UNIVERSIDADE DA BEIRA INTERIOR
Engenharia

Comportamento mecânico de ligações do tipo cavilha em estruturas de madeira

Cristóvão Lucas dos Santos

Tese para obtenção do Grau de Doutor em
Engenharia Mecânica
(3º ciclo de estudos)

Orientador: Prof. Doutor José Joaquim Lopes Morais
Co-orientador: Prof. Doutor Abílio Manuel Pinho de Jesus
Co-orientador: Prof. Doutor Aurélio Rodrigues Ferreira Reis

Covilhã, Junho de 2013

À memória dos meus pais,

Olímpia e Eduardo

Agradecimentos

Em primeiro lugar gostaria de agradecer aos professores José Morais e Abílio de Jesus, pela orientação e pela amizade dedicadas ao longo deste trabalho. Agradeço também ao professor Aurélio Reis pelas orientações proporcionadas para redacção da tese. Uma grande parte do trabalho exposto nesta tese foi desenvolvido, utilizando laboratórios da UTAD, pelo que agradeço às pessoas envolvidas a ajuda dispensada. Em particular um agradecimento aos prezados amigos Armindo Teixeira, Fábio Pereira, Nuno Dourado, José Xavier, José Lousada, Luís Silva, Bruno Fontoura e Tatiana Caldeira pela atenção dispensada. Por fim, gostaria de expressar a minha gratidão a todos os meus amigos e familiares pelo apoio recebido, em especial, agradecer muito à minha esposa Anabela e às minhas filhas Laura e Júlia.

Resumo

O aspecto crítico do projecto de estruturas em madeira são as ligações entre os elementos estruturais, nas quais se incluem as ligações do tipo cavilha. As ligações são componentes críticos das estruturas de madeira que transmitem cargas estáticas e dinâmicas entre os membros estruturais. O comportamento de uma estrutura de madeira depende fortemente da sua configuração estrutural e do desempenho das suas ligações. O colapso completo de um edifício ou a ocorrência de outros acidentes menos extensos começa geralmente com uma falha localizada numa ligação ou na sua proximidade. A tendência para projectos de estruturas de madeira cada vez maiores e mais complexas, obriga ainda mais a uma concepção mais eficiente das ligações. Assim, para aumentar a competitividade da madeira como material estrutural, é fundamental desenvolver novas metodologias de projecto que permitam o fabrico de juntas com propriedades mecânicas bem definidas.

Neste âmbito, este trabalho apresenta um estudo relativo ao desenvolvimento de uma técnica inovadora de reforço de ligações do tipo cavilha para estruturas de madeira. A madeira usada foi o pinho bravo (*Pinus pinaster* Ait.), uma vez que é uma das espécies com maior abundância em Portugal e a técnica proposta consistiu na colagem de insertos metálicos na zona envolvente dos furos das peças de madeira, realizando-se um rebaixo nestas zonas de modo a acomodar o reforço sem aumentar a espessura destes elementos. Na colagem dos insertos à madeira foram usados adesivos epóxidos. Foi desenvolvido um programa experimental, que incluiu ensaios de esmagamento localizado nas direcções radial e longitudinal, segundo os procedimentos da norma EN383, com o intuito de demonstrar o desempenho desta técnica de reforço. Adicionalmente, representando um dos detalhes estruturais mais comuns em estruturas de madeira, o programa experimental incluiu uma série de ensaios numa ligação em T com um único ligador, testada com e sem reforço. A análise experimental permitiu a avaliação da rigidez e cargas últimas de rotura, tendo sido demonstrado o bom desempenho da solução reforçada, quer no que concerne à melhoria destas propriedades de resistência mecânica das ligações, quer na redução de modos de rotura frágeis. Ainda nesta fase, foi incluída a comparação desta técnica de reforço com outra técnica com o mesmo fim, caracterizada pela colagem de laminados de CFRP nas zonas dos furos. À semelhança da técnica baseada nos insertos metálicos, esta técnica usou um adesivo epóxido e foi aplicada em peças de pinho bravo. A comparação dos resultados foi feita ao nível dos ensaios de esmagamento e ao nível de ensaios da ligação em T e revelou que a nova técnica embora confira menor rigidez às peças, anula os modos de rotura frágeis.

Por fim, este estudo também propõe um conjunto de modelos de elementos finitos 3D. Estes modelos tiveram em conta o contacto entre o ligador e a madeira, permitiram, numa primeira fase, captar o comportamento elástico dos ensaios de esmagamento localizado.

Posteriormente foram implementados modelos de plasticidade e foi possível obter a previsão do comportamento elasto-plástico dos ensaios de esmagamento. Estes modelos foram calibrados usando os resultados experimentais disponíveis, nomeadamente os módulos de fundação ou equivalentes módulos de rigidez. Adicionalmente foram construídos modelos de elementos finitos tridimensionais para simular a ligação em T. Esta modelação incluiu modelos de plasticidade para simular o comportamento dúctil da ligação e, simultaneamente foi implementado um modelo de dano coesivo para simular o comportamento frágil das peças laterais de madeira. Esta modelação permitiu um ajuste muito satisfatório do comportamento não linear da ligação, incluindo a previsão da carga de colapso.

Palavras-chave

Pinho bravo (*Pinus pinaster* Ait.); ligações do tipo cavilha; ensaios de esmagamento localizado; soluções reforçadas; insertos metálicos; ligações em T; adesivos epóxidos; método dos elementos finitos; modelos de plasticidade; modelos de dano coesivo.

Abstract

The challenging issues of the design of wooden structures are the design of the joints between structural members, the dowel type joints being one of the most important ones. Joints are responsible for the static and dynamic load transfer between structural members, and are frequently assumed the critical locations of wooden structures. The behavior of a structure depends largely on the structural arrangement of the members as well as on the performance of their joints. The collapse of a building or the occurrence of other less severe accidents starts with localized failures on joints or in their vicinity. The actual trend for the design of bigger and more complex structures demands for an even more efficient design of the connections. Therefore, in order to increase the competitiveness of timber as a structural material, it is fundamental to develop new design approaches that allows for the fabrication of joints with well-defined mechanical behavior.

This work presents a research concerning the development of an innovative reinforcing technique for dowel-type wooden joints. The selected wood species was the Maritime Pine (*Pinus pinaster* Ait.), since this species is one of the most abundant in Portugal. The proposed reinforcing technique consisted on gluing metallic inserts into the holes of the wooden members. For this purpose, the wood members were machined around the holes to accommodate the metallic inserts in order to avoid a thickness increase. The application of the metallic inserts was made using epoxy adhesives. An experimental program was performed to demonstrate the performance of the reinforced technique. This experimental program included embedding tests along the parallel and perpendicular to grain directions, following the recommendations of the EN383 standard. The experimental program also included quasi static tests of a T-joint with a single dowel, representing one important joint configuration in wood structures. This joint was tested with and without metallic inserts. The experimental analysis included the evaluation of stiffness and ultimate loads, a good mechanical behavior being verified for the proposed reinforced T-joints. Both mechanical strength and ductility were improved. A comparison between the proposed reinforcing solution and a classical reinforcing solution based on the application of carbon fiber reinforced plastics (CFRP) in the wood members, around the holes, was also performed. This comparison involved the same embedding tests and T-joint tests. The application of the CFRP was able to avoid in a large extent the fragile failure modes, despite allowing lower joint stiffness.

At last, this investigation proposed a number of 3D finite element models that accounted for the contact between the dowel and the wood members and allowed in a first approach to model the elastic behavior of the embedding tests.

Plasticity models were implemented to allow an accurate prediction of the embedding tests for a wide range of the experimental values. These plasticity models were calibrated using the available experimental data, in particular using the foundation modulus or equivalent stiffness values. 3D finite element models of the T-joint were also prepared. Plasticity models were again used to model the joint ductility, but cohesive damage models were also used to simulate the brittle failures observed in the side members of the joint. The simulation procedure allowed a satisfactory description of the non-linear behavior of the T-joint including the collapse prediction.

Keywords

Maritime pine wood (*Pinus pinaster* Ait.); dowel-type connections; embedment tests; strengthening solutions; metallic inserts; T-connections; epoxy adhesives; finite element method; plasticity models; cohesive damage models.

Índice

Dedicatória

Agradecimentos

Resumo

Lista de Figuras

Lista de Tabelas

Lista de Acrónimos

1 Introdução e objectivos

- 1.1 Introdução 1-1
- 1.2 Objectivos 1-2
- 1.3 Estrutura da tese 1-3
- 1.4 Publicações 1-4

2 Revisão bibliográfica

- 2.1 Introdução 2-1
- 2.2 Ligações em estruturas de madeira 2-1
- 2.3 Projecto de ligações com cavilhas metálicas 2-18
- 2.4 Modelação do comportamento mecânico de ligações com cavilhas 2-31
- 2.5 Conclusão 2-35

3 Análise experimental de ligações através do ensaio de esmagamento

- 3.1 Introdução 3-1
- 3.2 A madeira de pinheiro bravo (*Pinus pinaster* Ait.) 3-3
- 3.3 Preparação dos provetes sem reforço para os ensaios de esmagamento localizado 3-5
- 3.4 Preparação dos provetes com reforços para ensaios de esmagamento localizado 3-8
- 3.5 Descrição dos ensaios de esmagamento localizado 3-14
- 3.6 Análise e discussão dos resultados experimentais dos ensaios de esmagamento localizado 3-19
- 3.7 Comparação de resultados com outra técnica de reforço (CFRP) 3-40
- 3.8 Conclusão 3.46

4 Análise experimental de uma ligação por cavilha

- 4.1 Introdução 4-1
- 4.2 Preparação dos provetes para os ensaios da ligação em T 4-2
- 4.3 Descrição dos ensaios da ligação em T 4-4
- 4.4 Análise e discussão dos resultados experimentais da ligação em T 4-6
- 4.5 Comparação com a ligação reforçada com CFRP 4-18
- 4.6 Conclusão 4-24

5 Simulação numérica dos ensaios de esmagamento
5.1 Introdução 5-1
5.2 Madeira de pinheiro bravo – propriedades mecânicas básicas 5-1
5.3 Análise linear elástica 5-4
5.4 Análise não linear 5-13
5.5 Análise paramétrica (efeito da folga e atrito) 5-28
5.6 Conclusão 5-30
6 Simulação numérica de uma ligação por cavilha
6.1 Introdução 6-1
6.2 Análise elasto-plástica da ligação em T 6-2
6.3 Análise do comportamento frágil da ligação em T 6-8
6.4 Análise elasto-plástica com dano da ligação em T 6-17
5.5 Conclusão 6-25
7 Conclusões finais e trabalhos futuros
7.1 Introdução 7-1
7.2 Conclusões finais 7-2
7.3 Trabalhos futuros 7-7
Bibliografia
Anexo A - Ensaio de uma ligação por cavilha com membros alinhados
Anexo B - Resultados experimentais dos ensaios de esmagamento

Lista de Figuras

Figura 2.1	Exemplos de ligações coladas (Eurocodes, 2008).	2-4
Figura 2.2	Exemplos de ligações tradicionais de madeira (Eurocodes, 2008).	2-5
Figura 2.3	Ligação tradicional reforçada (três soluções) (Branco *et al.*, 2008).	2-5
Figura 2.4	Configurações típicas dos ligadores do tipo cavilha: (a) pregos; (b) parafusos auto-roscantes; (c) parafusos de porca; (d) cavilhas (ou pinos) (Eurocodes, 2008).	2-7
Figura 2.5	Conectores (adaptado de Eurocodes, 2008).	2-8
Figura 2.6	Modos de rotura típicos em ligações por cavilha metálicas (f_h - resistência ao esmagamento localizado): (a) Caso 1; (b) Caso 2 (adaptado de Thomson, 2010).	2-12
Figura 2.7	Comportamento à flexão de cavilhas metálicas (adaptado de Larsen, 1973).	2-13
Figura 2.8	Efeito de tracção axial ((Kuipers e Van der Put, 1982).	2-13
Figura 2.9	Comportamento da madeira ao esmagamento por cavilha (adaptado de Thomson, 2010).	2-14
Figura 2.10	Modos de rotura frágeis: (a) separação por tracção; (b) separação do grupo por corte (c) separação em linha por corte; (d) fissuração em linha; (e) fissuração por tensões normais ao fio (Quenneville, 2008).	2-15
Figura 2.11	Rotura frágil caracterizada pela fissuração do fio em membros de ligações carregados perpendicularmente ao fio (adaptado de Leijten e Van der Put, 2004).	2-17
Figura 2.12	Rotura de ligações em função da resposta perpendicular ao fio (adaptado de Leijten e Van der Put, 2004).	2-18
Figura 2.13	Modos de rotura para ligações madeira-madeira e madeira-derivados de madeira, com corte duplo (adaptado de Thomson, 2010).	2-19
Figura 2.14	Distâncias entre ligadores, nas direcções paralela e perpendicular ao fio da madeira: (a) ligadores combinados em filas; (b) ligadores com combinações alternadas (CEN1995-1-1, 2004).	2-21
Figura 2.15	Distância entre o ligador e os bordos das peças de madeira (CEN1995-1-1, 2004).	2-22
Figura 2.16	Chapas metálicas pregadas especiais, com uma área não furada, usada para reforçar uma junta aparafusada (Larsen e Jensen, 2000).	2-24
Figura 2.17	Secção de uma ligação com parafuso de 12 mm de diâmetro, reforçada com anéis de madeira densificada (Rodd e Leijten, 2003).	2-26
Figura 2.18	Alguns exemplos de reforços formados a partir de tecidos têxteis (Haller *et al.*, 2006).	2-26
Figura 2.19	Reforços com FRP: (a) reforço em espiral feito de fibras de vidro e aramida; (b) reforço exterior transversal feito de fibras de carbono; (c) colocação de reforços pelo interior (Haller *et al.*, 2006).	2-27
Figura 2.20	Secção de uma junta de tubo expandido (Rodd e Leijten, 2003).	2-29
Figura 2.21	Deformação de uma junta de tubo expandido com injecção de resina (Rodd e Leijten, 2003).	2-29
Figura 2.22	Insertos de alumínio para reforço de laminados de CFRP (Camanho *et al.*, 2005).	2-30

Figura 3.1 Esquema dos ensaios de esmagamento localizado, segundo (a) norma EN 383 e (b) a norma ASTM D5764. 3-2

Figura 3.2 Figura 3.2 – (a) Direcções de simetria anatómica; (b) elemento de volume representativo (EVR) do lenho, com simetria ortotrópica rômbica (Xavier, 2004). 3-4

Figura 3.3 a) Modos de rotura; (b) sistemas de propagação de fendas na madeira (adaptado de USDA, 2010). 3-4

Figura 3.4 Esquema de extracção dos provetes de madeira a partir dos troncos das árvores (dimensões em mm) (adaptado de Santos *et al.*, 2009) 3-6

Figura 3.5 Dimensões dos provetes para ensaios ao esmagamento localizado. Norma EN 383: (a) direcção L; (b) direcção R. Norma ASTM D5764: (c) direcção L; (d) direcção R. 3-6

Figura 3.6 Aspecto final das séries de provetes para ensaios de esmagamento localizado: (a) compressão longitudinal segundo EN 383; (b) compressão radial segundo ASTM D5764. 3-7

Figura 3.7 Insertos metálicos: geometria e dimensões (em mm). 3-8

Figura 3.8 Figura 3.8 – Preparação dos provetes para o inserto metálico – execução do rebaixo. 3-9

Figura 3.9 Provetes com a furação pronta para acomodar o inserto. 3-10

Figura 3.10 Montagem dos insertos metálicos nos provetes de madeira (dimensões em mm). 3-11

Figura 3.11 Insertos metálicos: (a) cura do adesivo; (b) peça pronta; (c) vista em corte. 3-12

Figura 3.12 Série de provetes com insertos metálicos para os ensaios de esmagamento localizado: (a) direcção longitudinal; (b) direcção radial. 3-13

Figura 3.13 - Registo carga-tempo proposto nos procedimentos de ensaio da norma EN 383 (CEN, 1993). 3-15

Figura 3.14 Registo carga-deslocamento resultante dos procedimentos de ensaio da norma EN 383 (CEN, 1993). 3-15

Figura 3.15 Aparato do ensaio de esmagamento localizado segundo a norma EN 383, na direcção longitudinal (Série CL_1). 3-17

Figura 3.16 Aparato do ensaio de esmagamento localizado segundo a norma EN 383, na direcção radial (Série CR_1) 3-18

Figura 3.17 Aparato do ensaio de esmagamento localizado segundo a norma ASTM D5764, na direcção longitudinal (Série CL_2) 3-18

Figura 3.18 Aparato do ensaio de esmagamento localizado segundo a norma ASTM D5764, na direcção radial (Série CR_2). 3-19

Figura 3.19 Curvas carga-deslocamento dos ensaios à compressão longitudinal: (a) EN383; (b) ASTM D5764. 3-21

Figura 3.20 Curvas carga-deslocamento dos ensaios à compressão radial: (a) EN383; (b) ASTM D5764. 3-22

Figura 3.21 Curvas força-deslocamento típicas dos ensaios de esmagamento localizado: (a) patamar de cedência seguido de fractura frágil; (b) transição (linear-não linear) suave, seguida de endurecimento. 3-23

Figura 3.22 Correlações entre f_h e a massa volúmica, para as normas EN 383 e ATM D5764: (a) ensaios de compressão longitudinal; (b) ensaios de compressão radial. 3-27

Figura 3.23 Correlações entre K_1 e a massa volúmica, para as normas EN 383 e ATM D5764: (a) ensaios de compressão longitudinal; (b) ensaios de compressão radial. 3-28

Figura 3.24 Comparação entre correlações experimentais e formulações empíricas de f_h: (a) compressão longitudinal; (b) compressão radial 3-29

Figura 3.25 Modos de rotura (meio furo – ASTM D5764; furo completo – EN 383). Rotura dúctil (esmagamento) (CL): (a) e (c); rotura frágil (1 fenda) precedida de patamar de cedência (CL): (b) e (d). Rotura dúctil com endurecimento após cedência (CR): (e) e (f). 3-30

Figura 3.26 Evolução de um ensaio de esmagamento localizado (ASTM D5764): (a), (b) e (c) direcção longitudinal; (d), (e) e (f) direcção radial. 3-32

Figura 3.27 Curvas força-deslocamento dos ensaios de esmagamento localizado na direcção longitudinal: (a) série CL_A (adesivo HIT-RE 500); (b) série CL_B (adesivo ARALDITE 2011). 3-33

Figura 3.28 Curvas força-deslocamento dos ensaios de esmagamento localizado na direcção radial: (a) série CR_A (adesivo HIT-RE 500); (b) série CR_B (adesivo ARALDITE 2011). 3-34

Figura 3.29 Curva força-deslocamento típica dos ensaios de esmagamento localizado em provetes reforçados com insertos metálicos (patamar de cedência seguido de endurecimento). 3-35

Figura 3.30 Variação da resistência ao esmagamento localizado com a massa volúmica, nas séries sem e com inserto metálico: (a) compressão longitudinal; (b) compressão radial. 3-37

Figura 3.31 Evolução do módulo de fundação inicial com a massa volúmica, nas séries sem e com insertos metálicos: (a) compressão longitudinal; (b) compressão radial. 3-38

Figura 3.32 Evolução do módulo de fundação final com a massa volúmica nos ensaios de compressão na direcção radial. 3-39

Figura 3.33 Modos de rotura dos provetes reforçados com insertos metálicos: (a) compressão longitudinal; (b) compressão radial 3-40

Figura 3.34 Provete de madeira: (a) provete com rebaixo; (b) aplicação do laminado de CFRP (adaptado de Queirós, 2009). 3-41

Figura 3.35 Reforço com CFRP: (a) série de provetes na prensa; (b) peça furada; (c) vista em corte (adaptado de Santos *et al.*, 2009). 3-42

Figura 3.36 Ensaios de esmagamento localizado de provetes reforçados com CFRP, segundo a norma EN 383: (a) direcção longitudinal; (b) direcção radial (Queirós, 2009). 3-43

Figura 3.37 Curvas força-deslocamento referentes às séries reforçadas com CFRP: (a) compressão longitudinal; (b) compressão radial (Queirós, 2009). 3-44

Figura 3.38 Modos de rotura referentes às séries reforçadas com CFRP: (a) compressão longitudinal; (b) compressão radial (Queirós, 2009). 3-46

Figura 4.1 Montagem para o ensaio em compressão de ligações aparafusadas, na direcção perpendicular ao fio da madeira (ASTM, 2000). 4-2

Figura 4.2 Dimensões dos provetes usados na ligação em T: (a) peça central; (b) peça lateral. 4-3

Figura 4.3 Série de provetes da ligação em T reforçada com insertos metálicos. 4-4

Figura 4.4 Esquema de ensaio da ligação em T (condições de carregamento e de apoio). 4-5

Figura 4.5 Figura 4.5 – Ensaio da ligação em T (Santos *et al.*, 2011). 4-6

Figura 4.6 Força versus deslocamento (1/2) do detalhe estrutural: (a) sem reforço; (b) reforçado com insertos metálicos. 4-8

Figura 4.7 Força versus deslocamento (3/4) do detalhe estrutural: (a) sem reforço; (b) reforçado com insertos metálicos. 4-9

Figura 4.8 Força versus deslocamento (1/2) – (3/4) do detalhe estrutural: (a) sem reforço; (b) reforçado com insertos metálicos. 4-10

Figura 4.9 Figura 4.9 – Evolução das cargas de rotura com a massa volúmica para as duas séries de ensaios. 4-13

Figura 4.10 Evolução dos coeficientes de rigidez com a massa volúmica para as duas séries: (a) k_1; (b) k_2; (c) k_3. 4-14

Figura 4.11 Modos de rotura previstos no EC5 em ligações de corte duplo madeira-madeira com ligador de elevada rigidez (adaptado de CEN1995-1-1, 2004). 4-15

Figura 4.12 Modos de rotura na ligação em T sem reforço: (a) e (b) rotura na peça lateral (6 casos); (c) rotura na peça central (4 casos). 4-17

Figura 4.13 Modos de rotura na ligação em T reforçada com inserto metálico: (a) rotura na peça lateral (9 casos); (b) rotura na peça central (1 caso). 4-17

Figura 4.14 Provetes, com rebaixo, da ligação em T reforçada com laminados de CFRP: (a) peça central; (b) peça lateral (Queirós, 2009). 4-18

Figura 4.15 Série (metade) reforçada com laminados de CFRP (Queirós, 2009). 4-19

Figura 4.16 Ensaio da ligação em T com reforço de CFRP (Queirós, 2009). 4-20

Figura 4.17 Força versus deslocamento (1/2) do detalhe estrutural reforçado com CFRP (adaptado de Queirós, 2009). 4-20

Figura 4.18 Força versus deslocamento (3/4) do detalhe estrutural reforçado com CFRP (adaptado de Queirós, 2009). 4-21

Figura 4.19 Força versus deslocamento (1/2) – (3/4) do detalhe estrutural reforçado com CFRP (adaptado de Queirós, 2009). 4-22

Figura 4.20 Evolução das cargas de rotura com a massa volúmica para as três séries de ensaios. 4-23

Figura 4.21 Modos de rotura ocorridos na ligação em T reforçada com laminados de CFRP: (a) peça central; (b) e (c) peça lateral (adaptado de Queirós, 2009). 4-24

Figura 5.1 Curvas tensão-deformação obtidas em ensaios na direcção paralela ao fio da madeira de pinheiro bravo: (a) tracção; (b) compressão (De Jesus *et al.,* 2012). 5-2

Figura 5.2 Malhas de elementos finitos usadas na simulação dos ensaios de esmagamento. Compressão na direcção longitudinal: (a) cavilha bi-encastrada; (b) cavilha simplesmente apoiada. Compressão na direcção radial: (c) cavilha bi-encastrada; (d) cavilha simplesmente apoiada. 5-7

Figura 5.3 Deslocamentos obtidos na simulação dos ensaios de esmagamento (configuração 01). Compressão na direcção longitudinal: (a) cavilha bi-encastrada; (b) cavilha simplesmente apoiada. Compressão na direcção radial: (c) cavilha bi-encastrada; (d) cavilha simplesmente apoiada. 5-11

Figura 5.4 Tensões obtidas na simulação dos ensaios de esmagamento (configuração 01). Tensão τ_{RL} obtida em compressão na direcção longitudinal: (a) cavilha bi-encastrada; (b) cavilha simplesmente apoiada. Tensão σ_R obtida em compressão na direcção radial: (c) cavilha bi-encastrada; (d) cavilha simplesmente apoiada. 5-12

Figura 5.5 Superfície de cedência anisotrópica representada no espaço das tensões de Westergaard (SAS, 2009). 5-16

Figura 5.6 Lei de endurecimento isotrópico (SAS, 2009) 5-16

Figura 5.7 Curvas tensão-deformação para plasticidade anisotrópica com endurecimento isotrópico linear (SAS, 2009). 5-17

Figura 5.8 Curvas força-deslocamento experimentais e numéricas obtidas com diferentes parâmetros do modelo de Hill: (a) direcção longitudinal; (b) direcção radial. 5-23

Figura 5.9 Curvas força-deslocamento experimentais e numéricas obtidas com os mesmos parâmetros do modelo de Hill: (a) direcção longitudinal; (b) direcção radial. 5-24

Figura 5.10 Deslocamentos obtidos na direcção da carga em três instantes das simulações dos ensaios de esmagamento. (a), (b) e (c): esmagamento longitudinal; (d), (e) e (f): esmagamento radial. 5.10

Figura 5.11 Tensões obtidas em três instantes das simulações dos ensaios de esmagamento. (a), (b) e (c): esmagamento longitudinal; (d), (e) e (f): esmagamento radial. 5-26

Figura 5.12 Deformações plásticas equivalentes obtidas na direcção da carga em três instantes das simulações dos ensaios de esmagamento. (a), (b) e (c): esmagamento longitudinal; (d), (e) e (f): esmagamento radial. 5-27

Figura 5.13 Curvas força-deslocamento numéricas obtidas para diferentes valores de folga e atrito: (a) ensaio de esmagamento longitudinal; (b) ensaio de esmagamento radial. 5-29

Figura 6.1 Malha de elementos finitos da ligação em T. 6-5

Figura 6.2 Curvas força-deslocamento. Comparação entre resultados experimentais e resultados numéricos resultantes da análise elasto-plástica. 6-5

Figura 6.3 Distribuição de deslocamentos (u_L) e tensões de corte (τ_{RL}) na peça central resultantes da análise elasto-plástica. 6-6

Figura 6.4 Distribuição de deslocamentos (u_R) e tensão radial (σ_R) na peça lateral resultantes da análise elasto-plástica. 6-7

Figura 6.5 Deformações plásticas equivalentes resultantes da análise elasto-plástica: (a) peça central; (b) peça lateral. 6-7

Figura 6.6 Relação tensão – deslocamento relativo para modos puros (SAS, 2009) 6-10

Figura 6.7 Representação da interface coesiva na peça lateral. 6-13

Figura 6.8 Curvas força-deslocamento. Comparação entre resultados experimentais e resultados numéricos incluindo o modelo elástico global com dano coesivo na peça lateral. 6-13

Figura 6.9 Distribuição de deslocamentos (u_L) e tensão de corte (τ_{RL}) na peça central, resultantes da análise elástica global e modelo coesivo na peça lateral. 6-14

Figura 6.10 Distribuição de deslocamentos (u_R) e tensão radial (σ_R) na peça lateral, resultantes da análise elástica global e modelo coesivo na peça lateral. 6-15

Figura 6.11 Abertura de fenda resultante da análise com modelo elástico nas peças central e lateral e dano coesivo na peça lateral. 6-16

Figura 6.12 Curvas de evolução da tensão radial nos nós da interface situados na superfície do furo da peça lateral (modelo elástico global): (a) localização dos nós; (b) evolução das tensões com o deslocamento aplicado à ligação. 6-16

Figura 6.13 Curvas força-deslocamento. Comparação entre resultados experimentais e resultados numéricos incluindo o modelo com comportamento elasto-plástico na peça central e elástico com dano coesivo na peça lateral. 6-18

Figura 6.14 Curvas força-deslocamento. Comparação entre resultados experimentais e resultados numéricos incluindo o modelo com comportamento elasto-plástico global e comportamento elástico com dano coesivo na peça lateral. 6-18

Figura 6.15 Campo de deslocamentos (a), tensões de corte (b) e deformações plásticas equivalentes (c) na peça central, resultantes da análise numérica com comportamentos elasto-plástico na peça central e elástico com dano coesivo na peça lateral. 6-19

