo do parafuso (simulando a ação da máquina de ensaios), os deslocamentos verticais foram restringidos nas faces laterais da placa de retenção, de acordo com a Figura 4.8, limitando desta forma o movimento do provete.

Utilizaram-se elementos de interface na periferia da ligação entre a rosca e o parafuso, para a simular a iniciação e a propagação do dano (Figura 4.9), pois tal como se verificou experimentalmente foi aí que ocorreu a ruína da ligação (Figura 3.11). O contacto entre o parafuso e o provete foi conseguido através da definição de pares de contato governados por um fator de rigidez linear. Para além disso, foram definidas superfícies de contato entre o provete e a placa de retenção, tal como se representa na Figura 4.10.



Figura 4.7 – Modelo completo de elementos finitos.



Figura 4.8 – Condições de fronteira impostas no modelo de elementos finitos.



Figura 4.9 – Elementos coesivos usados no modelo de elementos finitos.



Figura 4.10- Superfície de contato entre o provete e a placa de retenção introduzida no MEF.

Foram também atribuídas as devidas propriedades elásticas ao aço (parafuso), descritas na Tabela 4.1, assim como do material em estudo, madeira, que estão apresentados na Tabela 4.2. Os parâmetros da lei de dano foram determinados através de ajuste numérico-experimental para as diferentes direções. O ajuste realizado estendeu-se a todos os parâmetros da lei de dano, uma vez que que não se conhecem os parâmetros de fratura neste plano de propagação.

O modelo numérico foi usado para avaliar o efeito que uma união imperfeita teria na resposta da ligação. Assim, realizou-se um novo ajuste numérico-experimental considerando que o contacto entre os filetes de rosca ocorreu em metade da altura do provete.

Tabela 4.1- Propriedades elásticas do aço (Branco 1994)

E [GPa]	210
ν	0,3

Tabela 4.2 – Propriedades elásticas da madeira.(Xavier 2003)

ER [GPa]	ET [GPa]	EL [GPa]	V <sub>RT</sub>	$v_{\mathrm{RL}}$	V <sub>TL</sub>	Grt	Grl	GLT
1.91	1.01	15.13	0.59	0.47	0.05	0.18	1.11	1.10

#### 4.3 Apresentação e discussão dos resultados numéricos

Para proceder à comparação dos resultados numéricos com os resultados experimentais, a rigidez do aparato experimental foi avaliada. Para isso, foi realizado um ensaio de arrancamento com um bloco de aço a substituir o provete de madeira (Figura 4.11). Este ensaio justifica-se, uma vez que a simulação numérica prevê um aparato totalmente rígido no seu conjunto, o que não se verifica na realidade. Assim, a rigidez do aparato foi determinada à custa deste ensaio.

A rigidez do aparato foi depois utilizada para estimar os valores de deslocamento exteriores ao provete. Para o ajuste numérico-experimental esses deslocamentos foram somados aos resultados numéricos. Na Figura 4.12, pode-se visualizar o efeito desta correção.



Figura 4.11- Aparato do ensaio de arrancamento no bloco de aço.



Figura 4.12- Efeito da correção dos deslocamentos à custa da rigidez do aparato.

Os modelos de elementos finitos propostos foram capazes de reproduzir os valores médios de rigidez e carga máxima experimentais, com diferenças inferiores a 9%. Analisando os parâmetros da lei de dano obtidos (Tabela 4.3 e Tabela 4.4) é possível identificar uma tendência clara na taxa de libertação de energia e tensão última. Concluise que estes diminuem com o aumento do ângulo entre a direção longitudinal e o eixo perpendicular ao parafuso. O comportamento das tensões é coerente, e está associado ao facto da tensão de rotura na direção longitudinal ser várias vezes superior à tensão de rotura nas outras direções ( $\sigma_{\rm L}^{ult}$ =97.3;  $\sigma_{\rm T}^{ult}$ =4.2;  $\sigma_{\rm R}^{ult}$ =7.9 (J. Pereira 2005)).

	00		22.50		450	
	$\sigma_{1,i}$	G <sub>i,C</sub>	$\sigma_{1,i}$	G <sub>i,C</sub>	$\sigma_{1,i}$	G <sub>i,C</sub>
Modo I	50	3	25	2.5	7,5	1.5
Modo II	8	7	8	6.25	5	4.25
Modo III	8	7	8	6.25	5	4.25

Tabela 4.3- Parâmetros de dano das simulações numéricas com ligação provete/parafuso perfeita determinados a partir do ajuste numérico-experimental.