Figura 6.16 Campo de deslocamentos (a) e tensões normais (b) na peça lateral, resultantes da análise numérica com comportamentos elasto-plástico na peça central e elástico com dano coesivo na peça lateral. 6-19

Figura 6.17 Abertura de fenda resultante da análise com modelos elasto-plástico na peça central e elástico + dano coesivo na peça lateral. 6-20

Figura 6.18 Curvas de evolução da tensão radial nos nós da interface situados na superfície do furo da peça lateral (modelo elasto-plástico na peça central e elástico + dano coesivo na peça lateral). 6-20

Figura 6.19 Campo de deslocamentos (a), tensões de corte (b) e deformações plásticas equivalentes (c) na peça central, resultantes da análise numérica com comportamento elasto-plástico global e dano coesivo na peça lateral. 6-21

Figura 6.20 Campo de deslocamentos (a),campo de tensões normais (b) e campo de deformações plásticas equivalentes (c) na peça lateral, resultantes da análise numérica com comportamento elasto-plástico global e dano coesivo na peça lateral. 6-21

Figura 6.21 Campo de tensões normais radiais determinadas no instante imediatamente anterior (a) e instante imediatamente seguinte (b) à instabilidade observada na curva carga-deslocamento (modelo elasto-plástico global e dano coesivo na peça lateral). 6-22

Figura 6.22 Abertura de fenda resultante da análise elasto-plástica nas peças central e lateral com dano coesivo na peça lateral: a) propriedades do modelo coesivo base; b) redução da tensão de rotura à tracção radial em 20%. 6-23

Figura 6.23 Curvas de evolução da tensão radial nos nós da interface situados na superfície do furo da peça lateral (modelo elasto-plástico global + dano coesivo na peça lateral). 6-23

Figura 6.24 Curvas força-deslocamento obtidas com modelo coesivo com propriedades coesivas base (fases 1 e 2) e modificadas (fase 3). Fase 1: comportamento plástico na peça central e elástico na peça lateral; fases 2 e 3: comportamento plástico global. 6-24

Lista de Tabelas

Tabela 2.1	Distâncias mínimas entre cavilhas e entre cavilhas e os bordos das peças de madeira (adaptado de CEN1995-1-1, 2004).	2-22
Tabela 3.1	Propriedades dos adesivos.	3-11
Tabela 3.2	Resumo das séries preparadas para os ensaios de esmagamento localizado.	3-16
Tabela 3.3	Valores médios da resistência ao esmagamento localizado (f_h) e módulos de fundação (K_1 *e* K_2) obtidos nos ensaios das normas EN 383 e ASTM D5764.	3-25
Tabela 3.4	Valores médios da resistência ao esmagamento localizado (f_h) e módulos de fundação (K_1 *e* K_2) obtidos nas séries reforçadas com insertos metálicos.	3-36
Tabela 3.5	Valores médios da resistência ao esmagamento localizado (f_h) e módulos de fundação (K_1 e K_2) obtidos nas séries reforçadas com laminado de CFRP.	3-45
Tabela 4.1	Resumo das séries preparadas para ensaios da ligação em T.	4-6
Tabela 4.2	Resumo dos resultados experimentais da ligação em T sem reforço.	4-12
Tabela 4.3	Resumo dos resultados experimentais da ligação em T reforçada com insertos metálicos.	4-12
Tabela 4.4	Valores médios da carga de rotura e dos coeficientes de rigidez para as séries da ligação em T.	4-23
Tabela 5.1	Propriedades elásticas do pinho bravo: módulo de elasticidade, coeficientes de Poisson e tensões de rotura à tracção (Xavier, 2003).	5-2
Tabela 5.2	Propriedades elásticas do pinho bravo: módulos e tensões de corte (Xavier, 2003; Oliveira, 2004; Garrido, 2004).	5-3
Tabela 5.3	Propriedades elásticas e de resistência do pinho bravo em ensaios de tracção e compressão longitudinais (Xavier, 2003; Oliveira, 2004; Pereira, 2005).	5-3
Tabela 5.4	Propriedades da madeira de pinho bravo obtidas em ensaios de compressão quasi-estáticos (de Jesus *et al.*, 2006).	5-4
Tabela 5.5	Resultados gerais das simulações em regime elástico (compressão longitudinal).	5-8
Tabela 5.6	Resultados gerais das simulações em regime elástico (compressão radial).	5-9
Tabela 5.7	Modelos de elementos finitos calibrados de acordo com o módulo de fundação elástico (K_1).	5-10
Tabela 5.8	Estimativa das cargas de rotura.	5-13
Tabela 5.9	Valores das tensões de cedência do pinho bravo e quocientes usados no modelo de plasticidade de Hill.	5-21
Tabela 6.1	Propriedades de fractura (Oliveira *et al.*, 2009).	6-12

Lista de Acrónimos

APDL	Ansys Parametric Design Language
CFRP	Carbon Fiber Reinforced Plastic
CV	Coeficiente de Variação
DP	Desvio Padrão
DVW	Densified Veneer Wood
EC5	Eurocódigo 5
EN	European Standard
EYM	European Yield Model
FRP	Fibre-Reinforced Plastic
GFRP	Glass Fiber Reinforced Plastic
LEFM	Linear Elastic Fracture Mechanics
LVDT	Linear Variable Differential Transformer
FEM	Finite Element Method
MF	Mecânica da Fractura
NDS	National Design Specification
TRM	Teoria da Resistência dos Materiais
UBI	Universidade da Beira Interior
UTAD	Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro

Capítulo 1

Introdução e objectivos

1.1 Introdução

O uso de madeira para estruturas de construção moderna está cada vez mais implicado com a resposta às preocupações relacionadas com os desafios à mudança climática global, com o esgotamento das reservas das energias fósseis e com uma crescente perda de biodiversidade. Em regiões onde se pratiquem políticas florestais sustentáveis, a madeira oferece um meio único de construção que aborda simultaneamente os três desafios referidos em cima. Uma gestão responsável das florestas é apoiar a conservação da biodiversidade, proporcionar o uso de materiais estruturais com recurso mínimo a combustíveis fósseis, contribuindo para uma redução das emissões de carbono (CEI-Bois, 2006). Portanto, são bem-vindos estudos que contribuam para ampliar a base de conhecimento sobre o comportamento das estruturas de madeira, a fim de promover cada vez mais, a utilização deste valioso recurso.

As ligações de qualquer sistema estrutural desempenham um papel significativo na definição da forma, volumetria e estética da estrutura global, e isto é particularmente verdade em estruturas de madeira onde as dimensões dos membros são normalmente determinadas pelo tamanho das ligações. Portanto, tratando-se de uma estrutura de madeira, as ligações utilizadas para unir os elementos estruturais são responsáveis pela execução com sucesso de uma solução de projecto eficiente e também por uma implicação significativa no custo da estrutura. Neste sentido, um projecto eficiente das ligações é importante para manter mínimos os custos financeiros e, ao mesmo tempo, satisfazer as exigências da arquitectura e engenharia aplicadas a uma estrutura.

Actualmente para facilitar a montagem e desmontagem no local de implantação das estruturas, são essenciais sistemas de ligação não permanentes. Neste sentido, as ligações do tipo cavilha são as mais comuns nas estruturas de madeira. Todavia, a singularidade destas ligações, devida, quer à combinação de materiais distintos, madeira e aço, quer à elevada anisotropia de algumas espécies de madeira, obriga a que o conhecimento do comportamento mecânico das ligações do tipo cavilha, governado por vários factores geométricos, materiais e de carga, seja fundamental para a sua utilização eficiente. Com vista ao aumento da eficiência de ligações de madeira do tipo cavilha, várias técnicas de reforço têm sido propostas e o desempenho mecânico destas soluções de reforço tem sido demonstrado com base em estudos experimentais.

Na Europa, a norma de projecto de ligações de madeira, onde se incluem as ligações do tipo cavilha, é orientado pelas disposições do Eurocódigo 5 (EC5). Esta norma baseia-se no modelo

proposto por Johansen (1949) e é conhecido por European Yeld Model (EYM). As ligações de madeira do tipo cavilha têm sido abordadas pelo EYM, que, apoiado numa base empírica admite comportamento elástico–plástico perfeito, quer para a madeira, quer para o elemento ligador e considera que a resistência ao esmagamento localizado é uma propriedade do material, quando na verdade é a combinação de várias características geométricas e materiais. Em geral, são necessários inúmeros ensaios para medição da resistência ao esmagamento de modo a verificar todos os parâmetros influentes. Além disso, o modelo proposto por Johansen apenas prevê modos de rotura dúcteis, deixando por tratar, as roturas frágeis observadas em ligações de madeira seja com um único ou múltiplos ligadores e não permite o tratamento de ligações reforçadas.

Em alternativa, a fim de ultrapassar as lacunas do EYM no que respeita ao estudo de ligações do tipo cavilha, têm sido propostos modelos 2D baseados quer em modelos de viga sob fundação, quer em modelos de EF. No entanto, tem sido reconhecido que estes apenas produzem previsões aproximadas para situações extremas: peças de madeira muito finas ou muito espessas. Tipicamente, as ligações do tipo cavilha constituem problemas tridimensionais que têm de ser modelados adequadamente. Apenas um número reduzido de modelos de elementos finitos 3D pode ser encontrado na literatura, aplicáveis às ligações.

Muitas questões relativas à modelação por elementos finitos são controversas, nomeadamente a escolha do modelo constitutivo apropriado para a madeira e os critérios de rotura. No entanto, a modelação numérica do comportamento mecânico de ligações possibilita uma abordagem mais flexível, sendo um passo significativo e positivo para o desenvolvimento da engenharia aplicada às estruturas de madeira.

1.2 Objectivos

É fundamental, para o uso da madeira como material estrutural, conhecer com rigor as suas leis de comportamento mecânico. Porém, a identificação experimental e a modelação do comportamento mecânico da madeira é um problema em aberto, devido à sua variabilidade, heterogeneidade e anisotropia naturais. Nesta dissertação deverão ser propostas abordagens inovadoras para a modelação do comportamento mecânico de ligações do tipo cavilha de peças de madeira, recorrendo a modelos de elementos finitos. Pretende-se modelar quer o comportamento não linear dúctil das ligações, quer os comportamentos quase frágeis, caracterizados por propagação instável de fendas, sendo estes últimos os mais preocupantes, pois não são cobertos pelo modelo europeu de cedência adoptado pelas normas de projecto actuais.

Adicionalmente este estudo tem como objectivo o desenvolvimento de uma técnica de reforço para as ligações com cavilhas, baseada na utilização de insertos metálicos colados entre as peças de madeira e os ligadores. Esta técnica é uma inovação nas estruturas de madeira, esperando-se que permita, para além de ganhos de resistência, a realização de

juntas com uma rigidez mais controlada, que é um problema que até hoje tem impedido a exploração das vantagens teóricas das estruturas estaticamente indeterminadas. Com efeito, nas ligações tradicionais, o controlo da folga entre as cavilhas e os furos é deficiente, pois é dependente da variabilidade das propriedades mecânicas e físicas da madeira, e das condições ambientais. A utilização de insertos metálicos colados permitirá ter maior controlo sobre a folga entre o furo e a cavilha.

O estudo a desenvolver deverá ser aplicado à madeira de pinheiro bravo (*Pinus pinaster* Ait.), que é uma das espécies mais abundantes na floresta Portuguesa. Apesar de já existir na literatura informação relevante sobre propriedades mecânicas desta espécie de madeira, baseadas em ensaios de provetes de madeira limpa, existe pouca informação sobre o comportamento mecânico de ligações realizadas nesta espécie de madeira.

1.3 Estrutura da tese

A presente tese é constituída para além deste, por mais seis capítulos. No Capítulo 2 apresenta-se uma revisão da literatura referindo-se os avanços relacionados quer com o estudo numérico quer com o estudo experimental, proposto neste trabalho, visando a caracterização do comportamento mecânico de ligações do tipo cavilha. Fornece ainda informação importante para a compreensão da motivação que levou à realização desta tese.

Nos Capítulos 3 e 4 apresenta-se a descrição do programa experimental realizado no âmbito dos objectivos da presente tese. No Capítulo 3 expõe-se o trabalho experimental levado a cabo para caracterizar a resistência ao esmagamento e módulo de fundação da madeira de pinheiro bravo, através de ensaios de esmagamento normalizados. Este tipo de informação é essencial no projecto de ligações de acordo com as normas actuais de projecto, tais como as previstas no EC5. No Capítulo 4 apresenta-se o programa experimental realizado para avaliar o comportamento mecânico de um detalhe estrutural, materializado por uma ligação de três elementos de madeira justapostos e dispostos em T, ligados por uma cavilha em aço. Para além disso, no âmbito dos objectivos deste trabalho, os programas experimentais dos Capítulos 3 e 4 incluíram a investigação de uma técnica de reforço baseada na colagem de insertos metálicos. Em ambos os capítulos, para além de serem apresentados os procedimentos experimentais adoptados, são expostos os resultados obtidos, é realizada a análise e discussão de resultados, incluindo a avaliação do desempenho mecânico da técnica de reforço proposta. Por fim são extraídas conclusões e obtidas informações importantes para a concretização dos modelos numéricos. Os resultados apresentados são usados posteriormente na validação das previsões dos modelos numéricos.

O Capítulo 5 apresenta um procedimento numérico para previsão do comportamento da madeira de pinheiro bravo, quando sujeita aos ensaios de esmagamento apresentados no Capítulo 3. Numa primeira fase, assumindo-se comportamento elástico, quer para os

elementos de madeira, quer para o ligador metálico, procurou-se modelar a rigidez inicial do ensaio e calibrar o modelo de contacto aplicado entre estes dois materiais tão distintos. Numa segunda fase, aproveitando a modulação feita no regime linear, recorreu-se a um modelo de plasticidade para modelar a resposta dos ensaios de esmagamento até à rotura, caracterizados por comportamentos não lineares dúcteis. O modelo de plasticidade usado, disponibilizado no código comercial de elementos finitos ANSYS®, foi baseado na teoria de plasticidade proposta por Hill, para materiais anisotrópicos.

No Capítulo 6 está exposto o trabalho numérico realizado para simular o comportamento mecânico da ligação em T ensaiada no Capítulo 4. Os ensaios desta ligação, devido à disposição dos seus membros de madeira, resultaram em dois modos de rotura distintos: dúcteis, com patamares de cedência, nos membros centrais, e frágeis, nos membros laterais. Perante esta constatação, a modelação numérica desta ligação teve vários desenvolvimentos: no início foi realizada uma análise usando exclusivamente modelos de plasticidade; numa fase intermédia foi implementado um modelo de dano coesivo com o intuito de simular as roturas frágeis que caracterizam o comportamento das peças laterais da ligação; por fim o modelo numérico passou a integrar simultaneamente os modelos de plasticidade e de dano coesivo. O modelo de dano coesivo manteve-se implementado exclusivamente nas peças laterais, através de uma interface coesiva; o modelo de plasticidade foi implementado em duas etapas, primeiro apenas à peça central, depois extensivo a todos os membros de madeira da ligação. O modelo de dano coesivo aplicado, baseado na teoria da Mecânica da Fractura, também foi disponibilizado pelo código comercial de elementos finitos ANSYS®.

No Capítulo 7 apresentam-se as principais conclusões dos trabalhos experimentais e numéricos desenvolvidos nesta tese, assim como propostas de trabalhos futuros.

Finalmente, no Anexo A apresenta-se um complemento experimental importante ao estudo de ligações por cavilha; no Anexo B estão expostos resultados experimentais complementares dos ensaios de esmagamento.

1.4 Publicações

No âmbito do trabalho desenvolvido nesta tese foram publicados alguns artigos em revistas da especialidade e em actas de congressos, dos quais se destacam os seguintes:

Cristóvão L. Santos, Abílio M.P. de Jesus, José J.L. Morais, Bruno F.C. Fontoura, “A comparison of strengthening solutions for dowel-type wood connections”. Construction and Building Materials (2013) 46, 114–127.

Cristóvão L. Santos, Abílio M.P. De Jesus, José J.L. Morais, José L.P.C. Lousada, "A comparison between the EN 383 and ASTM D5764 test methods for dowel-bearing strength assessment of wood". Strain (2010) 46, 159-174.

Cristóvão L. Santos, Abílio M.P. De Jesus, José J.L. Morais, José L.P.C. Lousada, "Quasi-static mechanical behaviour of a double-shear single dowel wood connection". Construction and Building Materials (2009) 23, 171-182.

C. L. Santos, A. M. P. de Jesus, J. J. L. Morais, E. R. M. A. Queirós, A. M. V. Lima, "Desenvolvimento de soluções de reforço em ligações de madeira do tipo cavilha". Mecânica Experimental, ISSN 1646-7078, 2011, Vol. 19, Pgs. 45-54

Cristóvão L. Santos, Abílio M.P. De Jesus, José J.L. Morais, José L.P.C. Lousada, "Bearing properties of portuguese pine wood beneath a laterally loaded dowel". Revista Ciência e Tecnologia dos Materiais, Vol. 20, n.º1/2, 2008, ISSN 0870-8312.

C.L. Santos, A.M.P. de Jesus, J.J.L. Morais, E.R.M.A. Queirós, A.M.V. Lima, "Development of a strengthening solution for dowel-type connections". Iberian Conference on Fracture and Structural Integrity, Porto (Portugal), March 17-19, 2010.

Cristóvão L. Santos, Abílio M. P. de Jesus, José J.L. Morais, Nuno J.P. Santos, "Development of a strengthening solution for dowel type connections based on glued metallic inserts". 20th International Congress of Mechanical Engineering, Gramado, RS, Brazil November 15-20, 2009.

Capítulo 2

Revisão bibliográfica

2.1 Introdução

As ligações entre elementos estruturais são frequentemente um dos elementos mais críticos no projecto e no desempenho das estruturas de madeira. Segundo Itany e Faherty (1984) cerca de 80% das falhas em estruturas de madeira têm início nas ligações. As ligações são pois cruciais na determinação da capacidade de carga das estruturas que integram, pelo que o conhecimento rigoroso do seu comportamento mecânico é particularmente importante para o projecto das estruturas de madeira seguras e eficientes.

A caracterização do comportamento mecânico das ligações do tipo cavilha é um tema de investigação actual, no campo da mecânica experimental e numérica. A abordagem experimental é fundamental para a validação de modelos numéricos, mas é limitada pelos elevados custos, permitindo apenas examinar o efeito de um número reduzido de combinações dos parâmetros que influenciam o desempenho da ligação. A análise numérica considera a ligação como um conjunto de componentes elementares, com seu próprio comportamento mecânico, sendo capaz de avaliar o efeito de um maior número de parâmetros e permitindo a modelação paramétrica de diversos tipos de ligações.

A revisão da literatura apresentada neste capítulo centra-se principalmente no uso e análise de ligações de madeira com ligadores do tipo cavilha. Numa primeira fase, serão revistos alguns aspectos de carácter mais tecnológico e os problemas associados ao projecto de ligações de madeira por cavilha. Serão também revistos os modos de rotura mais frequentes neste tipo de ligações e os benefícios decorrentes da aplicação de técnicas de reforço propostas por diversos autores. Numa segunda fase será feita uma revisão dos trabalhos de modelação numérica deste tipo de ligações. Esta revisão focará em especial a modelação tridimensional com modelos de contacto e de previsão de rotura, seja com critérios baseados em teorias de plasticidade para comportamentos mais dúcteis, seja com modelos coesivos para simulação de comportamentos mais frágeis.

2.2 Ligações em estruturas de madeira

Desde os tempos mais remotos que o Homem usa a madeira como material estrutural, e desde logo surgiu a necessidade de ligar os diversos elementos estruturais de madeira para garantir a estabilidade das construções. Actualmente as estruturas adquiriram uma grande complexidade e novas técnicas de ligação foram desenvolvidas de modo a garantir a adequada

transferência de esforços entre os elementos de madeira. Apesar de ter sido desenvolvida uma enorme diversidade de técnicas de ligação, subsistem ainda muitas lacunas na previsão do seu comportamento, quando sujeitas a acções de curta ou de longa duração, combinadas com os efeitos da humidade e da temperatura. Tendo em conta o actual estado do conhecimento, não se consegue estabelecer com verdadeiro rigor a capacidade resistente das ligações, obrigando a projectos de ligações conservadores (CEN1995-1-1, 2004; ANSI/AF&PA, 2005), que conduzem a um aumento do custo e da ineficiência das estruturas.

Associado ao conhecimento deficiente sobre o comportamento das ligações, acresce o facto de estas serem pontos críticos nas estruturas de madeira, uma vez que estão sujeitas a esforços e tensões localizadas, constituindo zonas propícias à iniciação de fendas. Assim, as ligações exigem uma atenção redobrada de modo que a resistência e estabilidade global da estrutura não seja posta em causa. A competitividade de uma estrutura de madeira, em relação a estruturas de outros materiais de construção, pode ser determinada pela eficiência das ligações.

Os vários tipos de ligações existentes podem ser classificados relativamente a diversos aspectos. No que diz respeito ao factor temporal, podem fazer-se duas distinções: as ligações clássicas e as ligações modernas. Quanto ao tipo de tecnologia empregue, podem ter-se ligações por entalhe (ligações tradicionais), ligações mecânicas (que recorrem a elementos metálicos para a junção dos elementos) e ligações coladas (através do recurso a adesivos estruturais).

Os materiais constituintes de uma ligação em madeira são o aço, os derivados de madeira, e naturalmente a madeira maciça. A evolução das ligações tradicionais de madeira-madeira para o uso de outros materiais deveu-se principalmente à necessidade de aligeiramento das estruturas e ao mesmo tempo garantir uma boa transmissão de esforços e uma melhor estabilidade da ligação.

Nas ligações modernas, o progresso no domínio das ligas metálicas, fez com que os ligadores mais utilizados passassem a ser os metálicos. É natural que o interesse no estudo e desenvolvimento dos ligadores seja enorme, com o aparecimento de diferentes ligadores que vão desde o simples prego, às placas metálicas denteada e aos varões de compósitos reforçados com fibras. A seguir descrevem-se sucintamente as diversas ligações, no que respeita à tecnologia empregue.

As ligações coladas têm beneficiado de novas gerações de adesivos estruturais, tendo hoje um papel importante na reabilitação de estruturas de madeira, em detrimento das ligações mecânicas. Este incremento na utilização das ligações coladas está relacionado com as suas vantagens, entre as quais se inclui uma maior distribuição das tensões por toda a superfície de contacto, provoca nenhum ou pouco dano nos elementos a ligar, reduzido acréscimo de

peso da estrutura, uma resistência à fadiga superior a qualquer outro tipo de ligação, capacidade de ligar diferentes materiais e potencial para reduzir os custos de mão-de-obra. Apesar destas vantagens, a tecnologia de ligação por colagem requer alguns cuidados, nomeadamente o cuidado no controlo do teor de humidade da madeira e a preparação prévia das superfícies a colar. Relativamente à operação de colagem propriamente dita, é importante controlar a quantidade de cola, bem como a temperatura de colagem, a pressão e o tempo de cura recomendados pelos fabricantes dos adesivos. Entre as limitações das ligações coladas inclui-se o facto de serem ligações permanentes e a dificuldade de previsão da sua durabilidade (Custódio *et al.*, 2009).

Um outro aspecto limitante da maior utilização das ligações coladas na construção em madeira tem a ver com a questão do dimensionamento. De facto, o dimensionamento de ligações coladas não está previsto na norma de projecto EC5 (CEN1995-1-1, 2004), sendo a análise da resistência da ligação essencialmente baseada em ensaios experimentais. Existem alguns modelos analíticos provenientes de alguns estudos já desenvolvidos, mas ainda com um âmbito de aplicação muito restrito (Aicher, 2003).

A tecnologia de ligação por colagem é mais usada na produção de elementos de madeira lamelada colada, do que propriamente na ligação de elementos estruturais. A sua utilização em nós estruturais deverá, em princípio, ser realizada em conjunto com outros elementos de ligação mecânica. Na Fig. 2.1 podem ver-se alguns exemplos de ligações coladas.

Nas ligações tradicionais uma peça de madeira une-se directamente a outra, usualmente sem elementos auxiliares, mediante um trabalho de carpintaria. Este tipo de ligações transmite bem os esforços de compressão e corte, mas não admite a inversão de solicitações. Além disso, estas ligações têm a desvantagem de reduzir a secção efectiva das peças e induzir fenómenos de concentração de tensões na zona do entalhe, obrigando à utilização de elementos sobredimensionados. Existem múltiplos tipos de ligações tradicionais, dependendo dos costumes e tradições de carpintaria das diferentes zonas geográficas. O projecto deste tipo de ligações não está previsto no EC5, baseando-se frequentemente na experiência dos artesãos e podendo eventualmente regular-se por normas de projecto próprias de cada país. Na Fig. 2.2 estão expostos alguns exemplos de ligações de carpintaria.

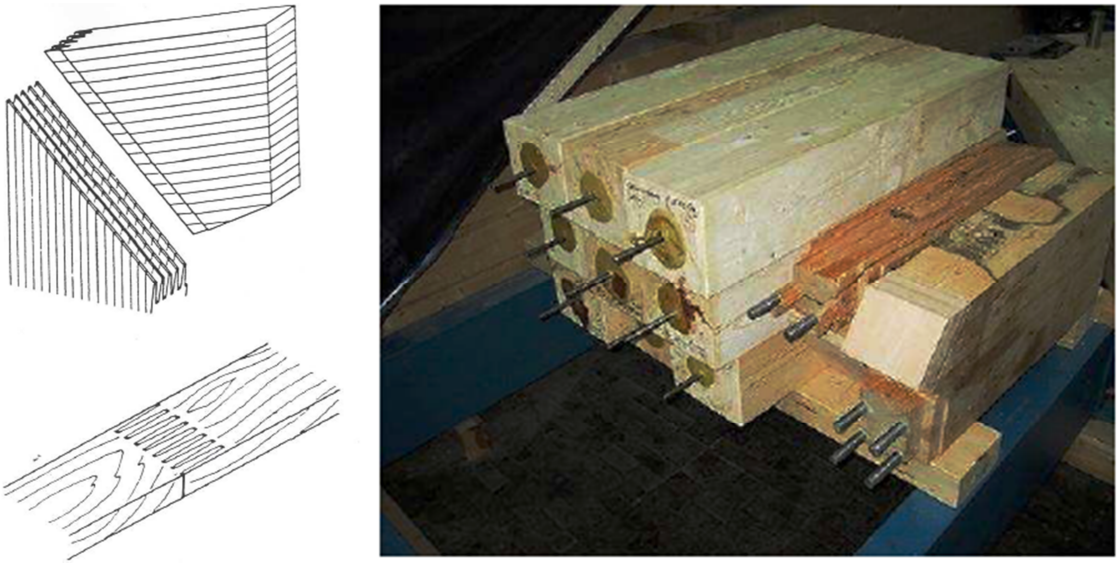


Figura 2.1 - Exemplos de ligações coladas (Eurocodes, 2008).

Em estruturas tradicionais de madeira, por forma a melhorar o contacto entre os elementos ligados, por vezes são empregues elementos metálicos. O uso destes elementos, para além de prevenir as deformações no plano ortogonal à estrutura, tem o objectivo de garantir a estabilidade da ligação face à inversão do sentido dos esforços. Nas zonas sísmicas, em particular, o reforço pode prevenir a degradação da resistência da ligação e evitar a perda de contacto entre os elementos ligados. Braçadeiras, esquadros e varões metálicos representam as soluções de reforço mais vulgares em ligações tradicionais de madeira (Branco *et al.*, 2008). Na Fig. 2.3 estão esquematizados alguns reforços usados em ligações tradicionais do tipo entalhe.

Nas ligações mecânicas utilizam-se ferragens diversas para a transmissão de esforços (por exemplo, pregos, parafusos, cavilhas e chapas). Entre elas podem distinguir-se dois tipos de ligação, em função do modo de transmissão dos esforços (Arguelles e Martitegui, 2000). O primeiro tipo é a ligação por cavilha, e corresponde aos pregos, aos parafusos de enroscar, aos parafusos de atarraxar com porca e aos pinos. O esforço transmite-se de uma peça para a outra por flexão e corte do ligador, e por tensões de corte na madeira. O segundo tipo de ligação mecânica é conhecido por ligação de superfície, onde os esforços se transmitem por distribuição numa maior área de contacto, podendo assim transmitir maiores cargas. São exemplos deste tipo de ligação as placas circulares denteadas e os anéis metálicos.

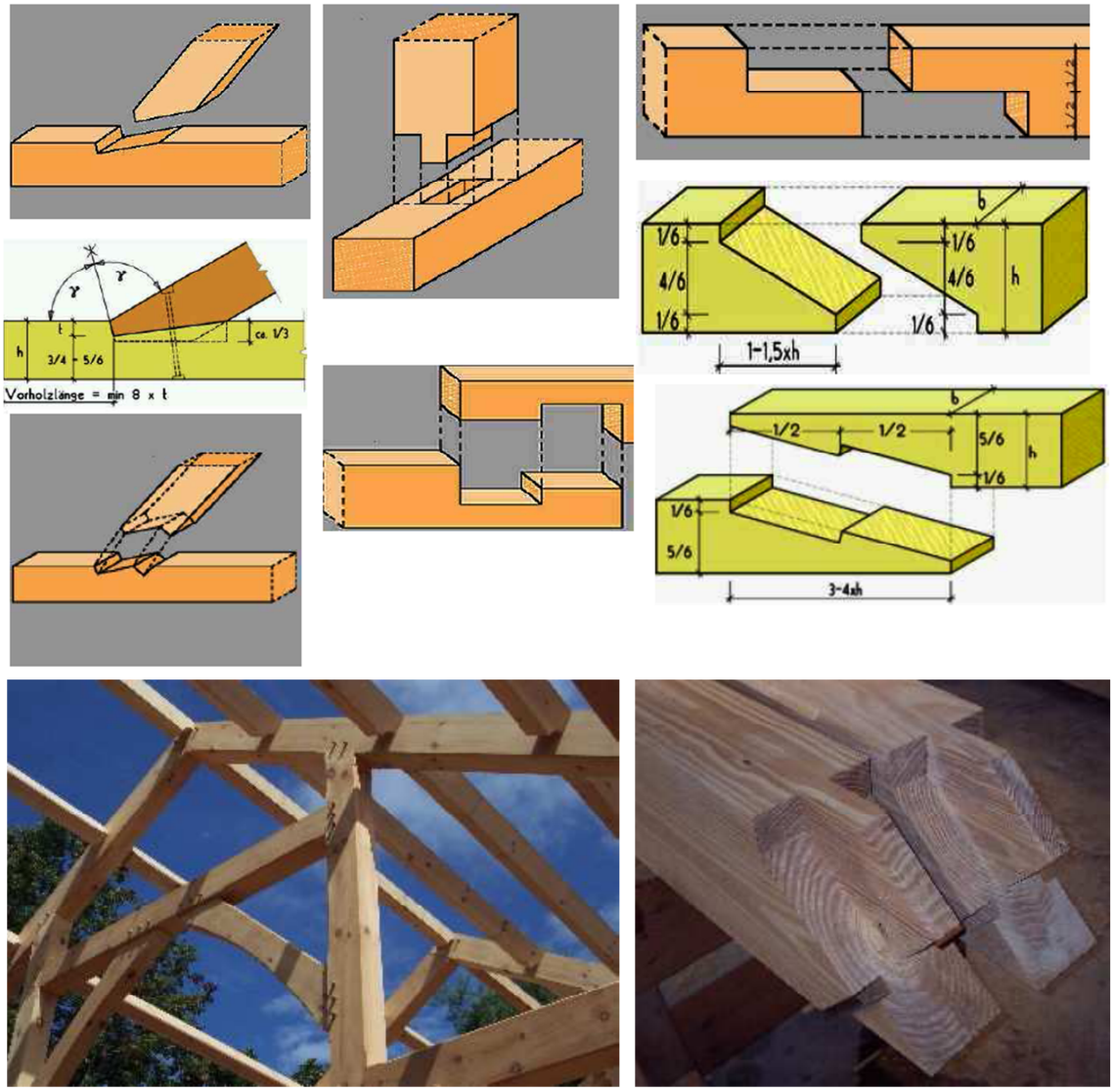
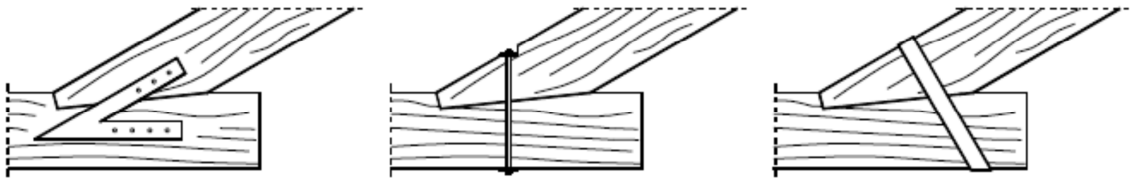


Figura 2.2 - Exemplos de ligações tradicionais de madeira (Eurocodes, 2008).



(a) Esquadro (b) Varão (c) Braçadeira

Figura 2.3 – Ligação tradicional reforçada (três soluções) (Branco *et al.*, 2008).

Pregos, parafusos de enroscar, parafusos de atarraxar com porca, cavilhas e outros tipos de ligadores cuja forma geométrica seja cilíndrica e com o comprimento bastante superior ao diâmetro, têm características de funcionamento idênticas e são englobados na designação genérica de ligadores do tipo cavilha, para efeitos de cálculo, salvaguardando disposições construtivas particulares (Mendes, 1994).

Os pregos constituem o método de ligação mais comum entre elementos de madeira. Comercializam-se numa variada gama de tamanhos, formas e diâmetros. A forma mais comum é o prego liso, mas também se pode encontrar pregos com frisos e com forma helicoidal (Fig. 2.4a). Normalmente têm uma secção circular com diâmetros entre 2 mm a 8 mm e um comprimento entre 30 mm a 180 mm. O material usado para a fabricação dos pregos é normalmente o aço, podendo ser aço inoxidável. Para os pregos lisos de aço que são produzidos por trabalho a frio de arame, que lhe confere uma resistência elevada, o EC5 indica 600 MPa como valor mínimo de referência da resistência à tracção (Larsen, 2003). As ligações pregadas são simples de executar e apropriadas para estruturas sujeitas a cargas leves e a ligações formadas por elementos de pouca espessura, onde são bastante efectivos e relativamente baratos. O desempenho dos pregos, tanto à resistência lateral como ao arrancamento, pode ser melhorado pela deformação mecânica do prego liso, criando-lhe frisos circulares ou helicoidais. Estes novos tipos de pregos vêm melhorada principalmente a resistência ao arrancamento quando comparado com os pregos lisos.

Os parafusos de enroscar são usados no lugar dos pregos em aplicações que requerem maiores capacidades e onde a resistência ao arrancamento seja um factor importante. Podem ser usados em ligações madeira-madeira, mas são especialmente adequados a ligações aço-madeira e em ligações de derivados de madeira-madeira. São constituídos por um fuste com uma espiga parcialmente roscada na ponta, com diâmetros que variam entre 6 e 20 mm, e com comprimentos entre 25 e 300 mm (Fig. 2.4b). Quando usados em ligações de peças de madeira de resinosas e o seu diâmetro, d, é igual ou inferior a 6 mm, não é necessária pré-furação. Quando o diâmetro é superior a 6 mm em ligações de madeira de resinosas, e em qualquer diâmetro em ligações de madeira de folhosas, é necessário pré-furação, conforme o disposto no EC 5: o furo para a parte lisa deve ter um diâmetro e um comprimento igual ao dessa parte; o furo para a parte roscada deve ter um diâmetro de aproximadamente 70% do diâmetro da parte lisa (CEN1995-1-1, 2004).

Os parafusos de atarraxar são constituídos por uma cabeça hexagonal ou semi-esférica e uma espiga parcialmente roscada, com diâmetros que variam de 8 a 30 mm (Fig. 2.4c). São usados principalmente em ligações que requerem resistências ao corte maiores que as alcançáveis com o uso de pregos ou parafusos de enroscar. Podem ser usados em ligações entre dois elementos, mas é comum ligarem três ou mais elementos, onde os elementos laterais podem ser tanto de madeira como de aço. Para facilitar a sua colocação, o EC5 admite que o diâmetro do furo de pré-furação pode ser superior até 1mm ao do próprio parafuso.

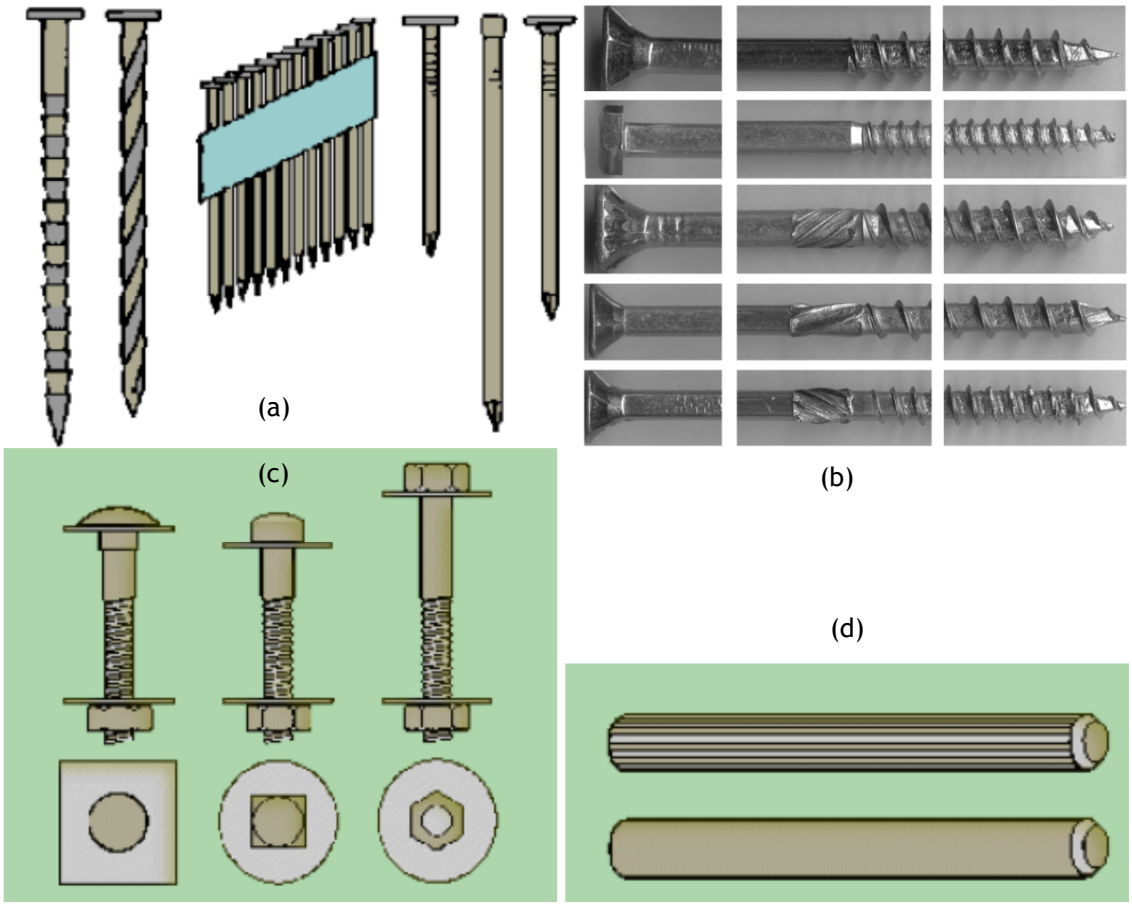


Figura 2.4 – Configurações típicas dos ligadores do tipo cavilha: (a) pregos; (b) parafusos auto-roscantes; (c) parafusos de porca; (d) cavilhas (ou pinos) (Eurocodes, 2008).

As cavilhas, ou pinos, são barras cilíndricas geralmente de aço, com diâmetros da ordem dos 6 a 25 mm e com ambas as extremidades biseladas (Fig. 2.4d). Tal como os parafusos de porca, as cavilhas são usadas para ligações que requerem consideráveis resistências de corte; contudo, não podem ser usadas em ligações que transmitam forças de arrancamento. Os pinos são utilizados em vez dos parafusos de modo a se conseguir uma melhor estética. O furo da pré-furação onde depois é alojado o pino não deve ter um diâmetro superior a este, pelo contrário, deve ser ligeiramente inferior (0,8 a 1 mm), introduzindo-se assim uma certa pressão que dá uma maior eficácia na transmissão dos esforços. No entanto esta pressão no momento da montagem pode originar algum esmagamento nas zonas dos furos.

Um conector é um elemento de fixação de forma circular ou rectangular que se introduz ajustado entre dois elementos de madeira, e é fixado por um parafuso que as atravessa, como está ilustrado na Fig. 2.5. A carga transmite-se por tensões de esmagamento entre a madeira e o conector. Os conectores utilizam-se para a transmissão de cargas mais elevadas e em peças de maior dimensão, onde um conector pode substituir vários elementos do tipo cavilha. Segundo a norma (CEN912, 2000), os conectores apresentam a seguinte classificação:

-*Tipo A* (conectores de anel): os anéis metálicos são conectores em forma circular e são construídos em liga de alumínio ou aço. São alojados no interior das peças de madeira a unir, através de entalhes pré-executados e são capazes de suportar maiores cargas do que as placas denteadas. O seu diâmetro varia entre 60 a 260 mm, e são usados apenas em ligações madeira-madeira. Os conectores são fixos por um parafuso e, ao contrário das placas denteadas, os parafusos não contribuem para a resistência lateral da ligação. A função do parafuso é assegurar que o ligador se mantém na posição correcta entre os elementos de madeira.

-*Tipo B* (conectores de placa): tal como os anéis, as placas são de forma circular, com diâmetros disponíveis entre 65 a 190 mm e são fixos por um parafuso através do orifício central. São usados quando é requerido uma ligação madeira-aço ou uma ligação madeira-betão, e quando a ligação é desmontável. Neste tipo de conectores a tensão de corte do parafuso é um elemento fulcral na transferência da carga lateral através da ligação, mas porque essa tensão de corte do parafuso excede sempre a resistência lateral do conector, o EC5 não impõe essa verificação. Assim, tal como o anel metálico, o parafuso que fixa o conector não contribui para a resistência lateral do conector.

-*Tipo C* (conectores dentados): as placas dentadas estão disponíveis fundamentalmente em formas circulares, octogonais e quadradas, com tamanhos a variar entre 38 a 165 mm. Existem 11 tipos de conectores deste tipo e que são referidos como C1,C2, …, C11, cada um caracterizado pela sua forma, pelo material e se é de única ou dupla face. Os conectores de uma só face são usados principalmente em ligações madeira-aço ou em ligações madeira-madeira, que tenham como imposição serem desmontáveis; os conectores de dupla face são adequados para ligações madeira-madeira, sem imposição de serem desmontáveis.

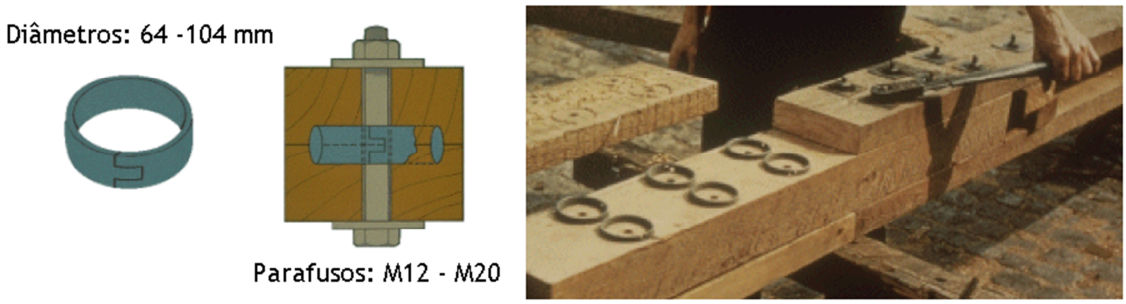


Figura 2.5 – Conectores (adaptado de Eurocodes, 2008).

-*Tipo D* (conectores de madeira): estes conectores, basicamente são discos de madeira com dupla conicidade, de tal modo que o diâmetro no plano central é maior. Os discos têm um orifício no centro para permitir a passagem do parafuso. Os conectores deste tipo são fabricados a partir de madeira de carvalho, com pelo menos 600 kg/m^3 de massa volúmica e humidade relativa no máximo de 18%. A direcção do fio destes discos de madeira deve ser perpendicular ao eixo do parafuso.

Resumidamente, em grande parte das ligações, a simples justaposição de dois elementos de madeira obriga a utilização de um terceiro elemento que permite assegurar a ligação propriamente dita. Esse terceiro elemento é determinante para a transmissão dos esforços, e ao mesmo tempo para garantir a estabilidade da ligação. Com esta importância, é natural que o interesse no estudo e desenvolvimento dos ligadores seja enorme. Nomeadamente as ligações do tipo cavilha (pregos, parafusos e pinos) têm sido preferencialmente utilizadas dada a sua fácil aplicação e produção. A principal diferença entre os pinos e os parafusos de porca reside no facto de estes últimos entrarem folgados no orifício previamente aberto, enquanto os pinos são introduzidas sobre pressão de forma a ficarem justos. Isto é, nos parafusos de porca, a força de aperto entre os elementos ligados é conferida pela compressão transversal nas faces exteriores por acção das anilhas, enquanto nas cavilhas essa força de aperto é transmitida ao longo da cavilha.

A aplicação das cavilhas recorre à tecnologia de pré-furação em conjunto com a cravação. Do ponto de vista estético, este tipo de ligação oferece grandes vantagens, uma vez que os acabamentos na superfície das peças ligadas são mais naturais que nas ligações com parafusos de porca. De entre os vários tipos de ligações, as ligações por pinos são as mais comuns nas estruturas de madeira (Racher, 1995). Neste trabalho todo o programa experimental e numérico envolve ligações por pinos.

O projecto de ligações de madeira com ligadores metálicos do tipo cavilha conduz a dois modos de rotura distintos: dúctil e frágil. O modo de rotura caracterizado pela menor capacidade estimada será o modo considerado no projecto. O Modelo Europeu de Cedência ("*European Yeld Model*") contempla os modos de rotura dúcteis e é um modelo empírico proposto originalmente por Johansen (1949). O EYM baseia-se no equilíbrio de forças, comparando a solicitação aplicada com a resistência ao esmagamento do membro estrutural ligado e com a resistência à flexão do ligador. Na Subsecção 2.2.1 apresenta-se uma discussão detalhada sobre o método do EYM no tratamento de ligações do tipo cavilha.

A abordagem inerente do EYM prevê que a ligação ruirá segundo um dos vários modos dúcteis propostos. Neste sentido, a resistência estimada de uma ligação do tipo cavilha com múltiplos ligadores é directamente proporcional ao número de elementos de ligação. No entanto, em ensaios de ligações com múltiplos ligadores, são observados com frequência modos de rotura frágeis para cargas inferiores às previstas pelo EYM (Quenneville e Mohammad, 2001). Esta

orientação sobre modos de rotura frágil será abordada pelo EC5, em conjunto com uma revisão bibliográfica mais alargada na subsecção 2.2.2.

2.2.1 Modelo Europeu de cedência (European Yeld Model - EYM)

A teoria de cedência teve origem no trabalho do cientista dinamarquês K. W. Johansen em 1941, inicialmente aplicada a ligadores de madeira. Oito anos depois, foi publicada, em inglês, uma versão abreviada do seu trabalho (Johansen, 1949). Algumas das suas investigações sobre ligações pregadas ficaram incompletas e durante anos os resultados permaneceram desconhecidos; Larsen (1977) concluiu e publicou essas obras.

A teoria convencional sobre cedência, incorporada no EYM, fornece um meio simples e confiável para o cálculo da capacidade de carga de ligações com ligadores metálicos. O modelo de cedência resultou de observações feitas na realização de ensaios experimentais dos modos possíveis de rotura de ligadores metálicos em ligações por cavilha com planos de corte simples e duplo. A definição dos modos de rotura foi inicialmente proposta por Johansen (1949), através das primeiras expressões para a capacidade da ligação usando as propriedades do material e a geometria da junta. Segundo Aune e Patton-Mallory (1986), mais tarde, o modelo de Johansen foi desenvolvido por Möller (1950), Siimes *et al*. (1954), Meyer (1957) e Aune (1966). Desde então, numerosos estudos têm sido realizados sobre a caracterização da resistência da madeira com ligadores do tipo cavilha.

Möller (1950) aplicou a teoria básica de cedência a ligações pregadas, sujeitas a corte simples e duplo. A sua investigação incluiu ligações simétricas e assimétricas de dois membros e apenas ligações simétricas de três membros. Também considerou o efeito de haver membros das ligações com diferentes resistências ao esmagamento. Embora os princípios que usou tenham sido introduzidos por Johansen 10 anos antes, a teoria de cedência sobre ligações pregadas é muitas vezes referida como "Teoria de Möller."

Posteriormente, Siimes *et al*. (1954), Mack (1960) e Aune (1966) verificaram experimentalmente a aplicação da teoria de cedência em ligações pregadas. Meyer (1957) discutiu o efeito do atrito. A contribuição do atrito normalmente não é considerada no projecto de ligações. Larsen e Reestrup (1969) investigaram ligações com parafusos, verificaram através de ensaios experimentais que a cedência dos parafusos tanto pode ocorrer na parte da espiga lisa como na parte roscada, pois têm que ser considerados diferentes valores do momento de cedência. Foram propostas e verificadas, fórmulas empíricas para o cálculo da capacidade de carga nessas circunstâncias.

Larsen (1973) desenvolveu o modelo de Johansen, tendo incluído vários modos de rotura para ligações de corte simples e duplo; promoveu o uso da teoria de cedência como base das normas de projecto dos países escandinavos. Norén (1974) fez uma análise resumida sobre as diferentes formulações desenvolvidas para os vários tipos de ligadores de madeira. Mais tarde

Larsen (1979) sugeriu a base teórica e aproximações para ligações aparafusadas propostas para a norma de projecto de estruturas de madeira CIB (1983).

Moss (1997) fez uma revisão da literatura sobre trabalhos de investigação experimentais e analíticos em ligações de membros de madeira com múltiplos parafusos, nos quais foi analisada a influência de factores geométricos. O comportamento mecânico de ligações de madeira é muito complexo e é influenciado pela geometria da ligação, pelo momento de cedência do ligador e pelas propriedades de esmagamento da madeira. É difícil realizar um estudo analítico que contemple as possíveis interacções entre parâmetros. Além disso, verificou que as distribuições de tensão a toda a espessura dos membros não são uniformes.

Muitos outros factores foram investigados com base no modelo de cedência. Hirai (1989) investigou a influência do método de ensaio de esmagamento e o diâmetro do ligador sobre a resistência ao esmagamento localizado e a rigidez. Fujita *et al*. (1995) examinou o efeito da distância aos bordos sobre as características de esmagamento em madeira lamelada colada e lamelado de madeira serrada. Sawata e Yasumura (2002) levaram a cabo um extenso número de ensaios de esmagamento, nas direcções paralela e perpendicular ao fio da madeira, com o objectivo de criar uma base de dados com resistências ao esmagamento localizado, para apoio ao projecto de ligações de madeira. Utilizaram duas espécies de madeira japonesa e cavilhas com vários diâmetros.

O modelo de cedência de Johansen é amplamente utilizado para prever a força de esmagamento em ligações de madeira do tipo cavilha, mas trata-se de um modelo limitado para prever um estado de carga limite. Em resumo, no EYM, as dimensões e a tensão de cedência do ligador, a resistência ao esmagamento localizado e a espessura dos membros de madeira, determinam o modo de cedência da ligação. Nas últimas décadas poucas alterações à essência do modelo têm sido propostas, destacando-se o trabalho de Miller *et al*. (2010), onde propõe a inclusão de um novo modo de rotura em cavilhas de madeira usadas nas ligações emalhetadas.

Para descrever os modos de cedência ocorridos em ligações de corte simples ou duplo, com diferentes materiais, dois casos gerais de cedência interna da cavilha foram apresentados por Larsen (1973) (Fig. 2.6). Basicamente, o caso 1 ilustra o esmagamento da madeira sob a rotação de um ligador de elevada rigidez; o caso 2 mostra a rotura combinada por flexão cavilha e por esmagamento localizado da madeira. Para formular as expressões para estes dois casos é necessário conhecer o comportamento de cedência do pino metálico e de rotura da madeira. A Fig. 2.7 mostra a curva momento-ângulo de rotação típica das cavilhas de aço macio, onde M é o momento de flexão e θ é o ângulo de rotação associado à flexão. A cedência do aço (dobragem), como mostra a Fig. 2.6b, normalmente simplifica-se e assume-se que o material é elasto-plástico ou, ainda mais simplificado, que é rígido-plástico. Na

formação de expressões gerais para os modos de rotura dos casos 1 e 2, Larsen (1973) adoptou esta última simplificação.

O comportamento de um ligador metálico no interior de uma ligação resulta da combinação de dois efeitos (Johansen, 1949). O primeiro é designado por efeito cavilha do ligador, e depende da sua resistência à flexão e da resistência ao esmagamento da madeira. O segundo designado por efeito de tracção axial, sendo originado pela dobragem do ligador, e dependente do aperto final do ligador e do atrito entre o ligador e a madeira (Fig. 2.8). O modelo de cedência baseia-se no primeiro efeito. O efeito de tracção axial é contabilizado no nas normas através da adição de um termo de resistência axial nas expressões do modelo de cedência.

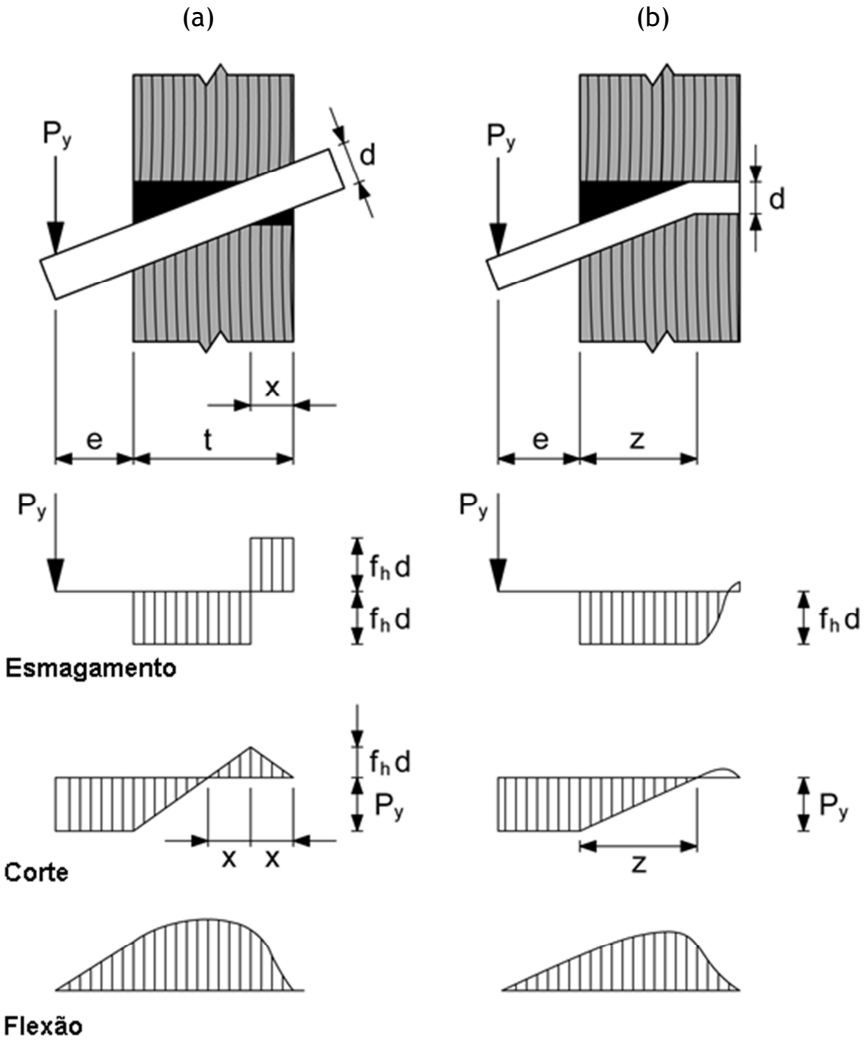


Figura 2.6 - Modos de rotura tipicos em ligações por cavilha metálicas (f_h - resistência ao esmagamento localizado): (a) Caso 1; (b) Caso 2 (adaptado de Thomson, 2010).

A resistência ao esmagamento localizado de uma peça de madeira sob a acção de uma cavilha metálica pode ser determinada usando um configuração de ensaio semelhante à mostrada na Fig. 2.9a. A resposta destes ensaios pode ser tipificada pela curva mostrada na Fig. 2.9b, onde *P* representa a força por unidade de espessura da peça de madeira. Esta força por unidade de espessura da peça de madeira pode ser expressa como $f_h d$, sendo *d* o diâmetro do ligador e f_h a resistência da madeira ao esmagamento localizado. Considerar a cavilha com comportamento rígido-plástico determina a capacidade de resposta da madeira ao esmagamento (Fig. 2.7).

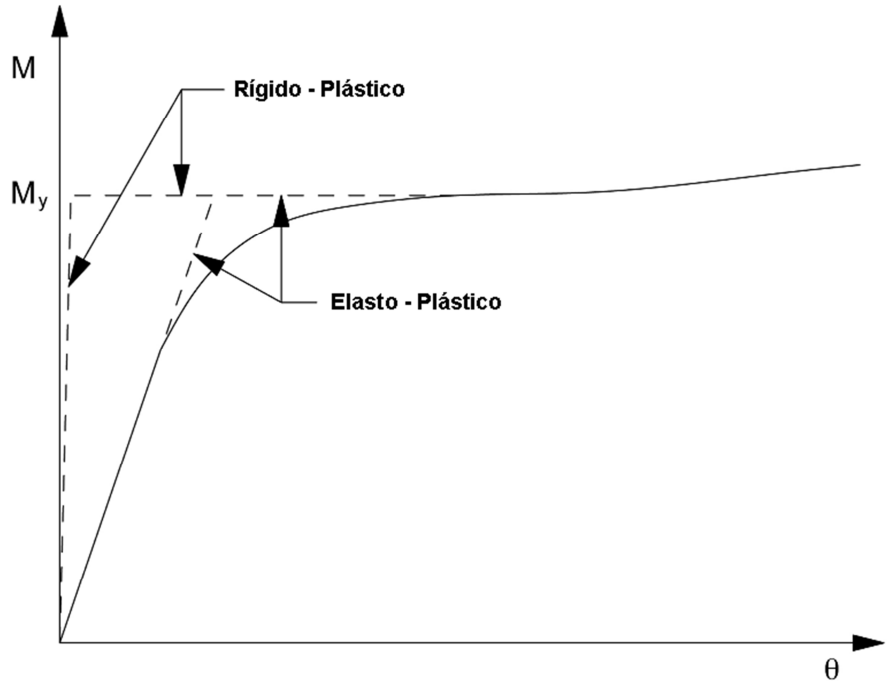


Figura 2.7 – Comportamento à flexão de cavilhas metálicas (adaptado de Larsen, 1973).

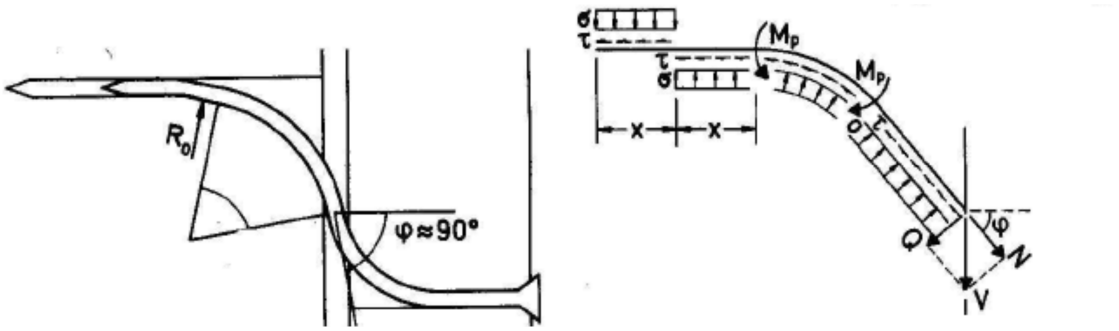


Fig. 2.8 – Efeito de tracção axial (Kuipers e Van der Put, 1982).

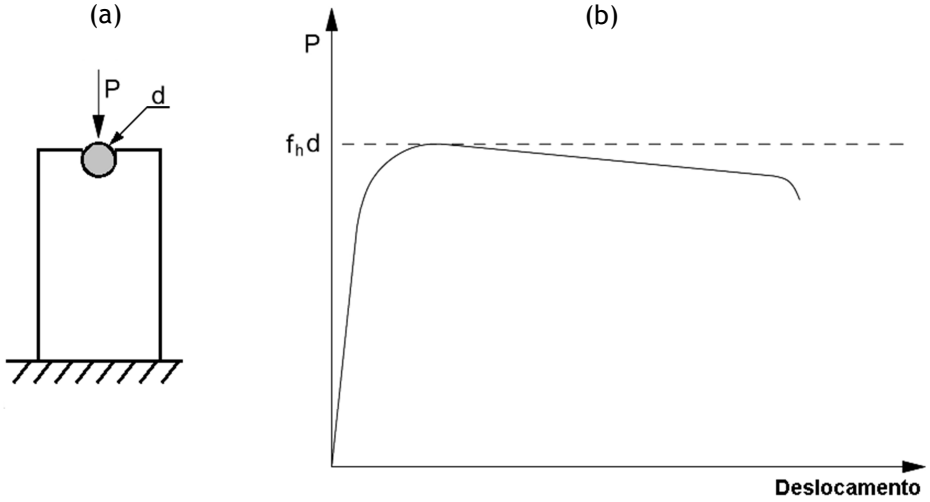


Figura 2.9 – Comportamento da madeira ao esmagamento por cavilha (adaptado de Thomson, 2010).

O modo de rotura da ligação no caso 1 (Fig. 2.6a) apresentado por Larsen (1973) aborda a ruína causada pela rotação de cavilha sobre um ponto ***x*** situado dentro da espessura da peça de madeira. Presume-se que o ligador é suficientemente rígido para que sofra apenas deformações elásticas insignificantes. Os esforços sobre a madeira e sobre a cavilha baseiam-se na hipótese de uma resposta rígida-plástica da madeira ao esmagamento. As equações que descrevem simultaneamente o equilíbrio das forças verticais e dos momentos depois de resolvidas dão a seguinte expressão para o cálculo do valor máximo de P_y (Fig. 2.6a):

$$P_y = \left[\sqrt{(t+2e)^2 + t^2} - (t+2e)\right] f_h d \qquad \text{(caso 1)} \tag{2.1}$$

onde t é a espessura da peça de madeira, e é a excentricidade da carga P_y sobre a cavilha, f_h é a resistência ao esmagamento da madeira e d é o diâmetro da cavilha.

Considerando a força de corte mostrada na Fig. 2.6 (caso 1), pode ser calculado o momento máximo aplicado na cavilha: $M_{max} = x^2 f_h d$. Neste caso verifica-se que $M_{max} \leq M_y$, sendo M_y o momento de cedência do ligador. No entanto, se for excedida a resistência à flexão da cavilha esta irá dobrar plasticamente ao longo do seu comprimento, originando o modo de rotura ilustrado no caso 2 (Fig. 2.6b). Este modo de rotura é a segunda forma generalizada da cedência de ligadores metálicos nas ligações de madeira. Ignorando os efeitos do atrito ao longo do comprimento do ligador, a resistência de cedência da ligação pode ser calculada utilizando a seguinte expressão:

$$P_y = \left[\sqrt{e^2 + \frac{2M_y}{f_h d}} - e\right] f_h d \qquad \text{(caso 2)} \tag{2.2}$$

Estes dois casos gerais de rotura do ligador constituem a base de todas as expressões do EYM, no que respeita a ligações de madeira do tipo cavilha, com um ou dois planos de corte. No âmbito desta tese, os modos de rotura investigados recaem sempre sobre o caso 1 (Fig. 2.6a). De facto, seleccionou-se um ligador metálico de elevada rigidez, de tal modo que nos ensaios experimentais nunca foi ultrapassado o seu momento de cedência à flexão.

2.2.2 Rotura frágil dos elementos estruturais

O EYM apenas prevê as cargas finais associadas a modos de rotura dúctil. No entanto, em ensaios experimentais de ligações de madeira por cavilha observam-se muitas vezes modos de ruina frágeis num dos seus membros, como os que estão esquematizados na Fig. 2.10 (Quenneville, 2008). Com o intuito de evitar estes modos de ruina frágeis, a maiorias das normas de projecto especificam regras baseadas em ensaios laboratoriais e na experiência de carpinteiros artesãos (Schmid e Blass, 2002). Normalmente estas regras prevêem espaçamentos mínimos entre os ligadores, e entre estes e os bordos das peças de madeira.

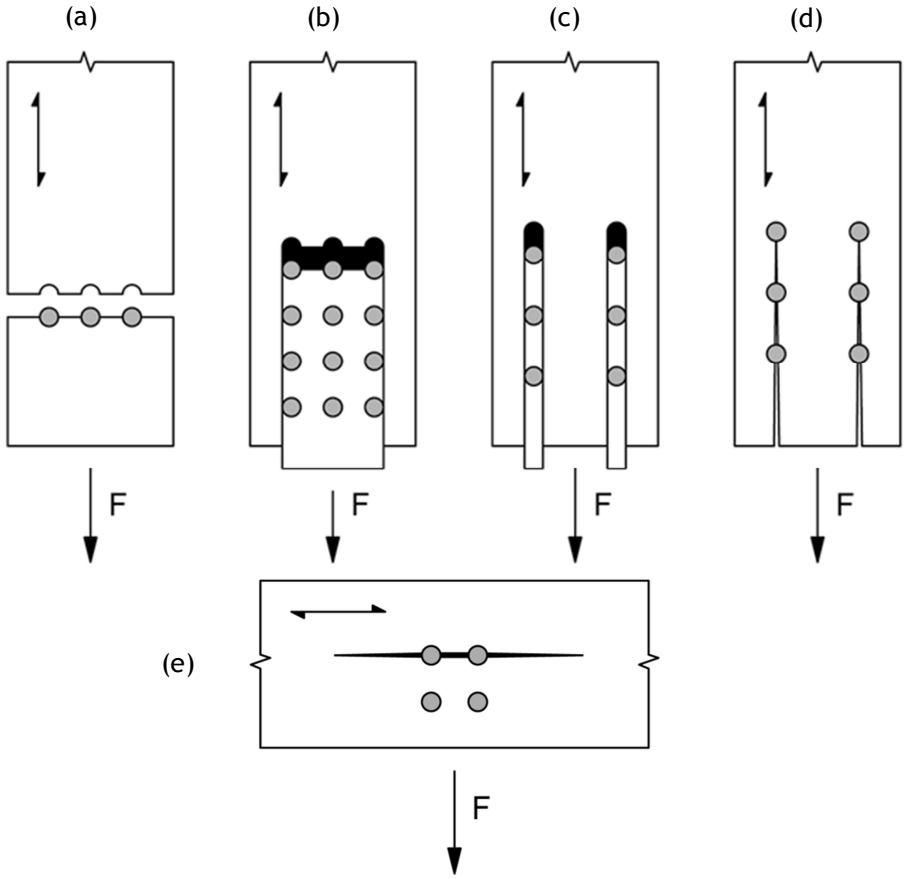


Figura 2.10 - Modos de rotura frágeis: (a) separação por tracção; (b) separação do grupo por corte (c) separação em linha por corte; (d) fissuração em linha; (e) fissuração por tensões normais ao fio (Quenneville, 2008).

Quenneville e Mohammad (2001) realizaram um extenso trabalho experimental para compreender os modos de rotura e resistência de ligações aparafusadas de aço – madeira, solicitadas na direcção paralela ao fio. Foram observados modos de rotura caracterizados por separação em linha por corte, separação do grupo por corte e modos de rotura por fissuração por tensões normais ao fio (Fig. 2.10). A análise de resultados para estes modos de rotura mostrou que a tensão de corte longitudinal observada na zona das fendas está relacionada com um factor que é função da menor distância (espaçamento entre ligadores ou distância aos bordos) e da espessura dos membros de madeira. A ocorrência de roturas frágeis por corte sugere que não há nenhuma vantagem ao nível das ligações estruturais, em prever diferentes espaçamentos entre ligadores e destes aos bordos das peças, uma vez que a menor das duas dimensões provocará a ocorrência de rotura frágil por corte (Quenneville e Mohammad, 2001).

A rotura por fissuração do fio da madeira, quando carregada na direcção perpendicular ao fio, coloca restrições particulares devido ao baixo valor da resistência da madeira nesta direcção quando comparada com a resistência na direcção paralela ao fio. No entanto, em situações particulares nas estruturas de madeira (por ex: ligações de nós de treliças) é difícil evitar a exposição das peças de madeira à carga nessa direcção. Foram publicados numerosos trabalhos sobre comportamento de ligações de madeira, com membros carregados na direcção perpendicular ao fio (Foschi, 1973; Ehlbeck *et al.*, 1989; Van der Put e Leijten, 2000; Quenneville e Mohammad, 2001; Ballerini e Rizzi, 2007). Em particular, destaca-se o trabalho desenvolvido por Van der Put e Leijten (2000) sobre a aplicação da mecânica da fractura linear elástica, que constituiu a base para o EC5 nesta matéria (Jensen, 2005). A aplicação de um modelo de mecânica da fractura já havia sido proposta para avaliar as roturas por fissuração do fio em vigas com entalhes por Blass *et al.* (1995), e mais tarde foi aplicada ao fenómeno da fissuração do fio em ligações (Van der Put e Leijten, 2000; Leijten e Van der Put, 2004).

A análise em termos de taxa crítica de libertação de energia (*G*) é o método da mecânica da fractura linear elástica que tem vindo a ser usado para descrever a propagação de fendas em vigas com entalhes, carregadas na direcção perpendicular ao fio. Para o caso apresentado na Figura 2.11, Van der Put e Leijten (2004) propuseram a seguinte equação:

$$\frac{V}{B\alpha h} = \frac{\sqrt{\frac{GG_C}{h}}}{\sqrt{0.6\alpha(1-\alpha)}} \tag{2.3}$$

onde $\alpha = h_e/h$, *V* é a força de corte máxima num dos planos da ligação, *b* é a espessura total dos membros de madeira carregados no plano de corte, *h* é a altura do membro carregado radialmente, h_e é a distância entre o bordo e centro do ligador mais distante, *G* é o módulo de corte e G_c é a taxa critica de libertação de energia.

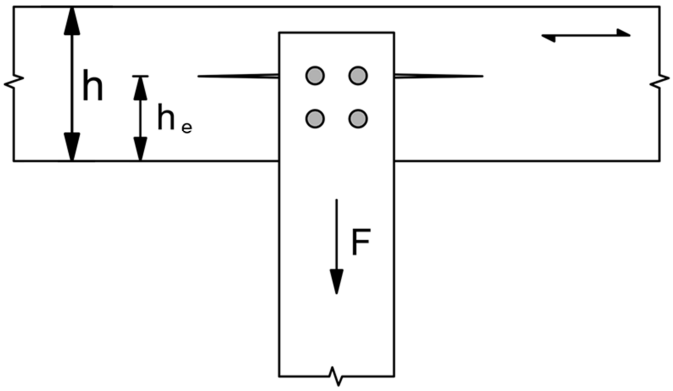


Fig. 2.11 – Rotura frágil caracterizada pela fissuração do fio em membros de ligações carregados perpendicularmente ao fio (adaptado de Leijten e Van der Put, 2004).

Com o intuito de conceber uma formulação geral a partir da equação (2.3), mais vocacionada para projecto, Leijten e Van der Put (2004) calibraram o parâmetro de fractura desconhecido $\sqrt{GG_c}$. Para facilitar a calibração, classificaram a rotura da madeira em quatro modos distintos, dois dos quais relativos à rotura por fissuração do fio. Estes modos de rotura estão ilustrados na Fig. 2.12 e são assim caracterizados:

- *A* – a ligação é muito mais resistente do que a força necessária à fissuração do fio da madeira, por conseguinte é sobredimensionada;
- *B* – a ligação está bem dimensionada, pois apresenta resistência equivalente à força necessária à fissuração do fio;
- *C* – o endurecimento da madeira após a cedência conduz a um deslocamento significativo, pelo que poderá ainda ocorrer rotura por fissuração do fio, embora não seja o mecanismo primário de rotura. Mesmo assim a ligação é considerada subdimensionada.
- *D* – em termos de projecto, a ligação está subdimensionada; o mecanismo de rotura não será por fissuração do fio da madeira.

Em resumo, as ligações em estruturas de madeira devem ser projectadas de modo a garantir um comportamento dúctil antes da rotura última. Porém, a madeira quando está sujeita a carregamentos na direcção perpendicular ao fio, oferece muito baixa resistência, exibindo um comportamento frágil. O EC5 prevê, para atenuar este efeito, distâncias mínimas entre os ligadores, e entre estes e os bordos das peças. No entanto, esta solução conduz a estruturas de madeira com membros sobredimensionados. Outro modo de atenuar as roturas frágeis incide na aplicação de reforços nas peças de madeira, nas zonas dos furos. o EC5 sugere a utilização de alguns reforços normalizados (por exemplo: anéis metálicos e de madeira; chapas denteadas). A secção seguinte apresenta uma revisão sobre o projecto de ligações de madeira com cavilhas metálicas, seja onde se preveja a ocorrência de roturas dúcteis, seja onde se preveja a ocorrência de roturas frágeis.

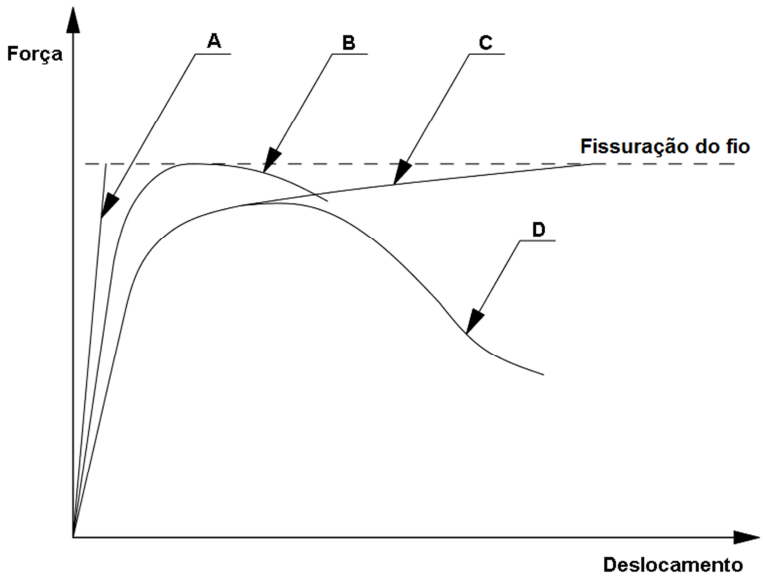


Fig. 2.12 – Rotura de ligações em função da resposta perpendicular ao fio (adaptado de Leijten e Van der Put, 2004).

2.3 Projecto de ligações com cavilhas metálicas

O EC5 (CEN1995-1-1, 2004) apresenta um conjunto de procedimentos que permitem estimar a resistência de ligações entre elementos estruturais de madeira. A determinação da resistência das ligações requer o conhecimento prévio da resistência ao esmagamento localizado da madeira utilizada, assim como a resistência à flexão dos ligadores. A resistência ao esmagamento localizado pode ser calculada através expressões empíricas fornecidas pelo próprio EC5 ou, em maior rigor, determinada usando ensaios experimentais conduzidos de acordo com a norma EN 383 (CEN383, 2007).

As equações propostas no EC5 são baseadas no Modelo Europeu de Cedência, também conhecido como modelo de Johansen (1949). Este modelo assume um comportamento elasto-plástico perfeito, quer para a madeira, quer para o elemento ligador, e considera que a resistência ao esmagamento localizado é uma propriedade do material, quando na verdade é a combinação de várias características geométricas e materiais. O modelo de Johansen, para além de ser bastante conservativo, tem a limitação de apenas prever roturas dúcteis, que incluem o esmagamento localizado na madeira, a cedência plástica na cavilha ou a combinação de ambos.

No âmbito deste trabalho são tratadas experimentalmente e por simulação numérica ligações do tipo cavilha, de duplo corte, compostas por três peças de madeira (capítulo 4). Por essa razão, apresenta-se aqui um resumo das equações de cálculo da resistência de ligações do tipo cavilha sujeitos a corte duplo, segundo o EC5. Os valores da resistência são fornecidos por plano de corte e por ligador.

Para ligações em que todas as peças são de madeira, ou em que uma peça central é madeira e as outras laterais são de derivados de madeira, ligadas através de um ligador tipo cavilha e com plano de corte duplo (Fig. 2.13), a capacidade resistente característica da ligação, $F_{v,Rk}$, resulta do menor valor obtido com as equações (2.4a) a (2.4d):

$$F_{v,Rk} = min. \begin{cases} f_{h,1,k} \times t_1 \times d & (2.4a) \\ 0.5 \times f_{h,2,k} \times t_2 \times d & (2.4b) \\ 1.05 \times \dfrac{f_{h,1,k} \times t_1 \times d}{2+\beta} \left[\sqrt{2\beta(1+\beta) + \dfrac{4\beta(2+\beta)M_{y,Rk}}{f_{h,1,k} \times d \times t_1^2}} - \beta \right] + \dfrac{F_{ax,Rk}}{4} & (2.4c) \\ 1.15 \times \sqrt{\dfrac{2\beta}{1+\beta}} \times \sqrt{2 M_{y,Rk} \times f_{h,1,d} \times d} + \dfrac{F_{ax,Rk}}{4} & (2.4d) \end{cases}$$

Onde:

- $F_{v,Rk}$ é a capacidade resistente característica da ligação por plano de corte e por ligador;
- t_1 *e* t_2 são as espessuras das peças de madeira ou derivados de madeira (ver Fig. 2.13);
- $f_{h,1,k}$ e $f_{h,2,k}$ são os valores característicos da resistência ao esmagamento localizado nas peças com espessuras t_1 e t_2, respectivamente;

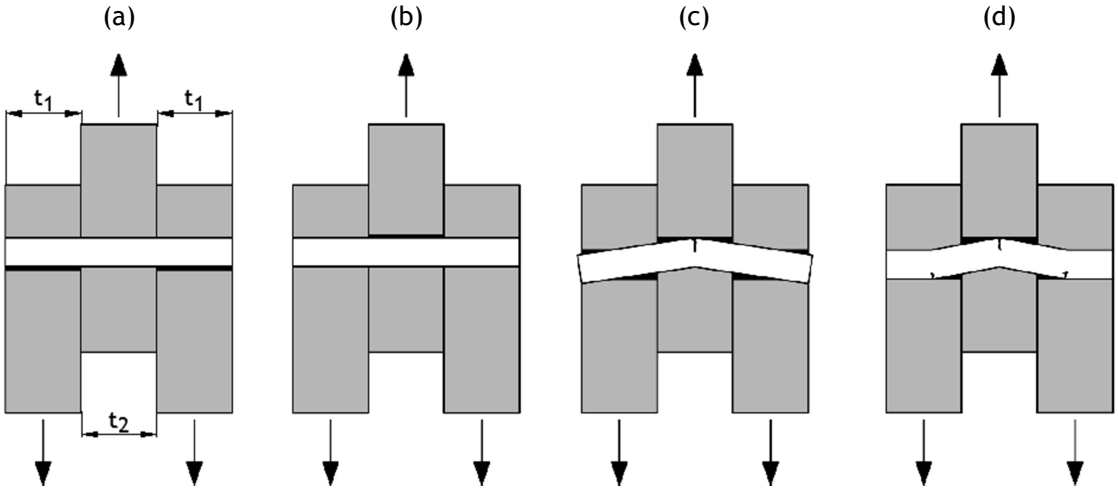


Figura 2.13 - Modos de rotura para ligações madeira-madeira e madeira-derivados de madeira, com corte duplo (adaptado de Thomson, 2010).

- d é o diâmetro do ligador;
- $\beta = f_{h,2,k} / f_{h,1,k}$
- $M_{y,Rk}$ é valor de característico do momento de cedência plástica do ligador;
- $F_{ax,Rk}$ é a força axial característica retirada do efeito de tracção axial do ligador.

Note-se que cada equação (2.4) fornece a capacidade resistente associada a um dos modos de rotura dúctil ilustrados na Fig. 2.13 (CEN1995-1-1, 2004).

O EC5, na abordagem às ligações, recomenda ainda que a plasticidade das articulações pode ser assegurada quando são utilizados ligadores relativamente esbeltos; nesse caso está-se na presença do modo de rotura (d), na Fig. 2.13. Nas expressões (2.c) e (2.d), o primeiro termo do lado direito representa a capacidade de carga de acordo com a teoria de cedência de Johansen, enquanto o segundo termo ($F_{ax,\,Rk}/4$) representa a contribuição do efeito de tracção axial do ligador. A contribuição devido a este efeito na capacidade de carga total deve ser limitada às seguintes percentagens do primeiro termo: 15 % para os pregos redondos; 25% para os pregos quadrados; 50% para os outros pregos; 100% para os parafusos de enroscar; 25% para os parafusos de atarraxar com porca; 0% para os pinos. No caso de não ser conhecida, $F_{ax,Rk}$ deve ser considerada nula.

Na ausência de outras regras de projecto, o EC5 recomenda que o momento de característico de cedência, $M_{y,Rk}$, seja determinado segundo as normas EN 409 (CEN409, 2009) e EN 14358 (CEN14358, 2007).

Nas condições finais de projecto propostas pelo EC5, os valores característicos das propriedades dos membros de madeira e dos ligadores metálicos, são afectados por coeficientes parciais de segurança e factores de correcção decorrentes das classes de serviço e de duração das cargas, γ_M e k_{mod}, respectivamente.

As regras apresentadas dizem respeito a ligações com apenas um ligador. Nas ligações com múltiplos ligadores, a resistência da ligação não será proporcional ao número de ligadores. Constata-se que a resistência da ligação é inferior à soma das resistências individuais dos vários ligadores. Assim, é necessário determinar o número efectivo de ligadores, actuando na direcção do carregamento. O EC5 apresenta uma fórmula de cálculo do número efectivo de ligadores, que tem em conta a esbelteza dos ligadores e a geometria da ligação. Diversos trabalhos, relativamente recentes, têm procurado calcular o efeito conjunto de ligadores (Anderson, 2001; Dodson, 2003).

2.3.1 - Distâncias mínimas entre ligadores e entre ligadores e limites da peça

O EYM não permite a modelação de modos de rotura frágeis (Patton-Mallory *et al.*, 1997). Para ultrapassar esta limitação, o EC5 (CEN1995-1-1, 2004) impõe distâncias mínimas entre ligadores, entre os ligadores e o topo da peça e entre os ligadores e o lado da peça. Estas distâncias mínimas prendem-se sobretudo com a necessidade de garantir roturas dúcteis nas ligações e aumentar a eficiência (efeito de grupo) do conjunto de ligadores. No entanto, em ligações com vários fixadores podem ocorrer roturas frágeis mesmo quando sujeitas a cargas inferiores às previstas pelo EYM.

O EC5 estabelece que a capacidade de carga de uma ligação com múltiplos ligadores pode ser menor do que a soma das capacidades das ligações com um único ligador, do mesmo tipo e com as mesmas dimensões (CEN1995-1-1, 2004). Esta hipótese do EC5 é válida tanto para os carregamentos nas direcções paralela como perpendicular ao fio da madeira. Na Fig. 2.14 estão ilustrados os espaçamentos entre ligadores, na direcção do fio da madeira, e na direcção perpendicular ao fio da madeira, para diferentes combinações de ligadores.

Ao contrário da distância entre ligadores, as distâncias entre o ligador e o topo da peça ou entre o ligador e o lado da peça devem ser calculadas tendo em conta o ângulo formado entre o carregamento imposto e o fio da madeira; além disso, deve também ter em conta se se trata de um bordo (topo ou lado) solicitado ou não. Na Fig. 2.15 ilustram-se as distâncias aos bordos preconizadas pelo EC5 (CEN1995-1-1, 2004).

Neste trabalho serão analisadas ligações de madeira de duplo corte com um ligador metálico (cavilha). Na Tabela 2.1 encontram-se as distâncias e espaçamentos mínimos impostos pelo EC5; a nomenclatura usada está de acordo com as Figs. 2.14 e 2.15.

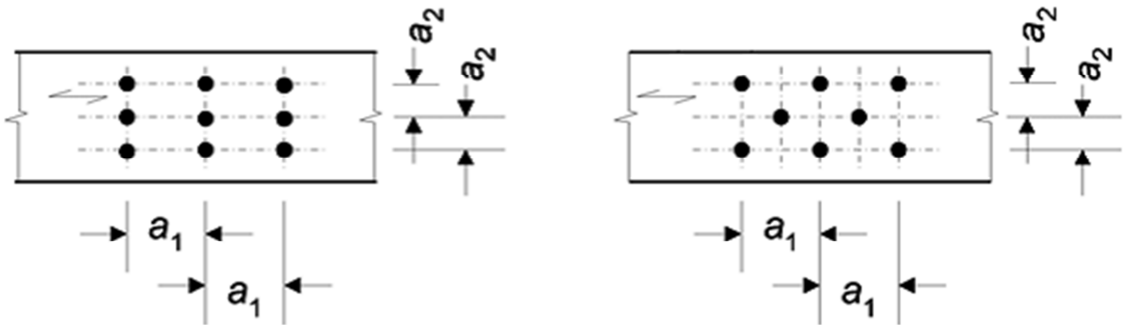


Figura 2.14 - Distâncias entre ligadores, nas direcções paralela e perpendicular ao fio da madeira: (a) ligadores combinados em filas; (b) ligadores com combinações alternadas (CEN1995-1-1, 2004).

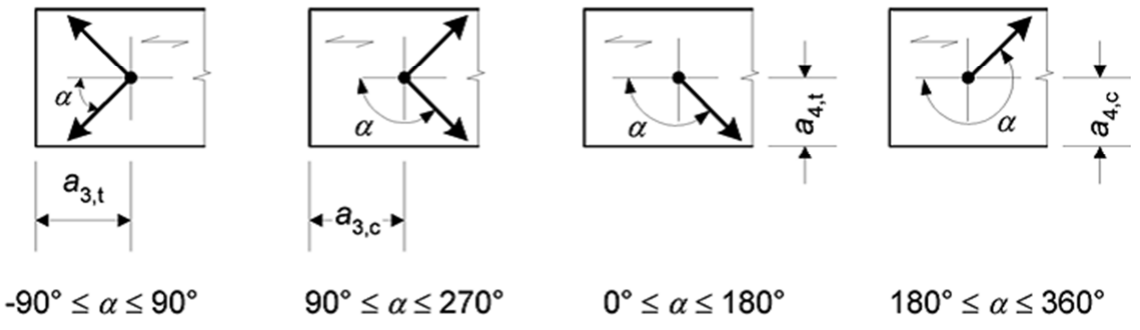


Figura 2.15 - Distância entre o ligador e os bordos das peças de madeira (CEN1995-1-1, 2004).

Tabela 2.1 – Distâncias mínimas entre cavilhas e entre cavilhas e os bordos das peças de madeira (adaptado de CEN1995-1-1, 2004).

Distância		***Disposição relativa ao fio da madeira***	***Valor mínimo da distância***
a_1	Paralelamente ao fio da madeira	$0^o \le \alpha \le 360^o$	$\left(3 + 2\left\|\cos\alpha\right\|\right)d$
a_2	Perpendicularmente ao fio da madeira	$0^o \le \alpha \le 360^o$	$3d$
$a_{3,t}$	Bordo do lado da carga	$-90^o < a < 90^o$	$\max(7d;\ 80\ mm)$
$a_{3,c}$	Bordo do lado contrário à carga	$90^o < a < 150^o$	$\max\left(a_{3,t}\left\|\sin\alpha\right\|\right)d\ ;\ 3d)$
		$150^o < a < 210^o$	$3d$
		$210^o < a < 270^o$	$\max\left(a_{3,t}\left\|\sin\alpha\right\|\right)d\ ;\ 3d)$
$a_{4,t}$	Bordo do lado da carga	$0^o \le a \le 180^o$	$\max\left(2 + 2\sin\alpha\right)d\ ;\ 3d)$
$a_{4,c}$	Bordo do lado contrário à carga	$180^o \le a \le 360^o$	$3d$

Quando a solicitação é paralela ao fio da madeira, o EC5 prevê um factor de redução (n_{ef}) da capacidade de carga que resulta da simples adição das capacidades de carga dos ligadores simples prevista pelo EYM, para a determinação do número de ligadores. Este factor de redução varia com o espaçamento entre os ligadores, e com o diâmetro e o número de ligadores em linha. Analisando as expressões para o cálculo de n_{ef} do EC5, é evidente que para uma ligação carregada na direcção paralela ao fio da madeira, o seu comportamento melhora com o emprego de ligadores rígidos metálicos de diâmetros pequenos e com maior espaçamento. Na Europa, na construção de estruturas de madeira tem-se adoptado cada vez mais a utilização de muitos ligadores de pequeno diâmetro, em vez de poucos ligadores mas de grande diâmetro. Esta opção visa aumentar a probabilidade de ocorrência de roturas dúcteis nas ligações. Importa porém notar que a previsão de n_{ef} que consta no EC5 não fornece qualquer indicação sobre o modo de rotura de uma ligação.

As distâncias entre ligadores, entre o ligador e o topo da peça e entre o ligador e o bordo da peça, impostas pelo EC5 servem para evitar modos de rotura frágeis. Uma vez que estes modos não são cobertos pelo EC5, neste trabalho, deliberadamente, não se excluiu os modos de rotura frágeis. Assim, todas as distâncias mínimas foram respeitadas, à excepção da distância prevista no EC5 entre o ligador e o bordo da peça na direcção da carga ($a_{4,t}$), e apenas nas peças carregadas na direcção perpendicular ao fio da madeira.

2.2.3 Reforço de ligações do tipo cavilha

O reforço de ligações, em particular das ligações do tipo cavilha, visa a melhoria do seu comportamento mecânico, incluindo a redução de modos de rotura frágeis. As técnicas de reforço podem ser utilizadas para aumentar a fiabilidade das ligações e a eficiência na utilização da madeira, possibilitando economia de material, seja no caso de novas estruturas ou de reabilitação de estruturas antigas. Este reforço pode visar vários objectivos, nomeadamente o aumento da rigidez ou da resistência última, ou a melhoria das características de ductilidade das ligações. De acordo com Madsen *et al*. (1992), as ligações do tipo cavilha devem ter alta resistência para carregamentos de baixa e alta amplitude, como também boa resistência a variações de temperatura e de humidade. O reforço de ligações é um tema de investigação relevante e actual. O EC5 (CEN1995-1-1, 2004), no dimensionamento de ligações por cavilha, integra algumas técnicas que são consideradas reforços, denominados por conectores (Secção 2.2). Em seguida apresenta-se uma revisão sobre as técnicas de reforço mais importantes propostas na literatura, aplicadas a ligações do tipo cavilha.

Uma técnica disponível para melhorar a resistência ao esmagamento, consiste na fixação de materiais de reforço sobre as superfícies de interface dos membros de madeira, antes da montagem da ligação. A fixação de materiais de reforço com características distintas influencia o comportamento das ligações em termos de rigidez e de ductilidade. Outra técnica consiste em melhorar a ductilidade da ligação através da deformação do ligador. Os ligadores empregues possuem baixas tensões de cedência, são normalmente ocos ou em materiais não metálicos.

Um dos primeiros trabalhos envolvendo ligações reforçadas foi efectuado por Trayer (1928), tendo usado madeira de elevada densidade como reforço. Verificou que a resistência das ligações aumentava cerca de 80%, quando comparada com a resistência de ligações não reforçadas. A aplicação de materiais mais resistentes nos planos de corte continua a ser uma técnica de reforço usual. Tem vindo a ser investigada a utilização de outros materiais, incluindo chapas finas de aço, chapas de metal perfuradas, tecidos de fibra e placas de madeira densificada. O EC5 prevê o reforço de ligações através da aplicação de conectores (Secção 2.2). Na base das equações empíricas que propõe estiveram as campanhas

experimentais levadas a cabo por Blass *et al*. (1994). Nestas campanhas foram ensaiadas ligações com conectores de anel, placa e dentados.

Segundo Larsen e Jensen (2000), a resistência de ligações com ligadores do tipo cavilha é em grande parte condicionada pelo risco de ruptura frágil, causada por tensões normais ao fio da madeira. Este comportamento frágil é claramente mais acentuado para juntas solicitadas segundo direcções não paralelas ao fio da madeira. No entanto, a fractura frágil é também frequente, para o caso de ligações carregadas paralelamente ao fio, em especial para ligações com múltiplos ligadores em linha, ocorrendo o efeito de grupo. O risco de ruptura frágil por geração de fendas paralelas ao fio pode ser reduzido ou eliminado, reforçando a superfície dos membros de madeira com contraplacado, chapas de madeira densificada ou chapas metálicas pregadas. A aplicação de chapas metálicas pregadas é uma solução usada como reforço local de ligações por parafusos ou cavilhas, sendo aplicadas em todas as superfícies das ligações e membros a unir. Os elementos são unidos com estas chapas e posteriormente é feita a furação para inserção dos parafusos ou cavilhas (Fig. 2.16). A estrutura pode então ser desmantelada e transportada em componentes para serem montados em obra.

Segundo Larsen e Jensen (2000), o reforço com compósitos de fibra de vidro, de fibras aramida e de fibras de carbono são adequados para estruturas de madeira. A vantagem da escolha dos compósitos de fibras de vidro é que são mais baratos e de fácil colagem. Os compósitos de fibras de carbono constituem actualmente uma opção atraente para o reforço de estruturas de madeira.

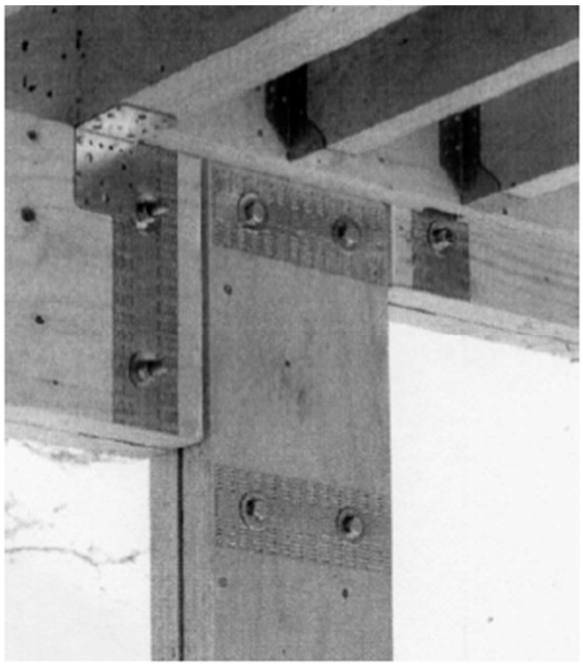


Figura 2.16 - Chapas metálicas pregadas especiais, com uma área não furada, usada para reforçar uma junta aparafusada (Larsen e Jensen, 2000).

A opção por compósitos unidireccionais colados perpendicularmente ao fio da madeira é geralmente eficaz, o que não acontece se os laminados forem colados na direcção do fio. A opção por laminados com camadas aleatórias tem algumas vantagens, pois são mais baratos, são de fácil manuseamento e sobretudo aumentam a resistência ao esmagamento. As falhas do reforço ocorrem em duas situações: quando é ultrapassada a tensão de cedência do laminado ou então quando existe uma falha do adesivo seleccionado para a colagem laminado/madeira.

As estruturas de madeira de lamelados colados (glulam®) suportam cargas dinâmicas de uma forma eficaz, devido à sua baixa massa volúmica e à alta capacidade de dissipação de energia. Contudo, o ponto crítico numa estrutura de madeira está nas ligações que podem ser sobrecarregadas, como acontece, por exemplo, aquando da ocorrência de um sismo. Segundo Kasal *et al*. (2004) pode-se aumentar a capacidade e fiabilidade das ligações nas estruturas recorrendo a reforços em materiais compósitos, à base de fibras.

Rodd e Leijten (2003) publicaram um estudo onde identificaram os principais factores que afectam o desempenho do ligador quando solicitado no interior de uma ligação com membros de madeira do tipo cavilha. Segundo estes autores, o reforço tem dois papéis distintos: por um lado, contribui para controlar a ruptura paralela e perpendicular ao fio, que tende a desenvolver-se devido às acções dos ligadores; por outro lado, oferece uma superfície de esmagamento adicional.

Para compreender os benefícios resultantes da aplicação de técnicas de reforço, Rodd e Leijten (2003) realizaram ensaios em ligações com uma só cavilha, reforçadas com lâminas de madeira folheada (*plywood*) e de madeira densificada (DVW).Foi observado que até mesmo o reforço mais fino pode duplicar a resistência da ligação. Em geral, quer a utilização de furos no reforço com diâmetros sobredimensionados, quer iguais aos furos das peças de madeira, produzem resistências das ligações que aumentam em proporção com a espessura do reforço. Concluíram que a madeira densificada, como material de reforço, apresenta melhor desempenho comparativamente com a madeira folheada.

Outra forma alternativa de ligações reforçadas tem sido desenvolvida por Rodd e Leijten (2003), baseada na aplicação de discos de madeira densificada. Estes discos com aproximadamente 70 mm de diâmetro, normalmente com um tamanho semelhante à maioria das formas comuns de chapas de corte (*Shear Plates*) ou anéis de divisão (*Split Rings*), são colados em caixas maquinadas na madeira, em torno do furo, usando preferencialmente uma resina de epóxido. A aplicação dos discos não promove o aumento da espessura das peças estruturais a ligar. Esta técnica de reforço pode ser usada com parafusos ou ligadores tubulares e tem um duplo propósito: em primeiro lugar, o reforço promove a redistribuição das tensões actuantes na madeira por uma área superior; em segundo lugar, dificulta os modos de ruptura frágil. Não é garantido que o desempenho destas ligações, relativamente às

ligações reforçadas com reforços colados exteriormente, seja superior, mas têm a vantagem de manter a espessura da ligação. Na Figura 2.17 apresenta-se uma secção de uma ligação com este tipo de reforço depois de um ensaio.

O emprego de reforços têxteis também pode evitar a ocorrência de modos críticos de rotura. Haller *et al*. (2006) procuram melhorar o desempenho de ligações do tipo cavilha, tentando aumentar a sua resistência ao esmagamento, a rigidez e a ductilidade, reforçando as ligações com tecidos têxteis impregnados em resina, e adaptados aos estados de tensões desenvolvidos na proximidade dos ligadores. A orientação variável das fibras é um pré-requisito para uma optimização adicional do desempenho estrutural. Existe, sem dúvida, um melhoramento da resistência ao esmagamento por meio de tecidos em malha cruzada biaxial e em malha multiaxial. A Figura 2.18 apresenta alguns exemplos de tecidos e configurações usados por Haller *et al*. (2006). Na Fig. 2.19 podem observar-se algumas disposições dos reforços para ligações do tipo cavilha propostas pelo mesmo autor.

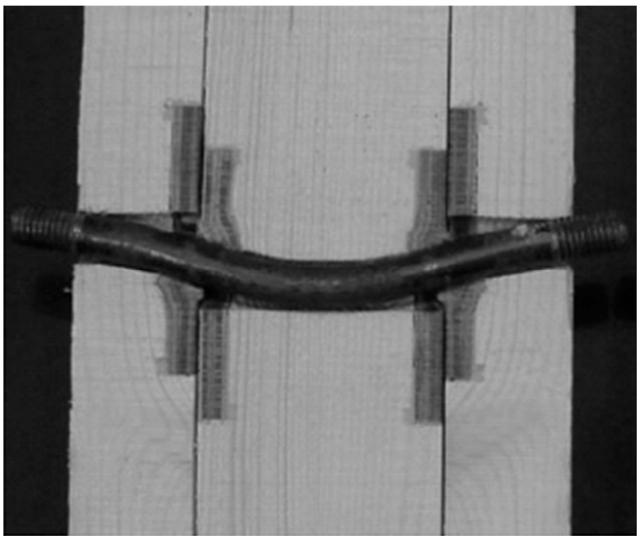


Figura 2.17 - Secção de uma ligação com parafuso de 12 mm de diâmetro, reforçada com anéis de madeira densificada (Rodd e Leijten, 2003).



Figura 2.18 - Alguns exemplos de reforços formados a partir de tecidos têxteis (Haller *et al.*, 2006).

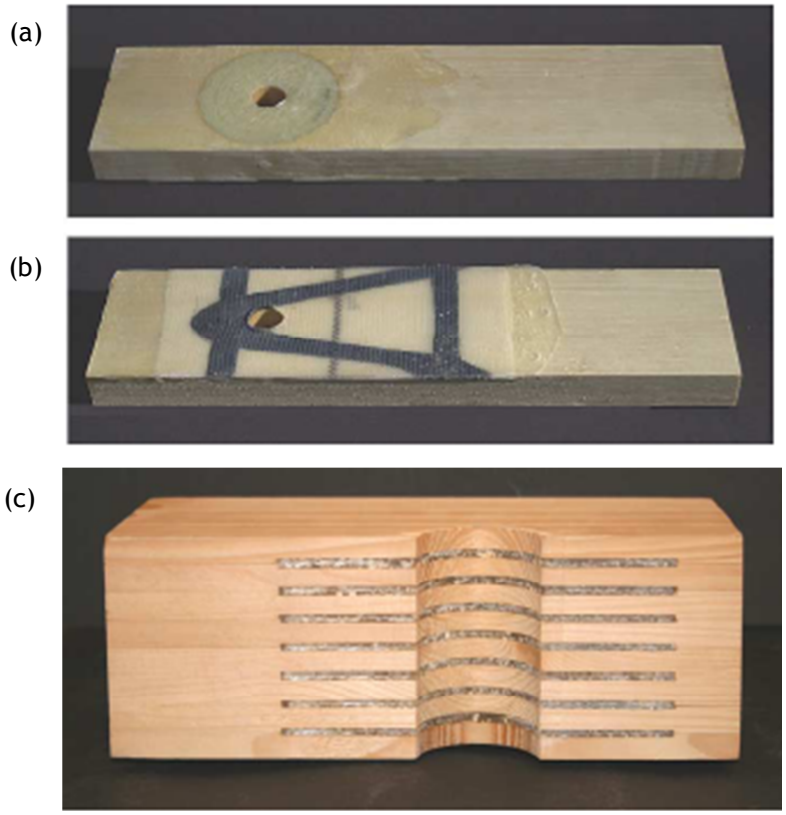


Figura 2.19 – Reforços com FRP: (a) reforço em espiral feito de fibras de vidro e aramida; (b) reforço exterior transversal feito de fibras de carbono; (c) colocação de reforços pelo interior (Haller *et al.*, 2006).

Recentemente Blass e Schädle (2001) realizaram ensaios experimentais envolvendo ligações com e sem reforço. Os reforços utilizados visaram o aumento da ductilidade de ligações modernas, cujas condições de projecto não prevêem a eliminação de modos rotura frágeis. Os reforços consistiram em placas aplicadas no plano de corte (coladas, pregadas e perfuradas) e parafusos auto-roscantes, aplicados na direcção perpendicular aos furos, em contacto com as cavilhas. Das técnicas de reforço avaliadas concluíram que o uso de parafusos auto-roscantes é uma técnica fácil e relativamente barata; as placas aplicadas no plano de corte aumentam a resistência ao esmagamento dos membros de madeira, conduzindo a um aumento significativo da capacidade de carga da ligação. Adicionalmente, estão a desenvolver reforços em madeira laminada cruzada, que tem a vantagem de ser um reforço natural.

A outra forma de aumentar a ductilidade da ligação, atenuando os modos frágeis de ruina, passa por empregar ligadores com elevada ductilidade. Neste campo, alguns trabalhos têm surgido envolvendo cavilhas ocas e cavilhas não metálicas.

Guan e Rodd (2001) demonstraram por meio de ensaios experimentais que o comportamento de uma ligação de corte duplo se torna mais dúctil com o emprego de ligadores ocos em vez

de maciços. Adicionalmente basearam-se em simulações numéricas para concluírem que a alteração da espessura da parede dos ligadores tem influencia tanto na ductilidade como na rigidez de uma ligação. Usaram modelos validados, e parametrizados, de duas geometrias típicas de ligações para avaliar o potencial resultante do emprego de cavilhas ocas, e demonstraram a boa relação entre a rigidez e a ductilidade obtidas. A utilização de ligadores ocos com paredes finas conduz a uma elevada dissipação de energia durante a plastificação, reduzindo o impacto das roturas frágeis da madeira.

Segundo Rodd e Leijten (2003), o aumento da resistência ao esmagamento localizado, pela adição de reforços conduz à melhoria da rigidez. No entanto, a aplicação do reforço pode não se traduzir directamente no aumento da rigidez da ligação, dada a existência de folgas entre os furos e os ligadores e a ausência de contacto inicial perfeito. Existem, contudo, métodos capazes de combater estes problemas como, por exemplo, o preenchimento do espaço vazio (folga) entre a superfície interna do furo e o corpo do ligador com resina injectada, ou a expansão do diâmetro de um ligador tubular instalado na ligação de modo a resultar um ajuste perfeito. O primeiro destes métodos pode ser usado em ligações feitas com qualquer ligador do tipo cavilha, e é eficaz seja ou não a madeira reforçada. O procedimento de injecção é semelhante ao usado com parafusos em estruturas de aço. A técnica envolve a perfuração de um pequeno orifício diagonal de injecção na face lateral da ligação. O ligador é então instalado, com um furo de abertura no lado oposto ao furo de injecção para escape do ar. É fundamental a aplicação de um vedante entre os membros das juntas adjacentes para prevenir uma possível perda de resina; quando a injecção está completa a resina emerge pelo furo de abertura. No segundo método, um tubo de aço oco, de comprimento superior à soma das várias espessuras das peças a ligar, é inserido num furo que atravessa os vários membros. O tubo é comprimido axialmente com um actuador hidráulico promovendo a expansão do tubo até que este se ajusta perfeitamente ao furo. Na Fig. 2.20 apresenta-se uma imagem de uma ligação seccionada. Uma compressão adicional do tubo gerará tensões de compressão em toda a periferia do furo, melhorando o contacto inicial assim como a rigidez. As ligações reforçadas com resina injectada conduzem a ganhos interessantes na rigidez das ligações. (Rodd e Leijten, 2003).

Um dos modos mais eficaz de assegurar a ductilidade adequada em ligações é a aplicação de um grande número de ligadores (cavilhas) mais esbeltos, permitindo ampliar a área de contacto, reduzindo as tensões instaladas. O pequeno diâmetro destes ligadores facilita a sua deformação, aumentando a ductilidade da ligação. Uma alternativa é a aplicação de ligadores de grande diâmetro, mas ocos (ligadores tubulares), reduzindo assim a sua rigidez mas aumentando em contrapartida a ductilidade da ligação. Pelas suas características, os tubos de aço podem ser deformados para tensões inferiores às tensões de esmagamento verificadas em ligações com ligadores maciços. Ensaios de ligações reforçadas com chapas de madeira densificada e construídas com ligadores de tubo expandido mostraram que a deformação

plástica pode ser dez a vinte vezes a deformação elástica, Fig. 2.20. Uma característica semelhante é encontrada em ligações empregando cavilhas ocas com injecção de resina, Fig. 2.21 (Rodd e Leijten, 2003).

Segundo Rodd e Leijten (2003), a solução ideal para reforçar uma ligação é utilizar simultaneamente placas de madeira densificada nas faces dos membros de madeira e um ligador tubular expandido ou injectado com resina. As placas de madeira densificada são coladas sobre os membros da madeira, formando as interfaces articuladas. As folhas de madeira densificada são um material baseado em madeira que não só é fácil de colar sem procedimentos especiais, como também é fácil de perfurar.

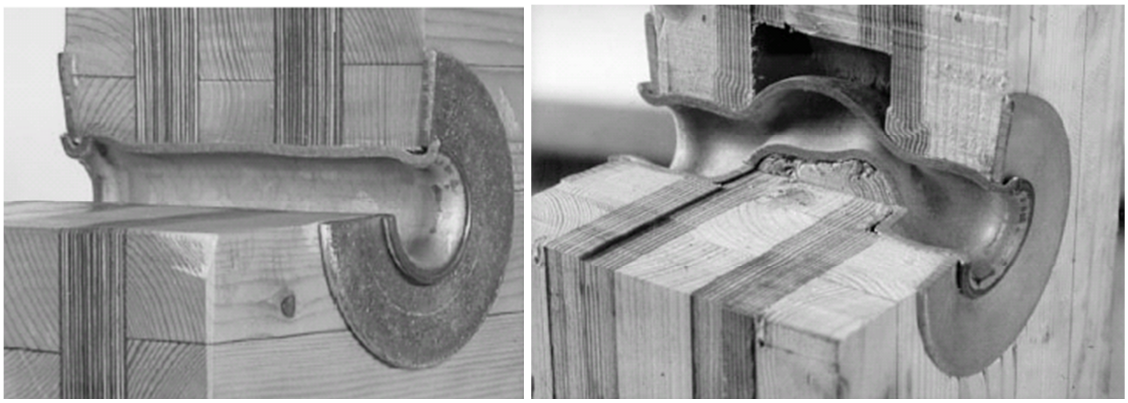


Figura 2.20 - Secção de uma junta de tubo expandido (Rodd e Leijten, 2003).

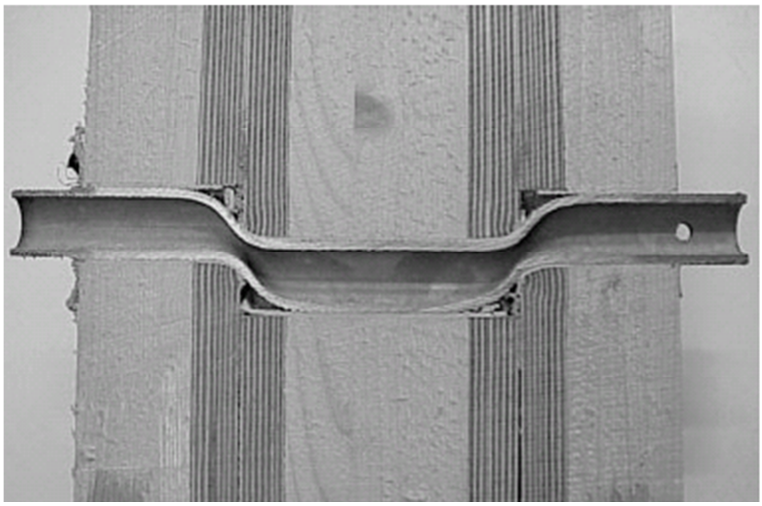


Figura 2.21 - Deformação de uma junta de tubo expandido com injecção de resina (Rodd e Leijten, 2003).

Uma ductilidade adequada é assegurada pela selecção do reforço da ligação e tipo de tubo expandido. A selecção deste reforço, combinado com o reforço de madeira densificada, tem o duplo papel de satisfazer ambas as exigências de resistência e ductilidade. O aumento da rigidez é assegurado pela aplicação dos discos de madeira densificada; a fiabilidade do valor da rigidez é assegurada por uma folga nula que se pode obter quer pela aplicação de resina injectada quer por técnicas de tubo expandido (Figs. 2.20 e 2.21). No caso de ocorrer rotura, os tubos expandidos sofrem deformação controlada conferindo bons níveis de ductilidade à ligação.

Em conclusão, o reforço de ligações do tipo cavilha é um tema que tem vindo a ser estudado e desenvolvido há algumas décadas. Estas técnicas de reforço têm como objectivo o melhoramento do desempenho mecânico das ligações do tipo cavilha em estruturas de madeira contribuindo para uma redução do material empregue na estrutura. A aplicação do reforço tem como principais objectivos o aumento da rigidez, da resistência última e da ductilidade das ligações. Várias técnicas de reforço têm sido investigadas, no entanto são demonstradas essencialmente com base em resultados experimentais, confirmando que ainda existe uma grande carência de modelos analíticos e numéricos nesta área.

Um dos objectivos deste trabalho consiste no desenvolvimento de uma técnica de reforço para aplicação às ligações de madeira por cavilha. Tirando partido do bom desempenho dos adesivos de epóxido, o reforço desenvolvido foi inspirado numa nova solução de reforço, proposta recentemente por Camanho *et al.* (2005), baseada em insertos metálicos colados em materiais compósitos de alto desempenho (Fig. 2.22). Os insertos metálicos, devido ao seu elevado rigor dimensional, facilitam a montagem e desmontagem das estruturas e, ao longo do tempo, anulam o efeito de retracção e expansão da madeira que se reflecte nas ligações. Os insertos metálicos quando aplicados ás estruturas de madeira poderão assim anular as desvantagens das folgas ou apertos gerados que comprometem a fiabilidade das estruturas.

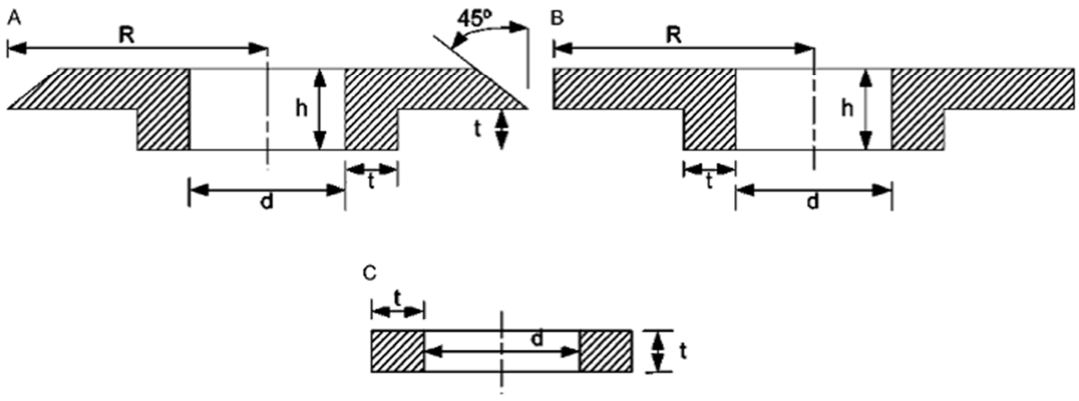


Figura 2.22 – Insertos de alumínio para reforço de laminados de CFRP (Camanho *et al.*, 2005).

2.4 Modelação do comportamento mecânico de ligações com cavilhas

Diversas ferramentas numéricas e analíticas, alternativas ao Modelo Europeu de Cedência (ou Modelo de Johansen), têm sido propostas visando uma melhor descrição do comportamento mecânico das ligações do tipo cavilha. Entre estas, destacam-se os modelos de viga sob fundação, que têm produzido previsões mais precisas dos modos de rotura dúcteis, assim como da curva carga-deslocamento (Sawata e Yasamura, 2003). No entanto, estes modelos não são capazes de reproduzir os modos de rotura frágeis. O Método dos Elementos Finitos tem sido aplicado na construção de modelos para a descrição do comportamento não linear de ligações do tipo cavilha envolvendo diferentes estratégias, nomeadamente recorrendo a modelos constitutivos e critérios de rotura para simulação de modos de rotura específicos (Chen *et al.*, 2003; Racher e Bocquet, 2005; Kharouf *et al.*, 2003; Moses e Prion, 2003; Moses e Prion, 2004; Moses e Prion, 2002; Patton-Mallory *et al.*, 1997b), e modelos baseados na Mecânica da Fractura Linear Elástica (LEFM) (Yasumura e Daudeville, 2000; Ballerini e Rizzi, 2007; Daudeville e Yasumura, 1996).

A utilização de modelos de elementos finitos na previsão do comportamento mecânico de ligações, apesar de ainda ser limitada, tem vindo a tornar-se uma opção interessante. Estes modelos permitem a realização de estudos paramétricos, sendo assim vantajosos em termos de economia de custos de análise. Estes modelos podem ser usados quer na análise de dano em estruturas, quer no desenvolvimento de novos procedimentos de dimensionamento.

No contexto da modelação por elementos finitos, poucos estudos têm incidido na modelação tridimensional, apesar do problema das ligações ser essencialmente um problema tridimensional. Da revisão da literatura feita sobre trabalhos de investigação experimentais e analíticos em ligações de membros de madeira (Subsecção 2.2.1) foi verificado que comportamento mecânico de ligações de madeira é muito complexo e é influenciado pela geometria da ligação, pelo momento de cedência do ligador e pelas propriedades de esmagamento da madeira. É difícil desenvolver um modelo analítico que contemple todas as interacções entre parâmetros. Além disso, as distribuições de tensão a toda a espessura dos membros não são uniformes. Assim, foram desenvolvidos modelos 3D-FEM para investigar o desempenho mecânico de ligações de madeira do tipo cavilha (Santos *et al.*, 2009).

Os modelos de elementos finitos 3D permitem a determinação do campo de tensões de forma mais realista. Um dos primeiros trabalhos de modelação de ligações, recorrendo à modelação tridimensional por elementos finitos, foi levado a cabo por Patton-Malory *et al.* (1997b). Estes autores desenvolveram modelos de elementos finitos 3D para descrever o comportamento de ligações com uma única cavilha. O aço foi modelado como elasto- plástico perfeito e para a madeira foi usado um modelo elástico, não linear, ortotrópico; adicionalmente foram usados elementos finitos de contacto para descrever a transmissão de esforços entre a cavilha e o

furo na peça de madeira. No entanto, este modelo apresenta limitações importantes: apenas prevê cargas de rotura associadas a modos de rotura dúcteis; não prevê a rigidez da ligação; não é sensível à folga furo/cavilha; não contempla o efeito do coeficiente de atrito entre materiais; não prevê directamente o comportamento de ligações com múltiplos ligadores.

Patton-Mallory *et al*. (1998; 1998b) desenvolveram um modelo 3D-FEM que usou os critérios de rotura de Tsai–Wu e da tensão máxima. A observação do campo de tensões nos modelos 3D evidencia a concentração de tensões nas zonas de contacto entre o ligador e o furo da madeira. Os critérios de rotura foram úteis para comparar numericamente as distribuições de tensões previstas com os modos de ruina observados experimentalmente. No entanto, devido à dificuldade de determinar os coeficientes de interacção, não foram realizadas previsões de carga final devido a roturas frágeis, e a análise limitou-se a um estudo qualitativo.

Moses e Prion (2002; 2003; 2004) propuseram um modelo de elementos finitos 3D para a modelação de ligações com uma única cavilha, tendo adoptado um comportamento elasto-plástico para a madeira, baseado no modelo de plasticidade de Hill generalizado, que se encontra disponível no código comercial de elementos finitos, ANSYS® (SAS, 2009). Este modelo de plasticidade tem em conta comportamentos diferenciados em tracção e compressão, o que é uma característica muito relevante para a madeira. Estes autores também propuseram a utilização de um critério de rotura para a madeira, baseado na Teoria de Weibull para materiais frágeis. Ju e Rowlands (2001) e Santos *et al*. (2010) apresentaram estudos similares em ligações com uma única cavilha, mas considerando o comportamento elástico dos materiais, apesar de contemplarem o comportamento ortotrópico da madeira. A hipótese de comportamento linear elástico para a madeira pode ser considerada aceitável, para determinadas condições de solicitação, nomeadamente para tracção paralela e perpendicular ao fio da madeira. Para solicitações de compressão, a madeira exibe comportamento não linear, sendo os modelos linear-elásticos desadequados. Nas ligações, os estados de tensão são complexos, podendo coexistir estados de tensão de tracção e compressão em zonas próximas, pelo que será recomendável a utilização de modelos não-lineares. Santos *et al*. (2009, 2010), embora no domínio elástico, introduziu modelos de contacto entre o ligador e a madeira envolvente nos modelos tridimensionais que desenvolveu, tanto para simular ensaios de esmagamento como para simular uma ligação de corte duplo.

De acordo com trabalhos numéricos recentes, que usaram modelos 3D-FEM com o critério de cedência de Hill, o comportamento mecânico de ligações de madeira do tipo cavilha com múltiplos ligadores provou ser mais rígido do que a medição experimental (Laplanche, 2006). O valor mais alto da rigidez numérica explica-se, em grande parte, por não se considerar na simulação numérica a rotura progressiva da madeira durante o processo de carga. No entanto, o colapso progressivo da madeira não é contemplado no modelo de material elasto-plástico

ortotrópico. Assim, o modelo precisa ser melhorado através da inclusão de um critério de rotura da madeira.

Kharouf *et al*. (2003) desenvolveu um modelo de elementos finitos para simular o comportamento de ligações aparafusadas. Em compressão bi-axial, usou o critério de cedência de Hill e modelou a madeira como sendo um material elasto-plástico ortotrópico; e em tracção, considerou a madeira como um material linear-elástico ortotrópico, e aplicou como critério de rotura o critério da tensão máxima. Obteve aproximações razoáveis entre os resultados das simulações numéricas e dos ensaios experimentais de uma ligação com um único parafuso. Além disso, os modos de ruina simulados foram consistentes com os modos de rotura observados experimentalmente. Todavia, a rigidez numérica obtida foi superior à experimental.

Xu *et al*. (2009,2009b) propuseram modelos de elementos finitos 3D para simulação do comportamento de ligações com múltiplas cavilhas, com carregamentos quer à tração na direcção paralela ao fio da madeira (Xu *et al.*, 2009), quer à tração na direcção perpendicular ao fio (Xu *et al.*, 2009b). O modelo proposto assenta no modelo de plasticidade de Hill, que assume simetria nos comportamentos à tracção e à compressão. Este modelo tratou a madeira como um material ortotrópico, mas transversalmente isotrópico (iguais propriedades nas direcções radial e tangencial). Como o modelo de Hill não prevê comportamentos distintos à tracção e compressão, Xu *et al*. (2009, 2009b) adoptaram, adicionalmente, o critério de rotura proposto por Hoffman para, através de uma redução dos módulos de elasticidade longitudinal e transversal, modelar a progressão do dano na madeira.

Dias (2005) desenvolveu um modelo de elementos finitos 3D para simular ensaios de esmagamento, usando o critério de Hill para descrever a plasticidade da madeira. Os resultados que obteve reproduziram a curva força-deslocamento de provetes de madeira de abeto vermelho, castanheiro e pinho bravo até à rotura, incluindo a simulação correcta da rigidez, das cargas de rotura e dos deslocamentos máximos.

A capacidade de simular o comportamento do conjunto após o regime linear é um passo importante na modelação de ligações. Dias *et al*. (2010) usaram a teoria de plasticidade de Hill, cujos parâmetros anisotrópicos foram calculados com base em relações entre tensões de cedência uniaxiais e tensões de cedência equivalentes de um material isotrópico. Portanto, além das propriedades elásticas e eventuais parâmetros de endurecimento, três parâmetros são suficientes para definir satisfatoriamente o comportamento plástico da madeira, considerando-a como um material transversalmente isotrópico: a tensão de cedência equivalente e duas relações para definir as tensões normais e de corte. Dias *et al*. (2010) usou uma equação para determinar a tensão equivalente, σ_0, como sendo uma função da resistência de esmagamento.

Adicionalmente, através de um estudo comparativo entre resultados de ensaios de esmagamento, Dias *et al*. (2010) calibraram as relações entre as tensões de cedência para as outras direcções (transversalmente isotrópico). Usaram uma lei trilinear para modelar o endurecimento isotrópico com uma tensão de cedência equivalente inicial baixa (16% de σ_0). A validade desta abordagem foi confirmada com várias comparações entre resultados experimentais e numéricos.

Mais recentemente, Resch e Kaliske (2010, 2012) propuseram um novo modelo para ligações com múltiplos ligadores do tipo cavilha, baseado na aplicação conjunta de modelos de plasticidade e de elementos finitos de interface, seguindo uma lei de dano coesivo. Os modelos de plasticidade são usados para descrever o comportamento dúctil da ligação que antecede a rotura final por fissuração. Os elementos finitos de interface com modelo de dano coesivo permitem a simulação da fissuração frágil. Assim, este tipo de modelo permite descrever quer o comportamento dúctil, quer o comportamento frágil das ligações. Resch e Kaliske (2010, 2012) propuseram um novo modelo de plasticidade baseado numa superfície de cedência inspirada no critério de Tsai-Wu, mas com continuidade C1. Estes autores aplicaram o modelo proposto na simulação de ligações madeira-madeira, com duplo corte e cavilha única, tendo obtido uma boa descrição dos resultados experimentais.

O trabalho de modelação numérica previsto para esta tese incidiu sobre os ensaios experimentais que foram também planeados para esta tese. Neste programa experimental estão incluídos ensaios de esmagamento localizado, na direcção paralela e na direcção perpendicular ao fio, e ensaios de uma ligação em T com um ligador metálico (com um elemento central de madeira carregado na direcção paralela ao fio e dois elementos laterais, carregados perpendicularmente ao fio). Para esses ensaios experimentais antecipou-se a ocorrência modos de rotura dúcteis e frágeis. Por essa razão, antecipou-se a implementação de modelos de plasticidade para simular o comportamento dúctil, observado nas peças de madeira sujeitas aos ensaios de esmagamento localizado, e a implementação de modelos de dano coesivo, recorrendo a elementos finitos de contacto, para simular a ocorrência de fendas frágeis nas peças laterais da ligação em T. Serão utilizados modelos de contacto em todos os modelos numéricos. Nas simulações dos ensaios de esmagamento considerou-se que a madeira tem um comportamento elasto-plástico ortotrópico, seguindo o modelo de cedência de Hill, numa abordagem semelhante à aplicada por Moses e Prion (2002, 2003, 2004). Na modelação mais complexa da ligação em T, considerou-se todos os elementos de madeira com um comportamento elasto-plástico ortotrópico e adicionou-se, apenas às peças laterais, camadas de elementos coesivos nas localizações onde a fissuração frágil será mais provável. Esta introdução de modelos mistos, com plasticidade e elementos coesivos, é semelhante à abordagem de Resch e Kaliske (2010, 2012). Importa referir que já existe alguma experiência documentada na literatura (Dourado *et al.*, 2010; Silva *et al.*, 2008) relativa à aplicação de

modelos de dano coesivo na determinação das propriedades de fractura da madeira de pinheiro bravo, que é a espécie usada no programa experimental.

2.5 Conclusão

O projecto de ligações do tipo cavilha segue os procedimentos impostos pelo EC5. Esta norma de projecto tem sofrido algumas alterações no sentido de tornar mais eficaz o projecto de ligações e, consequentemente, aumentar a eficiência das estruturas de madeira. A ocorrência de roturas frágeis em membros das ligações do tipo cavilha é a grande limitação do uso da madeira em algumas das suas direcções.

O reforço de ligações do tipo cavilha é um tema que tem vindo a ser desenvolvido há décadas, e é também abordado pelo EC5, através da introdução de algumas técnicas. Este tipo de reforço tem como objectivo o melhoramento do desempenho mecânico das ligações tipo cavilha em estruturas de madeira, contribuindo para uma redução do material empregue na estrutura. A aplicação do reforço tem como principais objectivos o aumento da rigidez, da resistência última e da ductilidade das ligações, atenuando os modos frágeis de ruina. Várias técnicas de reforço têm sido demonstradas na literatura, verificando-se o emprego cada vez maior de materiais compósitos colados. Contudo, estas novas técnicas de reforço são demonstradas essencialmente com base em resultados experimentais, existindo uma grande carência de modelos analíticos e numéricos para a previsão do seu comportamento.

No actual estado do conhecimento, constata-se que não existe um modelo numérico completo capaz de prever com rigor a curva força–deslocamento e a carga última de ligações simples ou com múltiplos ligadores. Por um lado, recorre-se a modelos baseados em teorias de plasticidade para simular o comportamento dúctil da madeira, mas que são limitados por não preverem a propagação de fendas; por outro lado, empregam-se modelos numéricos de dano coesivo para simular a ocorrência de fracturas frágeis, mas que não prevêem o esmagamento localizado prévio. A possibilidade de ocorrência de roturas dúcteis e frágeis na mesma ligação requer a utilização de modelos numéricos mistos, isto é, capazes de lidar simultaneamente com os dois modos de rotura. Adicionalmente esses modelos numéricos devem também incluir métodos numéricos de contacto entre superfícies sólidas.

Capítulo 3

Análise experimental de ligações através do ensaio de esmagamento

3.1 Introdução

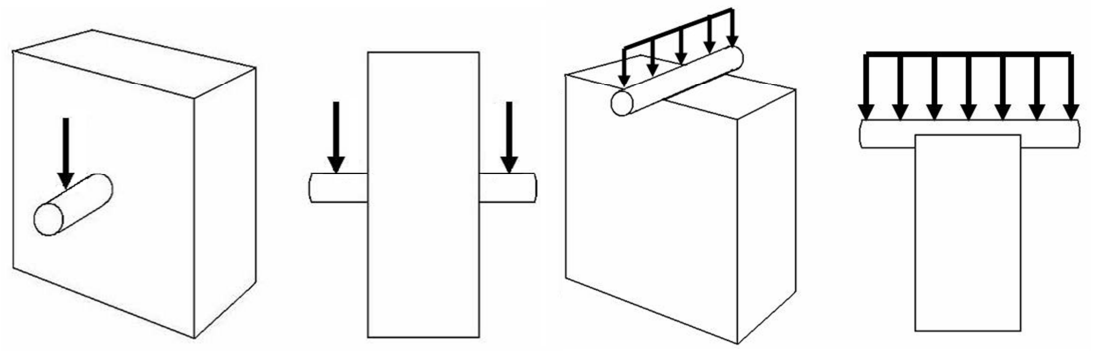
No âmbito dos objectivos deste trabalho, foi desenvolvida uma técnica de reforço para aplicação às ligações de madeira por cavilha. Essa técnica de reforço consiste na colagem de insertos metálicos no interior dos furos das peças de madeira, usando adesivos estruturais. Neste capítulo, é descrito o programa experimental que foi executado para avaliar o potencial desta técnica de reforço. O referido programa experimental baseou-se nos ensaios de esmagamento localizado (Figura 3.1) contemplados nas normas EN 383 (CEN, 1993) e ASTM D5764 (ASTM, 2002), e esquematicamente representados na Figura 3.1. Foram ensaiados dois grupos de provetes: um sem reforço e outro com reforço. A resistência ao esmagamento e a rigidez foram os parâmetros determinados a partir desses ensaios, e empregues na avaliação dos benefícios da técnica de reforço com insertos metálicos.

Uma preocupação importante nos ensaios de esmagamento das normas EN 383 e ASTM D5764 é a minimização da flexão da cavilha. As referidas normas propõem geometrias dos provetes e condições de carregamento que apresentam riscos distintos de flexão da cavilha. Enquanto na norma EN 383 é adoptada a configuração de furo completo (Fig. 3.1a), na norma ASTM D5764 pode ser adoptada a configuração de meio furo (Fig. 3.1b). Estas configurações implicam diferentes modos de solicitação da cavilha: na norma EN 383 a cavilha é carregada nas suas extremidades, enquanto na norma ASTM D5764 a cavilha é solicitada de modo uniforme. Outra diferença importante entre as duas normas reside no facto do aparato usado no ensaio da norma ASTM D5764 permitir observar a evolução do dano durante o ensaio de esmagamento.

Santos *et al* (2010) desenvolveu um trabalho experimental e numérico para analisar as diferenças entre os ensaios de esmagamento localizado, em provetes de madeira de pinheiro bravo (*Pinus pinaster* Ait.), propostos pelas normas EN 383 e ASTM D5764. Na sequência desse trabalho, apresenta-se na parte inicial deste capítulo uma comparação experimental dos referidos ensaios. Foram executados ensaios em peças de madeira de pinheiro bravo, segundo as direcções longitudinal (paralela ao fio da madeira) e radial (perpendicular ao fio da madeira), e respeitando os procedimentos das duas normas. Estes ensaios permitiram obter a curva força-deslocamento completa, até à rotura, e observar o respectivo modo de rotura. Com base nessas curvas, determinou-se a resistência ao esmagamento localizado, a rigidez inicial e o módulo de fundação elástico. Estes parâmetros foram usados na comparação das

normas EN 383 e ASTM D5764, assim como na validação de formulações empíricas propostas pelas respectivas normas de projecto: EC5 na Europa (CEN1995-1-1, 2004) e NDS nos EUA (ASCE, 1997). Os resultados da rigidez inicial serviram para calibrar os modelos de contacto em simulações por elementos finitos dos ensaios de esmagamento (Capítulo 5).

Foi também realizada uma campanha de ensaios de esmagamento localizado para avaliar o desempenho da técnica de reforço baseada em insertos metálicos colados. Foram preparados provetes em madeira de pinheiro bravo e foram efectuados ensaios de esmagamento na direcção paralela e na direcção perpendicular ao fio. Por exigência do reforço, estes ensaios foram conduzidos de acordo com a norma EN 383 (CEN, 1993). Nesta fase, foram testados dois adesivos na colagem dos insertos aos provetes de madeira. Na parte final do capítulo, a técnica de reforço com insertos metálicos foi comparada com outra técnica de reforço estudada previamente (Queirós, 2009; Santos *et al.*, 2011), baseada na colagem de laminados de CFRP.



(a) (b)

Figura 3.1 – Esquema dos ensaios de esmagamento localizado, segundo (a) norma EN 383 e (b) a norma ASTM D5764.

3.2 A madeira de pinheiro bravo (*Pinus pinaster* Ait.)

O pinheiro bravo (*Pinus pinaster* Ait.) é uma das espécies mais abundantes da floresta portuguesa e com elevado potencial para aplicações estruturais. Trata-se de uma espécie resinosa, constituída essencialmente por dois tipos de células: os traqueídos e o parênquima. Os traqueídeos têm uma configuração fusiforme (com 7-8 mm de comprimento e até 60 μm de diâmetro) e estão alinhados lado a lado, constituindo o fio da madeira; a sua orientação em cada ponto define a orientação longitudinal (L) do tronco (Figura 3.2). Por sua vez, as células do parênquima estão agrupadas em raios lenhosos, dispostos na direcção radial (R) do tronco (Figura 3.2). Em cada ano é formada uma nova camada de células que engrossam o tronco, habitualmente designada por anel de crescimento. Os traqueídos formados no início do período de crescimento têm um lúmen mais largo e paredes mais finas do que os traqueídos formados no final do período de crescimento. Por essa razão, num anel de crescimento distinguem-se dois tipos de tecido: o lenho inicial (ou de Primavera) e o lenho final (ou de Outono). A direcção do anel de crescimento define a direcção tangencial (T) em cada ponto do tronco.

À escala macroscópica, a madeira das resinosas é geralmente considerada como sendo um material contínuo, homogéneo e ortotrópico, com um comportamento mecânico complexo (Kollmann e Côté, 1984; Persson, 2000; Smith *et al.*, 2003). Em cada ponto, as direcções de simetria do comportamento mecânico são as direcções de simetria da estrutura anatómica, mencionadas no parágrafo anterior: a direcção longitudinal (L) do fio da madeira, a direcção radial (R) dos raios lenhosos e a direcção tangencial (T) dos anéis de crescimento (Figura 3.2).

Um aspecto importante do comportamento mecânico da madeira é a sua resistência à fractura (Smith *et al.*, 2003). Em geral, a iniciação e a propagação de uma fenda podem ser consideradas a combinação de três modos simples de iniciação e de propagação (Fig. 3.3a): modo de abertura (ou modo I), modo de corte longitudinal (ou modo II), e modo de corte transversal (ou modo III). No caso da madeira há ainda a considerar diferentes possibilidades de orientação do plano da fenda e de direcção de propagação, com respeito ao referencial de simetria anatómica (ou referencial LRT). Assim, é usual fazer a distinção entre seis sistemas de propagação de fendas, representados na Figura 3.3b: RL, TL, LR, TR, LT e RT. A primeira letra indica a direcção perpendicular ao plano da fenda e a segunda letra indica a direcção de propagação da fenda. Os sistemas de propagação de fenda TL e RL constituem os mais frequentes; por outro lado, a propagação de fendas nos sistemas LR ou LT, ou seja atravessando as fibras da madeira, é rara.

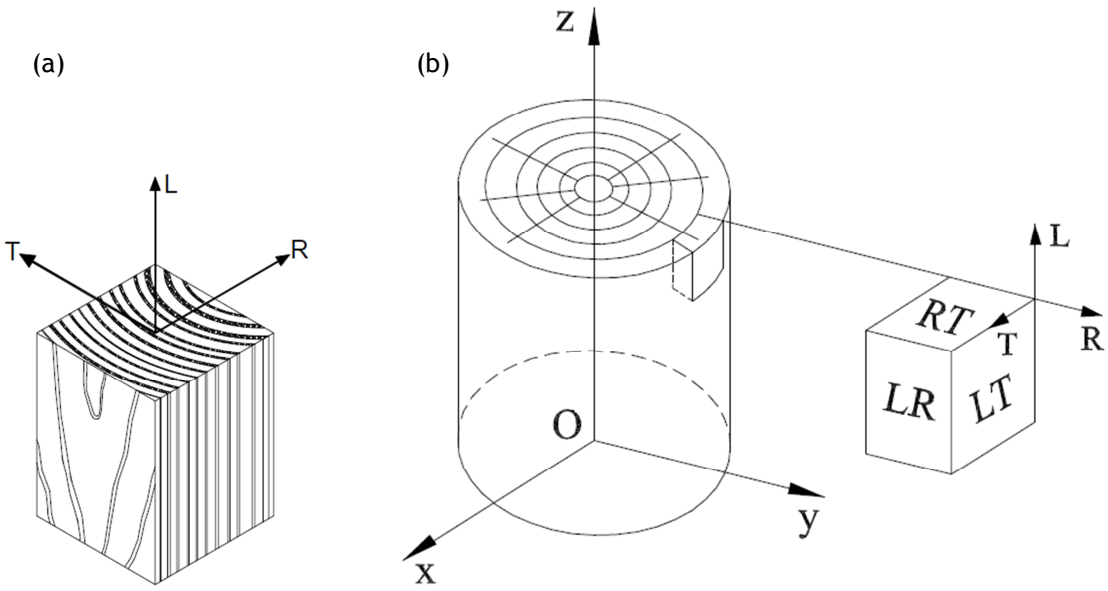


Figura 3.2 – (a) Direcções de simetria anatómica; (b) elemento de volume representativo (EVR) do lenho, com simetria ortotrópica rômbica (Xavier, 2004).

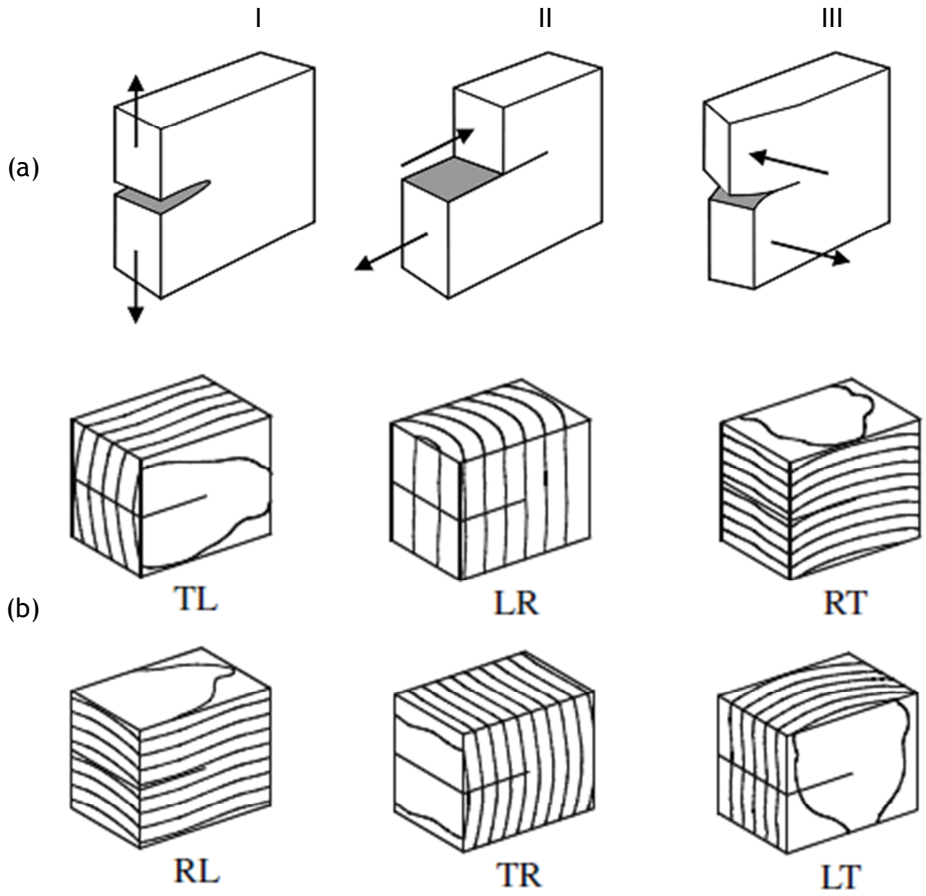


Figura 3.3 – (a) Modos de rotura; (b) sistemas de propagação de fendas na madeira (adaptado de USDA, 2010).

3.3 Preparação dos provetes sem reforço para os ensaios de esmagamento localizado

Os pinheiros bravos seleccionados para a extracção dos provetes, provenientes de um povoamento localizado no distrito de Viseu (Portugal), não exibiam sinais de doenças ou defeitos de conformação do fuste (Carvalho, 1996). Os troncos, com boa linearidade vertical e baixa conicidade, e com diâmetros de cerca de 400 mm à altura do peito, foram cortados em toros com cerca de 3 metros, entre três e seis metros acima da base. Os toros foram serrados em pranchas grossas, com cerca de 100 mm de espessura. Estas pranchas foram secas em estufa, alcançando um teor de água entre 10% e 12%, e em seguida abrigadas em ambiente natural durante várias semanas, antes da extracção dos provetes. Posteriormente, no processo de maquinação, foram cortadas tábuas com cerca de 500 mm de comprimento e 35 mm de espessura; os provetes foram extraídos destas tábuas, alinhando a direcção paralela ao fio com o comprimento dos provetes e a direcção tangencial da madeira com a espessura, conforme está ilustrado na Fig. 3.4. Para ajustar a espessura e a largura dos provetes às medidas finais, foi utilizada uma garlopa; de seguida, foram cortados com o comprimento final numa serra de disco. Todo o processo de selecção e preparação dos provetes foi exigente, de modo a garantir a obtenção de provetes isentos de defeitos (do ponto de vista das aplicações estruturais) e bem orientados, correspondendo à classe de madeira especial para estruturas (LNEC, 1997).

O plano de ensaios ao esmagamento localizado incluiu, no total, quatro séries de provetes sem reforço:

(a) duas séries de provetes para ensaios à compressão na direcção paralela ao fio da madeira (uma série segundo a norma EN 383 e outra série segundo a norma ASTM D5764);
(b) duas séries de provetes para ensaios à compressão na direcção perpendicular ao fio da madeira (uma série segundo a norma EN 383 e outra série segundo a norma ASTM D5764).

As dimensões destes provetes foram escolhidas de acordo com as respectivas normas, havendo o cuidado de adoptar provetes de tamanhos equivalentes. Na Fig. 3.5 estão apresentadas as dimensões nominais dos provetes (proporcionais a d), bem como a localização dos furos. O diâmetro nominal da cavilha (d) seleccionado foi de 14 mm e a espessura de 30 mm ($t=2.14d$). Todos os provetes foram devidamente identificados, medidos e pesados, sendo determinada a massa volúmica de cada provete.

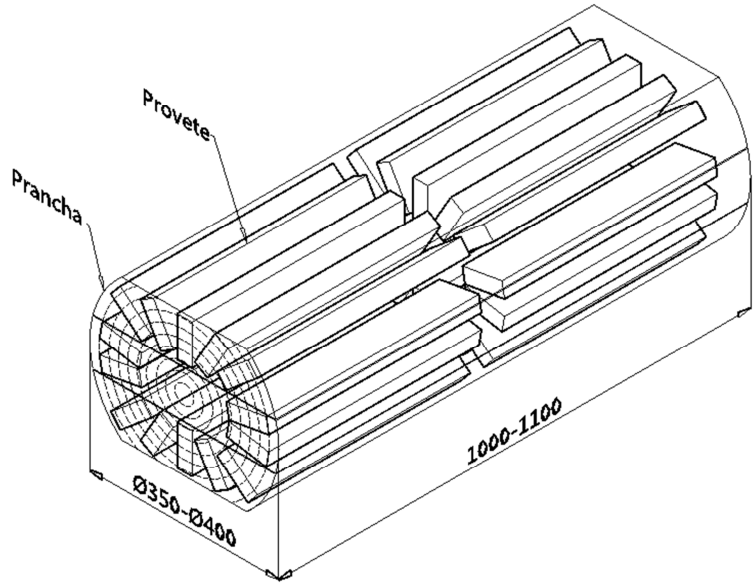


Figura 3.4 – Esquema de extracção dos provetes de madeira a partir dos troncos das árvores (dimensões em mm) (adaptado de Santos *et al.*, 2009)

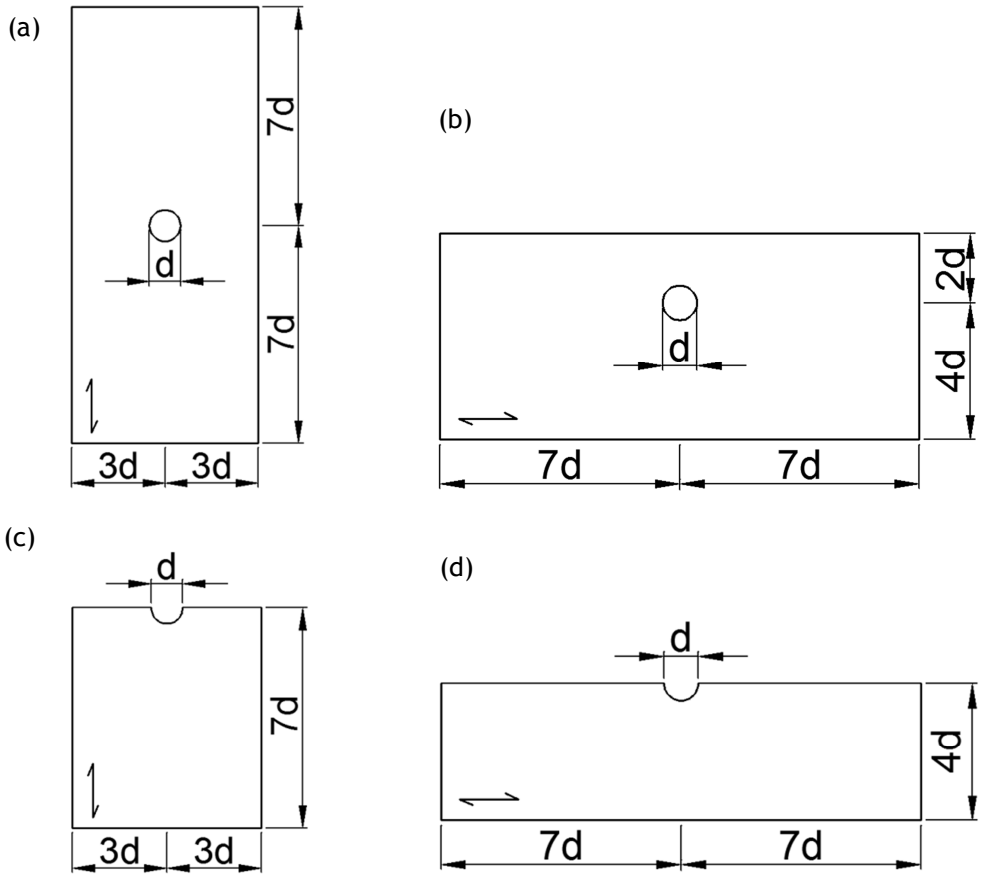
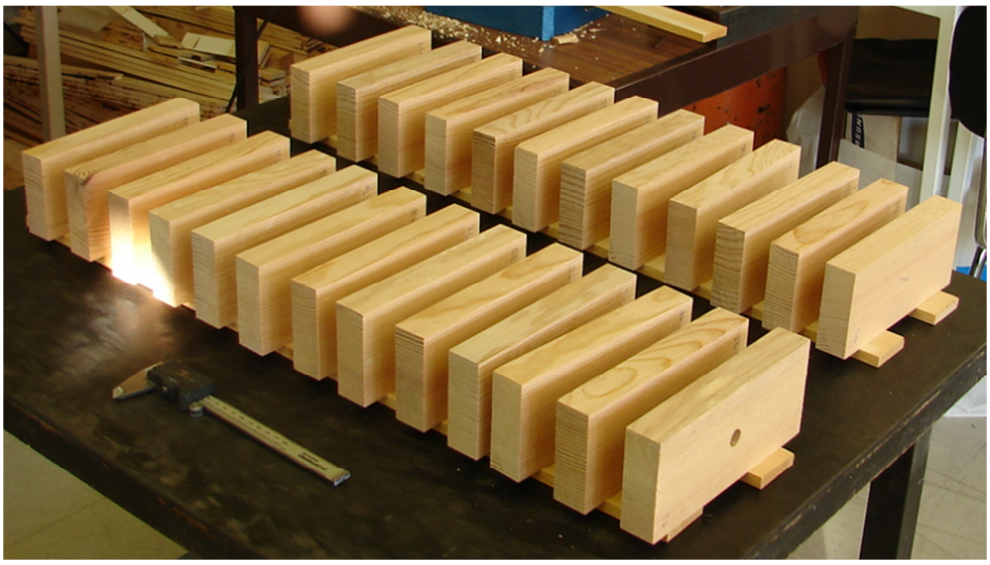


Figura 3.5 - Dimensões dos provetes para ensaios ao esmagamento localizado. Norma EN 383: (a) direcção L; (b) direcção R. Norma ASTM D5764: (c) direcção L; (d) direcção R.

Finalmente procedeu-se à furação dos provetes sem reforço. A furação foi executada num engenho de furar, com uma broca de 14 mm de diâmetro. No caso dos provetes da norma ASTM D5764, os provetes foram inicialmente cortados com maiores dimensões, de modo a poder fazer-se os furos completos e posteriormente cortados às dimensões nominais (*7d e 4d*), conferindo-lhe a configuração de meio-furo. A Fig. 3.6 mostra o aspecto final de duas séries de provetes.

(a)



(b)



Figura 3. 6 – Aspecto final das séries de provetes para ensaios de esmagamento localizado: (a) compressão longitudinal segundo EN 383; (b) compressão radial segundo ASTM D5764.

3.4 Preparação dos provetes com reforços para ensaios de esmagamento localizado

Foram feitos diversos ensaios preliminares com vista à especificação das características do inserto metálico a adoptar. Inicialmente ensaiaram-se provetes reforçados com insertos tubulares simples, de aço e alumínio, e com diversos graus de rugosidade da superfície de colagem (Santos *et al.*, 2008). Posteriormente, à semelhança da técnica proposta por Camanho *et al*. (2005) para materiais compósitos, foi desenvolvido um inserto cuja geometria passou a incluir uma aba, de modo a aumentar a superfície de colagem, facilitando a transmissão de esforços entre o casquilho e a peça de madeira.

A opção por uma peça de revolução facilita o seu processo de fabrico e, consequentemente, baixa o seu custo. Deste modo, os insertos foram exclusivamente maquinados em torno CNC ficando com as dimensões finais apresentadas na Fig. 3.7. Este processo de fabrico confere à peça um elevado rigor geométrico e dimensional, a tal ponto que garante a montagem da cavilha com ajustamento deslizante. Esta garantia da folga controlada entre a cavilha e o furo resolve uma das preocupações nas ligações por cavilha constituídas por membros de madeira sem reforço: demasiada folga compromete a transferência de carga e demasiado aperto pode originar pré-fendas na madeira durante a montagem. Em ambas as situações a fiabilidade da estrutura fica diminuída.

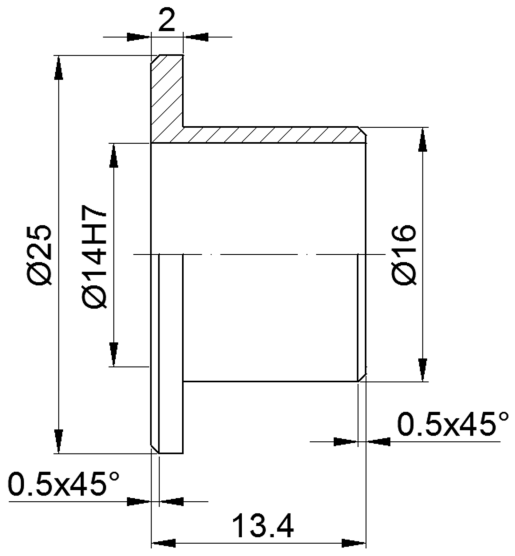


Figura 3.7 – Insertos metálicos: geometria e dimensões (em mm).

O material escolhido foi aço de construção CK45 (DIN 17200). Uma vez que se trata de um material susceptível de corrosão, caso esta técnica venha a ser adoptada no reforço de ligações em estruturas de madeira, é recomendado um tratamento anti-corrosão dos insertos. Em alternativa, poderá optar-se por outro material metálico, mais resistente à corrosão, com boa resistência mecânica e boa aceitação dos adesivos epóxidos.

Os elementos de madeira pertencentes às séries reforçadas foram previamente preparados para acomodar os insertos metálicos. Esta preparação envolveu diversas operações de furação. Assim, com vista a garantir concentricidade máxima entre as furações, as operações de furação, realizadas em engenho de furar vertical com ferramentas para trabalhar madeira, seguiram a seguinte sequência para cada elemento:

1 – depois da marcação, executou-se um furo passante de 5 mm de diâmetro;

2 – execução do rebaixo, com cerca de 2.5 mm de profundidade, numa das faces, utilizando um alargador de 26 mm de diâmetro, como está ilustrado na Fig. 3.8;

3 – ainda com o provete fixo na mesma posição, executou-se o furo passante com broca de 16.5 mm de diâmetro;

4 – por fim, com o provete virado, procedeu-se à realização do rebaixo na outra face, também utilizando o alargador de 26 mm de diâmetro, ficando os provetes com o aspecto mostrado na Fig. 3.9.

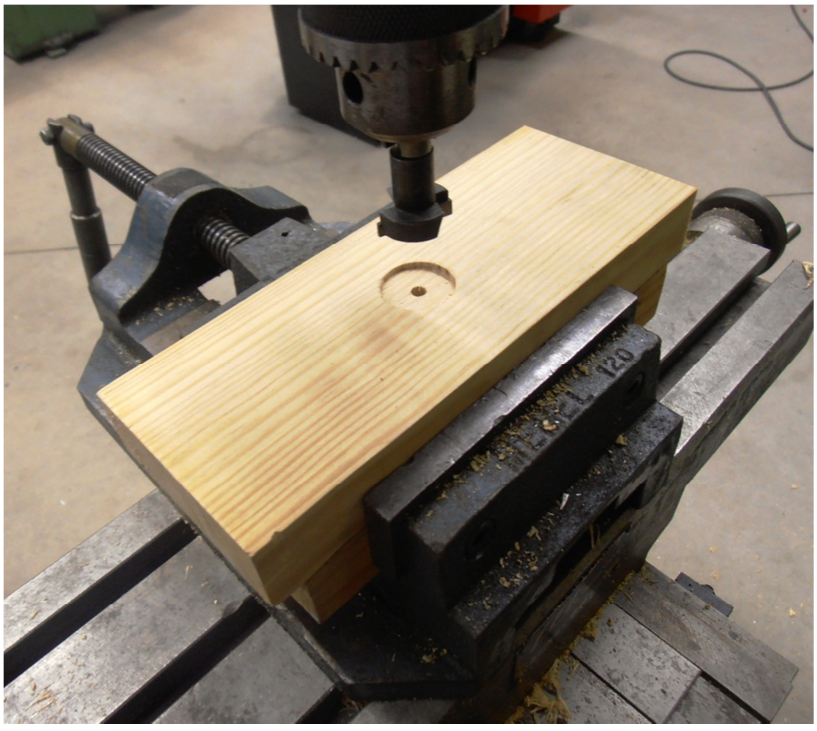


Figura 3.8 – Preparação dos provetes para o inserto metálico – execução do rebaixo.

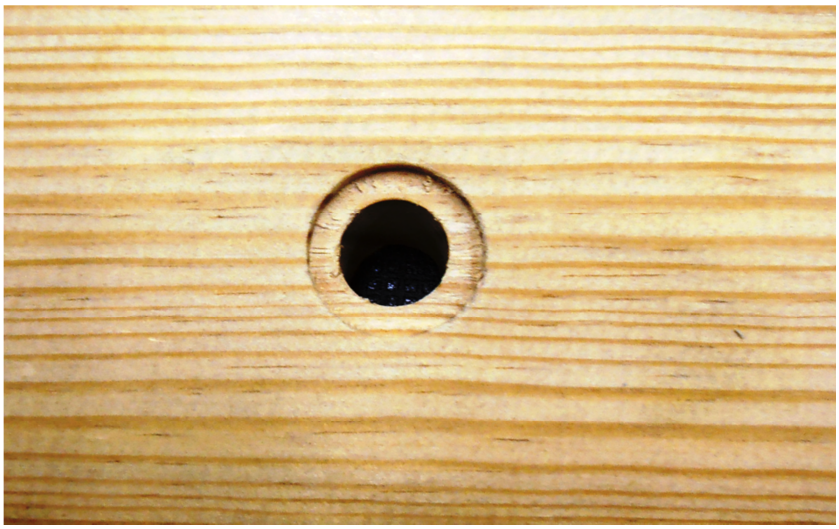


Figura 3.9 – Provetes com a furação pronta para acomodar o inserto.

Introduziu-se, propositadamente, alguma folga entre os insertos metálicos e a madeira, para que ficasse garantida uma espessura controlada da camada de adesivo (cerca de 0.5 mm), tanto nos diâmetros como na profundidade do rebaixo.

A tecnologia de ligação baseada em adesivos tem sido utilizada na construção em madeira, uma vez que é uma técnica eficiente e economicamente competitiva em relação a outras técnicas de união. Colas de epóxido são consideradas uma boa solução para a colagem de materiais distintos, incluindo a madeira e os produtos derivados (Custódio *et al.*, 2009). Neste trabalho também se utilizou adesivos de epóxido para colar os insertos metálicos nos furos efectuados nas peças de madeira, um inserto em cada face lateral dos membros, como mostra a Fig. 3.10. A aplicação dos insertos obrigou a adoptar os provetes de madeira preconizados pela norma EN 383, para os ensaios de esmagamento localizado. Foram testados dois adesivos alternativos, nomeadamente o adesivo HIT-RE 500, fornecido pela HILTI®, e o adesivo ARALDITE 2011. Nesta fase, pretendia-se conhecer qual dos adesivos se revelaria mais adequado para o desempenho da solução de reforço em estudo.

Na Tabela 3.1 constam os valores do módulo de Young (E) e da tensão de resistência à tracção (σ_r) para os dois adesivos empregues neste trabalho. Estas propriedades foram obtidas a partir da ficha técnica do fabricante, no caso do adesivo HIT-RE 500, e de Silva (2006), no caso do adesivo ARALDITE 2011. Constata-se que o adesivo HIT-RE 500 apresenta maior resistência à tracção, assim como maior módulo de elasticidade.

Tabela 3.1 - Propriedades dos adesivos.

Adesivo	*E* (MPa)	σ_r (MPa)
HIT-RE 500	1493	43.5
ARALDITE 2011	1160	31.7

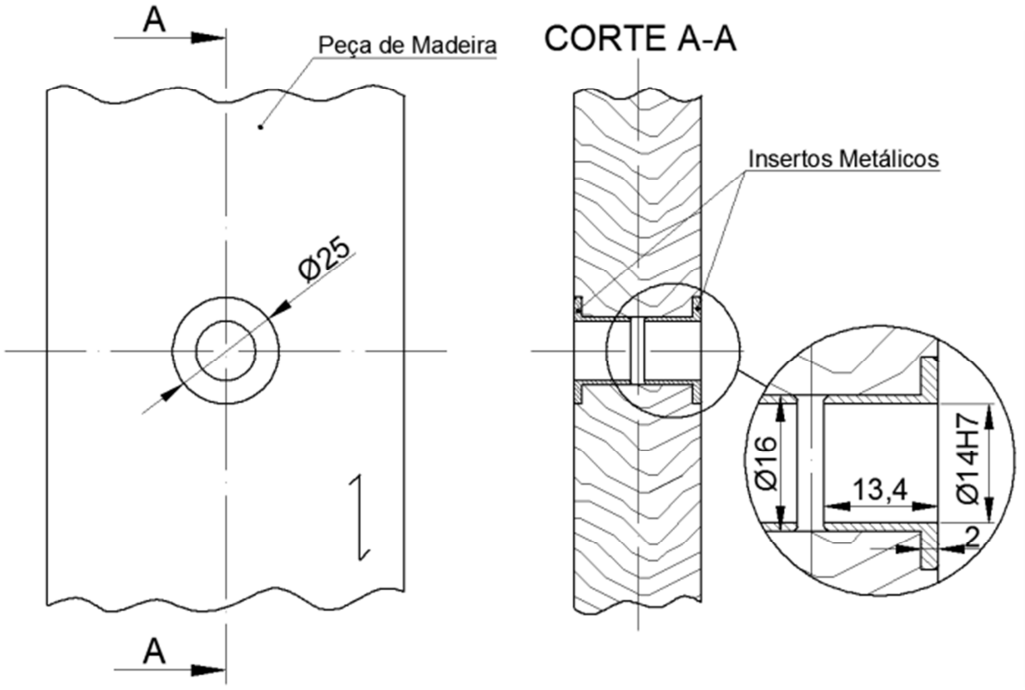


Figura 3.10 – Montagem dos insertos metálicos nos provetes de madeira (dimensões em mm).

A aplicação dos adesivos foi feita de acordo com as recomendações dos fabricantes, tendo a cura decorrido à temperatura ambiente. À medida que os provetes eram colados, iam sendo alinhados num varão roscado M14, separados por anilhas de poliamida. No final, foi dado um ligeiro aperto nas porcas das extremidades do varão, de modo a criar uma ligeira pressão sobre as peças coladas (Fig. 3.11a). As peças, depois de prontas, ficaram com o aspecto documentado na Fig. 3.11b. Alguns provetes adicionais foram propositadamente seccionados por um plano médio, a fim de verificar se a aplicação do adesivo foi bem sucedida (Fig.3.11c).

No total, foram preparadas quatro séries de provetes para os ensaios de esmagamento localizado: duas séries (uma para cada adesivo) para os ensaios na direcção paralela ao fio e duas séries para os ensaios na direcção perpendicular (também uma por cada adesivo). Nas Figs. 3.12a e 3.12b podem ver-se as séries de provetes referentes aos ensaios na direcção longitudinal e na direcção radial, respectivamente.



(b)



(c)



Figura 3.11 – Insertos metálicos: (a) cura do adesivo; (b) peça pronta; (c) vista em corte.

(a)



(b)



Figura 3.12 – Série de provetes com insertos metálicos para os ensaios de esmagamento localizado: (a) direcção longitudinal; (b) direcção radial.

3.5 Descrição dos ensaios de esmagamento localizado

Os ensaios de esmagamento localizado foram realizados de acordo com os procedimentos propostos pelas normas EN 383 e ASTM D5764. Os ensaios foram realizados numa máquina de ensaios electromecânica, Instron® 1125, equipada com uma célula de carga de 100 kN. Os ensaios foram efectuados em controlo de deslocamento do travessão da máquina, tendo-se usado LVDT's (modelo AML/EU ±10-S10, da Applied Measurements®) para medir os deslocamentos. Os resultados obtidos nos ensaios experimentais foram adquiridos através do sistema de aquisição de dados SPIDER 8-30®.

As velocidades de aplicação das cargas nos ensaios de esmagamento localizado respeitaram as indicações das normas. No que respeita à norma EN 383, procurou-se que a evolução da carga com o tempo fosse a que está ilustrada na Fig. 3.13. A aplicação deste carregamento deverá resultar na resposta carga-deslocamento indicado pela mesma norma, e que está representada na Fig. 3.14. Na norma ASTM D5764 foi aplicado um deslocamento do travessão monotonamente crescente, até à rotura.

A Tabela 3.2 fornece informações gerais sobre as séries ensaiadas, incluindo o número de provetes e as massas volúmicas. As massas volúmicas foram determinadas usando o provete de madeira sem o furo, estando compreendidas entre 550.1 kg/m^3 e 646.7 kg/m^3, dentro da gama usual de massas volúmicas do pinho bravo. Verifica-se também que a massa volúmica média dos provetes das séries com inserto é superior à dos provetes das séries sem inserto, com excepção da série CR_2.

Ainda na Tabela 3.2, e de modo a respeitar as recomendações da norma EN 383, estão indicados, para cada série de ensaios, o valor da velocidade do travessão da máquina e o valor de carga máxima estimada ($F_{max,est}$), para o primeiro ensaio de cada série. Os valores da carga máxima estimada, utilizados nos ensaios de provetes sem inserto e nos ensaios dos provetes com inserto colado com o adesivo HIT-RE 500, foram obtidos através de ensaios preliminares. Relativamente aos ensaios de provetes com insertos colados com ARALDITE 2011, os valores iniciais de carga máxima estimada foram baseados nos valores médios de carga máxima obtidos na série com insertos colados com o adesivo HIT-RE 500 (CL_A e CR_A). Em todos as séries, a carga máxima estimada inicialmente foi sendo actualizada à medida que os ensaios foram decorrendo.

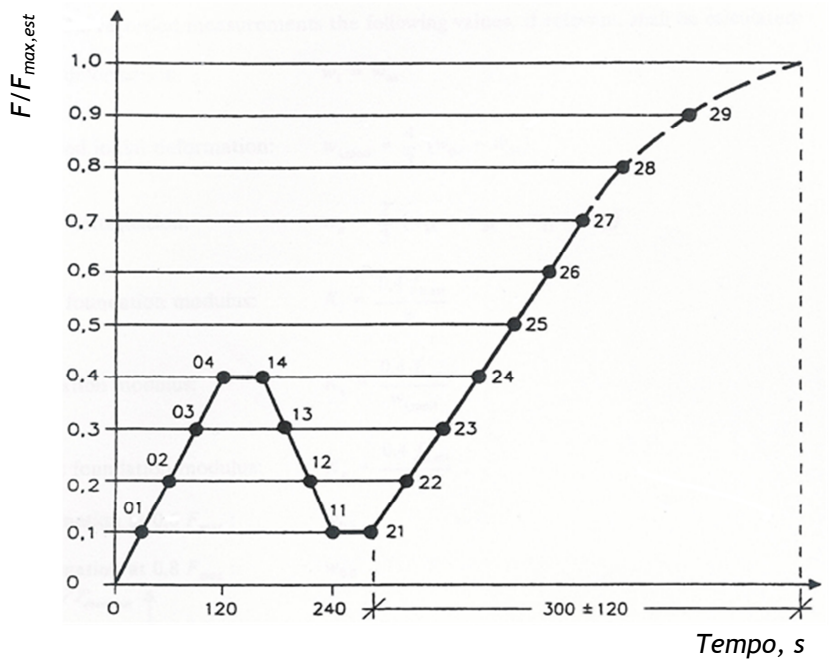


Figura 3.13 - Registo carga-tempo proposto nos procedimentos de ensaio da norma EN 383 (CEN, 1993).

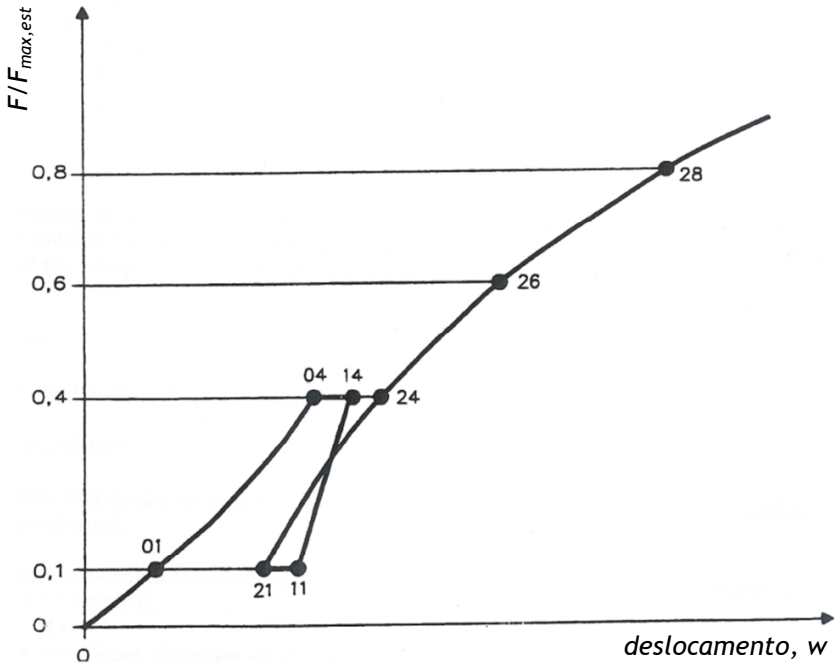


Figura 3.14 - Registo carga-deslocamento resultante dos procedimentos de ensaio da norma EN 383 (CEN, 1993).

Tabela 3.2 – Resumo das séries preparadas para os ensaios de esmagamento localizado.

Séries	*N.º de Provetes*	*Velocidade Travessão (mm/min)*	$F_{max,est}$ *(N)*	*Massa volúmica (kg/m³)*	
				Média	*Desv. Pad.*
CL_1 [(1)]	24	0.3	18000	570.1	38.3
CR_1 [(2)]	24	1.0	8000	550.1	49.0
CL_2 [(3)]	26	0.3	19000	584.0	56.2
CR_2 [(4)]	26	1.0	9000	615.5	55.3
CL_A [(5)]	12	0.3	24970	626.8	31.0
CL_B [(6)]	11	0.3	29840	636.9	31.5
CR_A [(7)]	12	1.0	18320	615.4	29.5
CR_B [(8)]	12	1.0	22630	646.7	37.0

[(1)] Compressão Longitudinal segundo EN 383- provetes sem reforço.
[(2)] Compressão Radial segundo EN 383 - provetes sem reforço.
[(3)] Compressão Longitudinal segundo ASTM D5764 - provetes sem reforço.
[(4)] Compressão Radial segundo ASTM D5764 - provetes sem reforço.
[(5)] Compressão Longitudinal segundo EN 383- provetes com reforço colado com o adesivo HIT-RE 500
[(6)] Compressão Longitudinal segundo EN 383 - provetes com reforço colado com o adesivo ARALDITE 2011
[(7)] Compressão Radial segundo EN 383 - provetes com reforço colado com o adesivo HIT-RE 500
[(8)] Compressão Radial segundo EN 383 - provetes com reforço colado com o adesivo ARALDITE 2011

Tendo em conta os procedimentos para aplicação de carga descritos na EN 383 (Figura 3.13), os provetes foram inicialmente carregados até 40% da carga de rotura estimada ($F_{max,est}$), mantendo-se a posição do travessão constante durante 30 segundos; em seguida, os provetes foram descarregados até 10% de $F_{max,est}$, mantendo-se fixa durante 30 segundos a posição do travessão da máquina; por fim, os provetes foram carregados até à rotura. A aplicação da carga nos ensaios da norma ASTM D5764 consistiu na imposição de um deslocamento monotonamente crescente; os limites de velocidade impostos pela norma ASTM D5764 permitiram aplicar as velocidades empregues nos provetes homólogos da norma EN 383. Após cada ensaio, o valor da carga máxima foi avaliado e foi utilizado na planificação do ciclo de carga do ensaio seguinte.

No programa experimental efectuado de acordo com a norma EN 383, foi usado um sistema de amarras em aço projectado por Costeira (2006); este sistema, devido à sua versatilidade, permite ensaios de esmagamento localizado e ensaios de ligações, tanto à compressão como à tracção (Figs. 3.15 e 3.16). No programa experimental conduzido de acordo com a norma ASTM D5764, foi usado um sistema composto por um prato superior em aço e por uns calços rígidos na parte inferior, também em aço (Figs. 3.17 e 3.18). Em ambos os casos, a transferência de carga foi assegurada por uma cavilha em aço ligado, maquinada com o diâmetro de 13,95 mm, de modo a permitir um ajustamento deslizante com montagem à mão sob pressão. Usou-se um ligador em aço de elevada resistência mecânica para que não plastificasse durante os ensaios e, portanto, só ocorresse dano nas peças de madeira (as que eram objecto de estudo). Não sofrendo dano, a mesma cavilha foi reutilizada nos ensaios.

Antes da colocação do ligador, a madeira esteve acondicionada no laboratório com a temperatura a variar entre 18ºC e 22ºC, e a humidade relativa a variar entre 60% e 70%, garantindo-se a estabilização do seu teor de água.

Com o intuito de observar melhor a zona de contacto sujeita ao esmagamento, foi montada uma câmara de alta resolução, acoplada a uma lupa. Por este motivo, os ensaios de esmagamento segundo a norma EN 383, quer na direcção longitudinal quer na direcção radial, foram instrumentados apenas com um LVDT solidário com a cavilha, permitindo a medição do deslocamento da cavilha em relação ao plano de apoio do provete, como se pode observar nas Figs. 3.15 e 3.16. Nos ensaios da norma ASTM D5764 a montagem da lupa não impediu o uso de 2 LVDT's para a medição do deslocamento entre a base da máquina e o prato superior, como se pode constatar nas Figs. 3.17 e 3.18. Todavia, dada a robustez do conjunto de amarras usados nos ensaios de ambas as normas, verificou-se que apenas era necessário um LVDT.

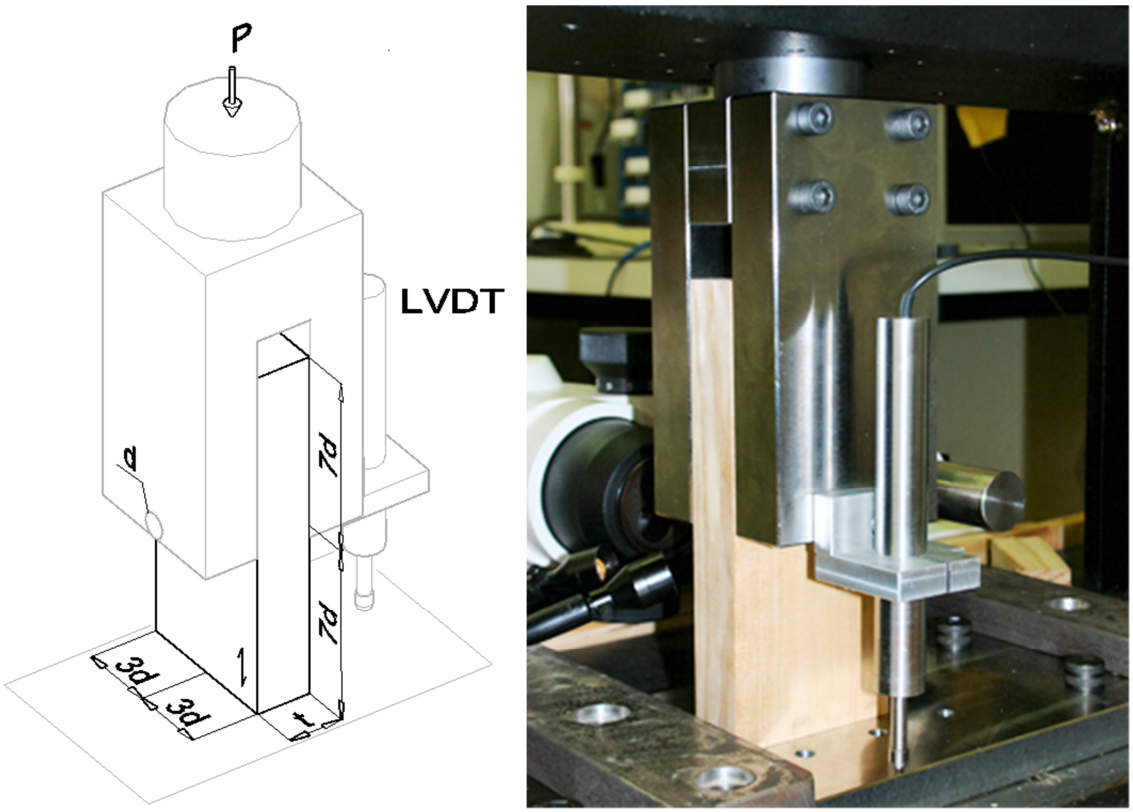


Figura 3.15 – Aparato do ensaio de esmagamento localizado segundo a norma EN 383, na direcção longitudinal (Série CL_1).

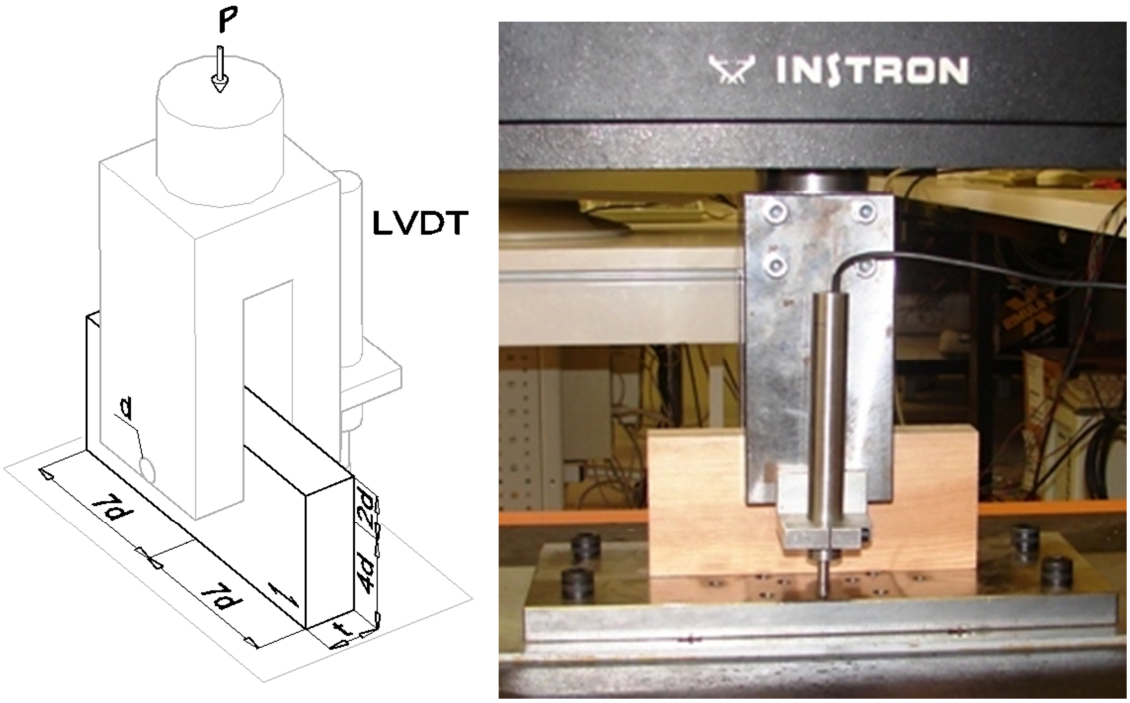


Figura 3.16 – Aparato do ensaio de esmagamento localizado segundo a norma EN 383, na direcção radial (Série CR_1)

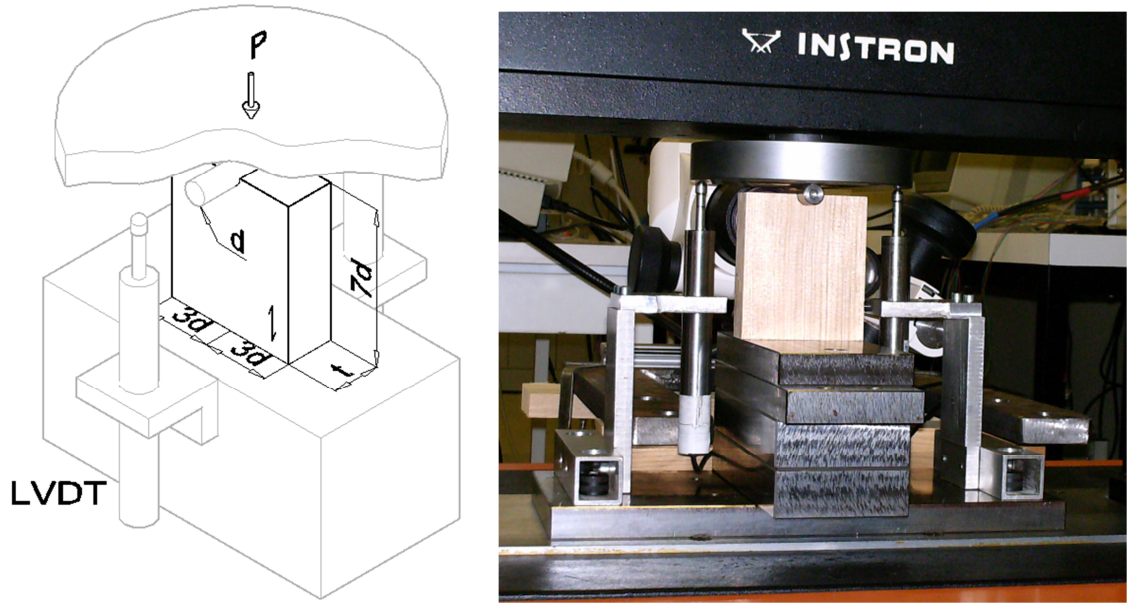


Figura 3.17 – Aparato do ensaio de esmagamento localizado segundo a norma ASTM D5764, na direcção longitudinal (Série CL_2)

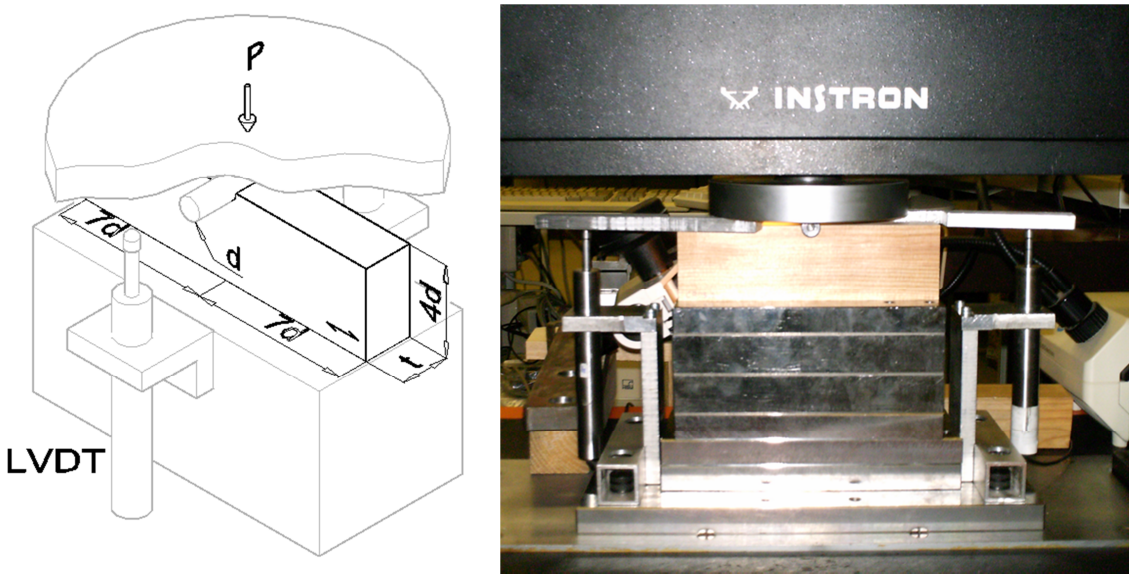


Figura 3.18 – Aparato do ensaio de esmagamento localizado segundo a norma ASTM D5764, na direcção radial (Série CR_2).

3.6 Análise e discussão dos resultados experimentais dos ensaios de esmagamento localizado

As grandezas experimentais medidas directamente em cada ensaio são a força (fornecida pela célula de carga) e o deslocamento (a partir do sinal dos LVDT's), registadas ao longo do tempo (5Hz). A partir das curvas força *versus* deslocamento assim obtidas, foram determinadas a força máxima, a rigidez, a resistência ao esmagamento localizado e o módulo de fundação de cada provete ensaiado. Adicionalmente, também foram observados os modos de rotura nos diferentes provetes. Inicialmente foi feita uma comparação entre os resultados dos ensaios de esmagamento preconizados pelas normas EN 383 e ASTM D5764, e foi examinado o desempenho das normas de projecto que lhes estão associadas. Posteriormente, foi avaliado o potencial da técnica de reforço com insertos metálicos, através da comparação com os resultados das séries sem insertos, ensaiadas segundo a norma EN 383; quer dizer, comparação feita apenas entre provetes com os furos completos. Nesta fase foi também avaliado o desempenho dos dois adesivos epóxidos mencionados atrás (HIT-RE 500 e ARALDITE 2011).

3.6.1 Comparação entre os ensaios de esmagamento localizado das normas EN 383 e ASTM D5764

As Figs. 3.19 e 3.20 apresentam as curvas força-deslocamento das séries ensaiadas à compressão longitudinal e radial, segundo as normas EN 383 e ASTM D5764. Conforme foi referido atrás (na Secção 3.5), os deslocamentos foram medidos com LVDT's; nos ensaios da norma ASTM D5764 foram utilizados dois LVDT's, sendo o deslocamento indicado na Fig. 3.19 a média das duas medidas.

As curvas força-deslocamento referentes aos ensaios de compressão longitudinal exibem um patamar de cedência que define a carga máxima, $F_{\max}$ (Fig. 3.21a). Normalmente, com o aumento da deformação, a carga mantem-se praticamente constante, fruto do esmagamento da madeira na zona por baixo da cavilha, onde se dá o contacto. Seguidamente, depois de uma certa deformação, começam a desenvolver-se fendas, provocando uma queda súbita de carga, típica da rotura frágil. Para estas séries de ensaios, a carga de rotura foi definida como a carga máxima absoluta do ensaio.

A análise das curvas força-deslocamento dos ensaios de esmagamento localizado na direcção radial revela a existência de uma transição suave entre a zona de comportamento linear e a zona de comportamento não linear. Além disso, verifica-se um aumento monótono da carga após a cedência, devido à densificação da madeira. Neste caso, as duas normas (EN 383 e ASTM D5764) têm critérios diferentes para a identificação da força máxima. No sentido de uniformizar a definição da força última de rotura nos ensaios na direcção radial, neste trabalho essa força foi tomada como sendo a força de cedência medida para um deslocamento permanente igual a 5% do diâmetro (*d*) do ligador (ver Fig. 3.21b); este é o critério adoptado pela norma ASTM D5764 e é o critério mais preciso quando aplicado a ligações simples normalizadas (Munoz, 2008).

De acordo com a norma EN 383, a resistência ao esmagamento localizado, para todas as séries ensaiadas, f_h, obtém-se utilizando a seguinte equação:

$$f_h = \frac{F_{\max}}{d.t} \tag{3.1}$$

onde $F_{\max}$ é a carga última de rotura, *d* é o diâmetro nominal da cavilha e *t* representa a espessura dos provetes de madeira.

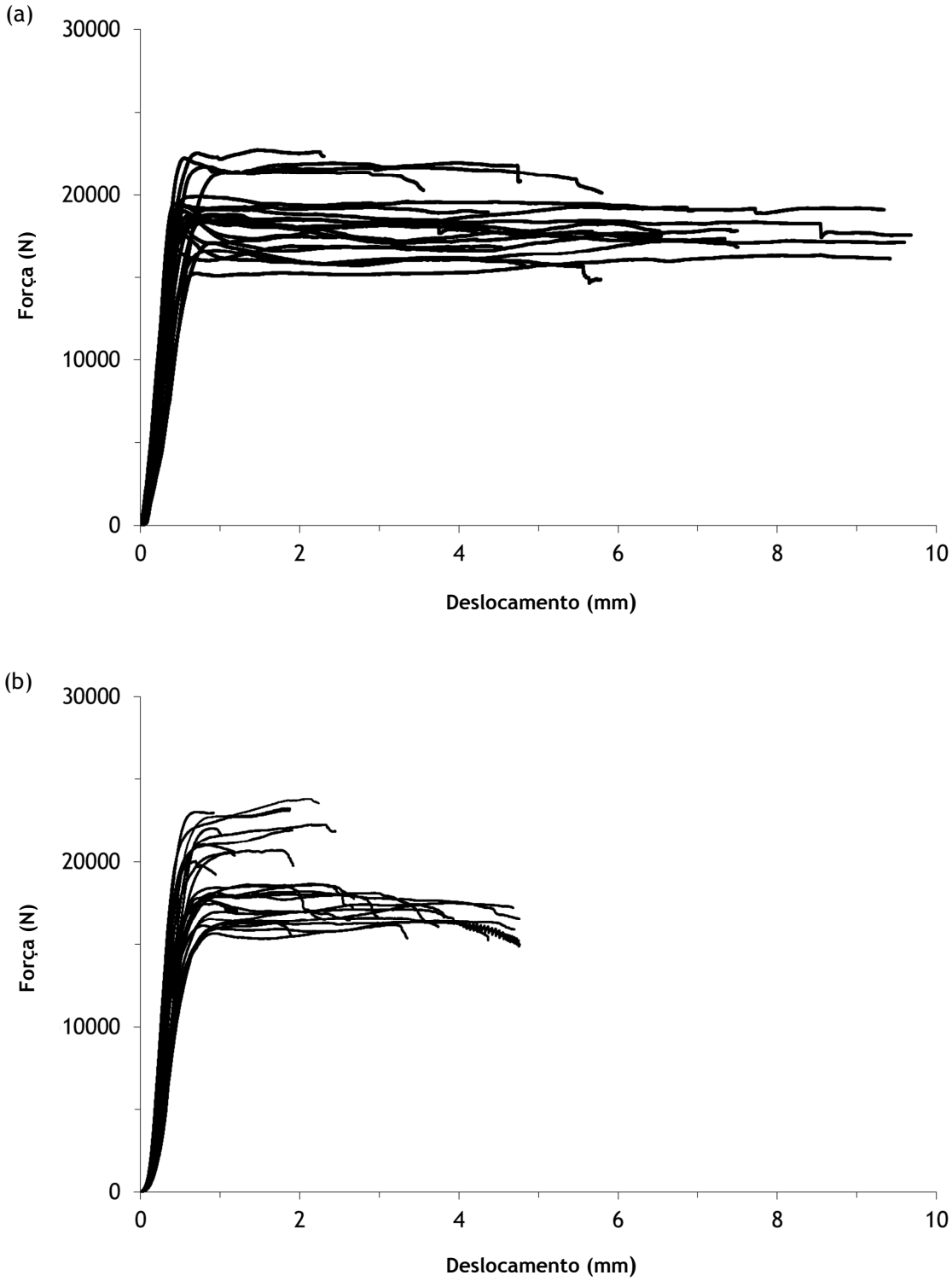


Figura 3.19 - Curvas carga-deslocamento dos ensaios à compressão longitudinal: (a) EN383; (b) ASTM D5764.

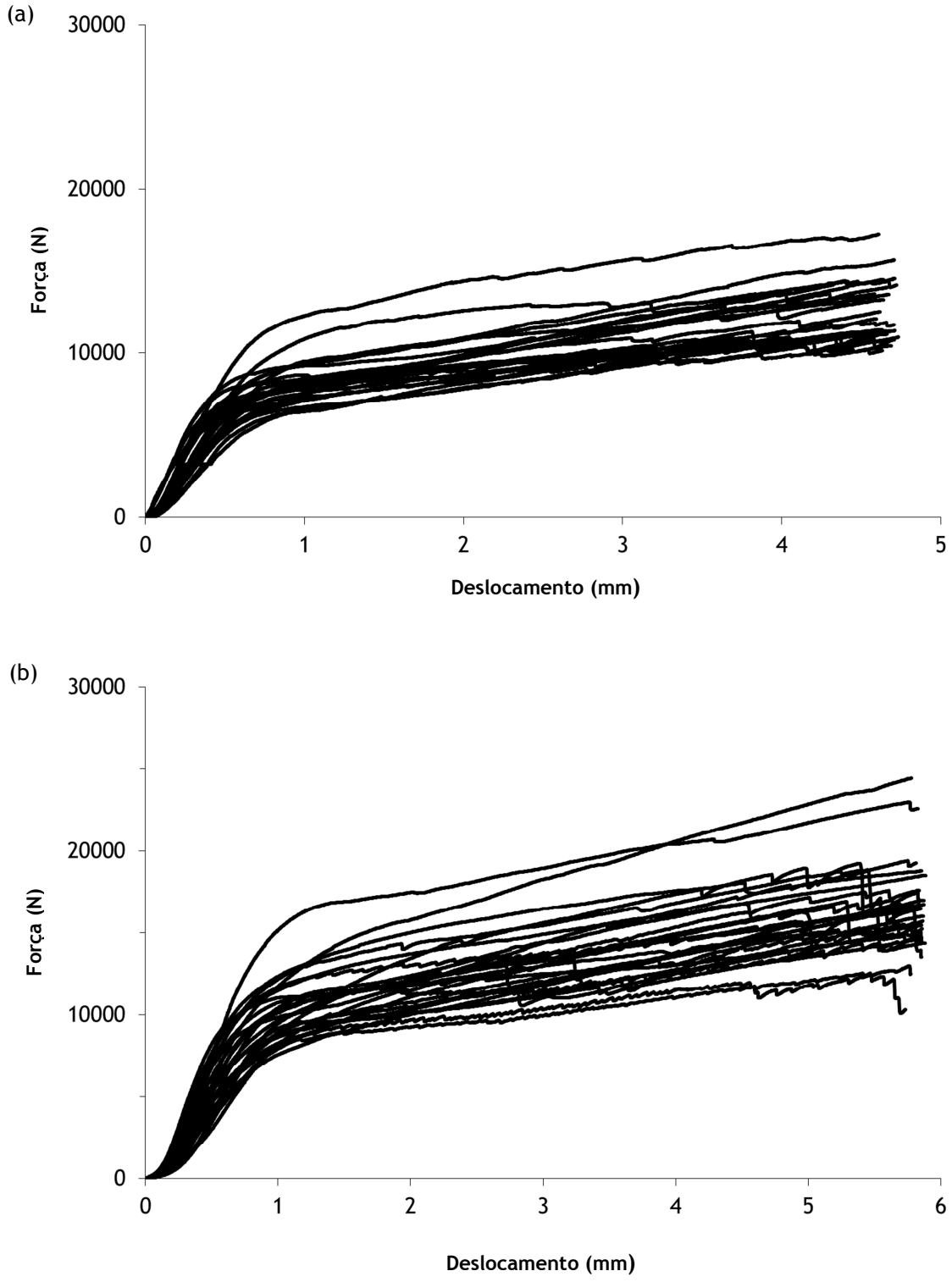


Figura 3.20 - Curvas carga-deslocamento dos ensaios à compressão radial: (a) EN383; (b) ASTM D5764.

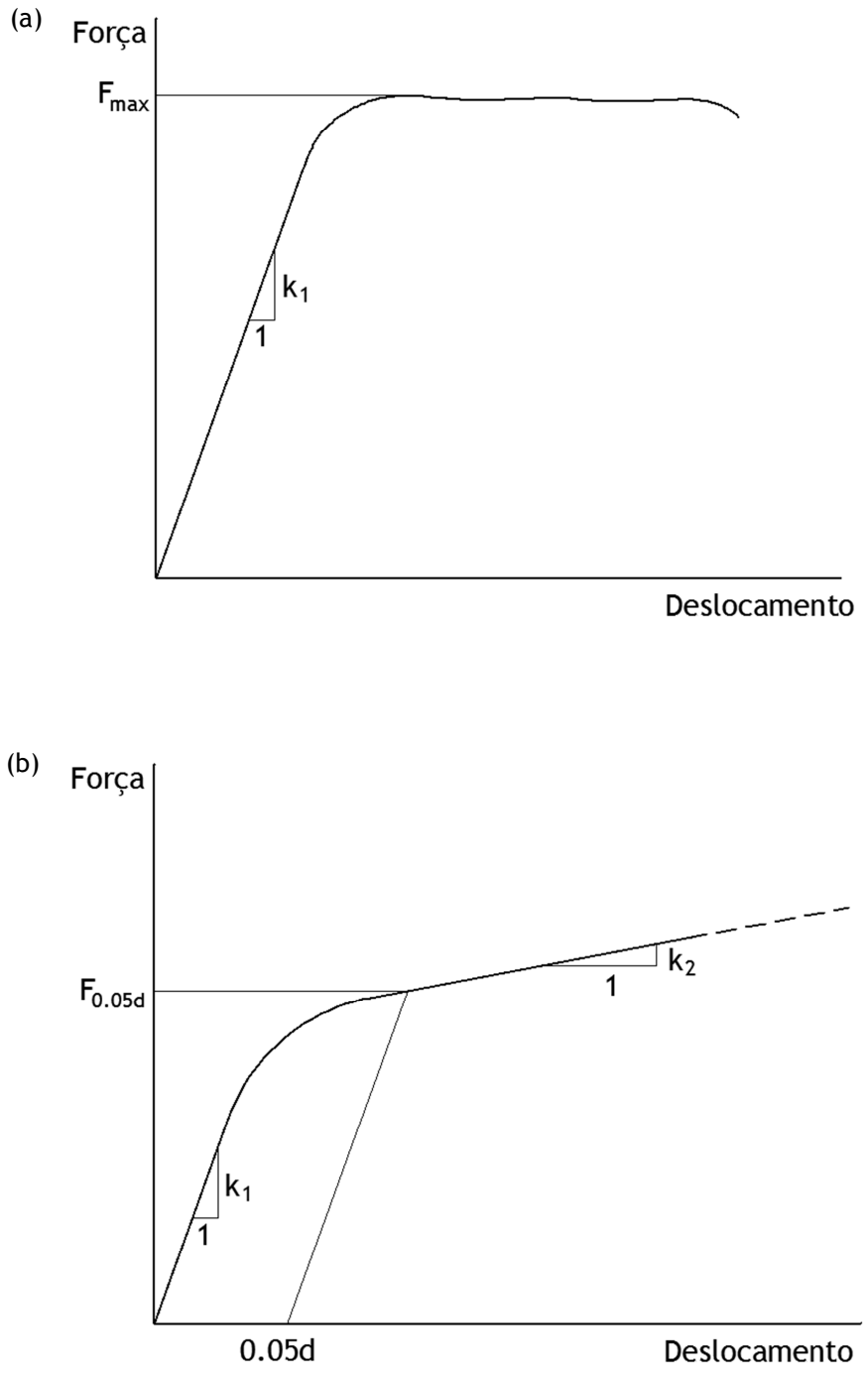


Figura 3.21 – Curvas força-deslocamento típicas dos ensaios de esmagamento localizado: (a) patamar de cedência seguido de fractura frágil; (b) transição (linear-não linear) suave