Tabela 4.4 - Parâmetros de dano das simulações numéricas com ligação provete/parafuso imperfeita determinados a partir do ajuste numérico-experimental.

	00		22,50		450	
	$\sigma_{1,i}$	G <sub>i,C</sub>	$\sigma_{1,i}$	G <sub>i,C</sub>	$\sigma_{1,i}$	G <sub>i,C</sub>
Modo I	100	3	100	3	80	3
Modo II	20	5.25	18	5.25	10	5.25
Modo III	20	5.25	18	5.25	10	5.25

Nas Figuras 4.13-4.15 apresenta-se uma comparação entre as curvas força deslocamento numéricas e experimentais determinadas para cada uma das direções de solicitação. A análise destas figuras permite concluir que o comportamento global das curvas numéricas é concordante com as curvas experimentais. No entanto, as curvas

numéricas que consideram a união a toda a altura do provete apresentam algumas limitações no domínio não-linear. Este efeito não linear mais pronunciado pode ter origem em diversos fatores, tais como fenómenos de plasticidade, lei de dano inadequada, existência de dano na direção longitudinal dos provetes ou então imperfeições na ligação entre os filetes de rosca.

Analisando e comparando os valores de tensão crítica identificados para o caso da ligação imperfeita (Tabela 4.4) verificamos que estes estão mais próximos dos valores obtidos por J. Pereira (2005), o que indica que nos ensaios experimentais a ligação não se estende à totalidade da altura do provete.



Figura 4.13 - Curvas numérico - experimentais com o material orientado a 0º.



Figura 4.14 - Curvas numérico - experimentais com o material orientado a 22.50.



Figura 4.15 - Curvas numérico – experimentais com o material orientado a 45°.

As Figura 4.16 e 4.17 permitem ilustrar o campo e tensões normais e de corte, respetivamente, para uma direção. Na análise de tensões da simulação numérica com o provete orientado a 0°, verificou-se na região roscada do provete que a tensão de tração máxima (9.26 MPa) acontece na parte superior. Por sua vez, na parte inferior surgem as tensões compressivas (-10.7 MPa), como seria de esperar. Quanto às tensões de corte, verifica-se uma simetria ao longo de toda a altura do provete. Este facto indica que a ligação entre o parafuso e o provete ocorre em toda a extensão dos filetes de rosca, e que o carregamento se encontra centrado relativamente a esse eixo.



Figura 4.16 - Campo de tensões normais na interface provete/parafuso com orientação a 0º.



Figura 4.17 - Campo de tensões de corte na interface provete/parafuso com orientação a 0º.

Para um estudo do dano, começou-se por analisar as tensões nos diferentes modos (modo I, II e III) ao longo da altura do provete em contacto com o parafuso (i.e., 16 mm) nas diferentes direções. Verificou-se que o dano se dá ao longo de toda altura nas diferentes direções, como demonstra a Figura 4.18. A área assinalada a vermelho indica os elementos em dano, i.e., ao longo de toda a altura da interface provete/parafuso.



Figura 4.18- Zona de dano nos modelos numéricos.

O dano ocorreu em modo misto, sendo que houve uma clara predominância das tensões em modo II. No início de dano surgiram algumas tensões normais, sendo parte destas compressivas (não induzem dano). Durante a propagação verificaram-se tensões em modo II e modo III, sendo as de modo III muito pouco significativas, como se observa na Figura 4.19. Por uma questão de facilidade de interpretação, optou-se por representar os eixos desta figura com os limites em concordância com as tensões críticas atribuídas na Tabela 4.3.

Analisou-se assim o campo de tensões no nó com maior componente de tensões em modo I, para as diferentes simulações. Concluiu-se uma vez mais que a componente de modo III é muito reduzida, podendo assim ser desprezada.

Quanto às tensões em modo I e II, efetuou-se um rácio entre estas e as tensões críticas descritas anteriormente (Tabela 4.3), representadas na Figura 4.20, observa-se que dano se inicia em modo misto (modo I + II). Deve notar-se que durante a propagação existe um aumento da componente de modo II, que entretanto converge para modo II puro.



Figura 4.19- Distribuições das tensões ao longo da altura do provete. a) Tensões de modo I; b)Tensões de modo II; c) Tensões de modo III.



Tensões em modo II normalizadas,  $\sigma_{\rm II}/\sigma_{\rm IIc}$ 

Figura 4.20- Tensões modo I e II normalizadas obtidas nas simulações numéricas. a) Provete com inclinação a 0°; b) Provete com inclinação a 22,5°; c) Provete com inclinação a 4
## Conclusões

Nesta Dissertação apresentou-se um estudo numérico – experimental com o objetivo de estudar o comportamento de uma ligação aparafusada envolvendo a madeira, submetida a um esforço de arrancamento. Para o efeito, realizaram-se ensaios de arrancamento em três séries, com as fibras da madeira orientadas a 0°, 22.5° e 45°, de acordo com a norma ASTM F 1691 – 96 1. Obtiveram-se resultados confiáveis, pois os coeficientes de variância revelaram-se baixos.

Quanto ao estudo numérico, conseguiu-se reproduzir com sucesso os modelos de todos os acessórios usados nos ensaios experimentais. Foi representado o parafuso com a configuração da rosca utilizado experimentalmente, assim como o provete e placas de retenção.

Assim, a análise numérica e experimental permitiu concluir que:

- Nos ensaios experimentais realizados, não foi verificada a influência da rigidez inicial pela orientação longitudinal dos provetes, não revelando qualquer tendência.
- A carga máxima apresenta uma tendência, revelando um valor maior para ângulos de incidência mais baixos.
- O modelo de elementos finitos composto por elementos finitos de interface (EFI) e por pares de contato (inseridos nos par de contato rosca do parafuso /provete) foi capaz de reproduzir o ensaio experimental com sucesso.
- A análise do campo de tensões obtida pelo modelo de elementos finitos na interface rosca do parafuso/interior do parafuso revelou tensões de corte e tensões normais com valores significativos, tendo-se concluído que o dano ocorre em modo misto.
- Apesar de ocorrência do dano em modo misto, há uma clara predominância das tensões de modo II, sendo que as de modo III são desprezáveis e as de modo I apenas se verificam no início de dano. Apesar de se verificar tensões normais na interface onde ocorre dano, parte destas tensões são compressivas, pelo que não induzem dano.

Este trabalho mostrou que a carga máxima é mais sensível à variação do ângulo entre a direção longitudinal do material e o parafuso, que a rigidez. Os resultados mostram que os modelos numéricos compostos por elementos coesivos e pares de contacto, são capazes de reproduzir o comportamento de uma ligação roscada. De referir, que a reprodução da ligação sem modelar a rosca (espiga lisa) permitiria a determinação dos parâmetros da ligação, para posterior aplicação a modelos 3D de maiores dimensões sem necessidade de representar a rosca e desta forma reduzir a complexidade da malha e custos computacionais.

De acordo com o observado, as metodologias adotadas neste trabalho poderão ser aplicadas ao tecido ósseo com sucesso

## **Referências Bibliográficas**

Acharya, A. V., e S. L. Evans. 2009. "Does Placing Screws off-Centre in Tubular Bone Alter Their Pullout Strength?" *Injury* 40 (11): 1161–66.

Araghbidikashani, Mehdi, Amin Golshah, Nafiseh Nikkerdar, e Majid Rezaei. 2016. "In-Vitro Impact of Insertion Angle on Primary Stability of Miniscrews." *American Journal* of Orthodontics and Dentofacial Orthopedics 150 (3): 436–43.

Branco, C. 1994. Mecânica Dos Materiais. 2ª. Lisboa: Fundação Calouste Gulbenkian.

Bujtár, Péter, János Simonovics, Károly Váradi, George K. B. Sándor, e C. M. E. Avery. 2014. "The Biomechanical Aspects of Reconstruction for Segmental Defects of the Mandible: A Finite Element Study to Assess the Optimisation of Plate and Screw Factors." *Journal of Cranio-Maxillofacial Surgery* 42 (6): 855–62.

Caldeira, Tatiana. 2011. "Caracterização Experimental E Numérica Do Comportamento Frágil de Ligações Com Cavilhas Em Estruturas de Madeira." Vila Real.

Chen, Alvin Chao-Yu, Yu-Hao Lin, Hsien-Nan Kuo, Tsung-Chih Yu, Ming-Tsung Sun, e Chun-Li Lin. 2013. "Design Optimisation and Experimental Evaluation of Dorsal Double Plating Fixation for Distal Radius Fracture." *Injury* 44 (4): 527–34.

Costa, Francesco, Alessandro Ortolina, Fabio Galbusera, Andrea Cardia, Giuseppe Sala, Franco Ronchi, Carlo Uccelli, Rossella Grosso, e Maurizio Fornari. 2016. "Pedicle Screw Cement Augmentation. A Mechanical Pullout Study on Different Cement Augmentation Techniques." *Medical Engineering & Physics* 38 (2): 181–86.

de Moura MFSF, Gonçalves JPM, Marques AT, Castro PMST (1997). Modelling compression failure after low velocity impact on laminated composites using interface elements. J Comp Mat; 31:1462–79.

Dias et al. 2005. *O Tecido Ósseo Biologia Da Cicatrização. Série Didáctica. Ciências Aplicadas.* Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro, Vila Real. 2005.

Feerick, Emer M., e J. Patrick McGarry. 2012. "Cortical Bone Failure Mechanisms during Screw Pullout." *Journal of Biomechanics* 45 (9): 1666–72. doi:10.1016/j.jbiomech.2012.03.023.

Haase, Kristina, e Gholamreza Rouhi. 2013. "Prediction of Stress Shielding around an Orthopedic Screw: Using Stress and Strain Energy Density as Mechanical Stimuli." *Computers in Biology and Medicine* 43 (11): 1748–57.

http://www.slideshare.net/indiandentalacademy/tweeds-analysis-dr-varghese,

Consultado a 10/10/2016.

Koller, Heiko, Juliane Zenner, Wolfgang Hitzl, Herbert Resch, Daniel Stephan, Peter Augat, Rainer Penzkofer, et al. 2013. "The Impact of a Distal Expansion Mechanism Added to a Standard Pedicle Screw on Pullout Resistance. A Biomechanical Study." *The Spine Journal* 13 (5): 532–41.

LNEC. 1997. Madeira Para Construção – MC2: Pinho Bravo Para Estruturas, ISSN 0873-6472.

MacLeod, Alisdair R., Pankaj Pankaj, e A. Hamish R. W. Simpson. 2012. "Does Screwbone Interface Modelling Matter in Finite Element Analyses?" *Journal of Biomechanics* 45 (9): 1712–16.

Moura, M. F. S. F. de, J. J. L. Morais, e N. Dourado. 2008. "A New Data Reduction Scheme for Mode I Wood Fracture Characterization Using the Double Cantilever Beam Test." *Engineering Fracture Mechanics* 75 (13): 3852–65.

Patel, Purvi S. D., Duncan E. T. Shepherd, e David W. L. Hukins. 2010. "The Effect of Screw Insertion Angle and Thread Type on the Pullout Strength of Bone Screws in Normal and Osteoporotic Cancellous Bone Models." *Medical Engineering & Physics* 32 (8): 822–28.

Pereira, Fábio. 2008. "Comportamento Mecânico E À Fractura Do Tecido Ósseo Cortical." Vila Real: Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro. Pereira, João. 2005. "Comportamento Mecânico Da Madeira Em Tracção Nas Direções de Simetria Material." Vila Real: UTAD.

Richter, P. H., F. Gebhard, C. Dehner, e A. Scola. 2016. "Accuracy of Computer-Assisted Iliosacral Screw Placement Using a Hybrid Operating Room." *Injury* 47 (2): 402–7.

Rodrigues, David. 2014. "Caracterização Numérico-Experimental Do Comportamento Mecânico Da Madeira Submetida a Regimes de Carregamento Cíclico." Vila Real: Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro.

Teixeira, Marina. 2015. "Caracterização Numérico-Experimental de Um Sistema Constituído Por Placa de Osteossíntese Metálica Para Fixação Óssea Recorrendo a Parafusos Bicorticais." Vila Real: Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro.

Xavier, José. 2003. "Caracterização Do Comportamento Ao Corte Da Madeira Usando O Ensaio de Iosipescu." Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro.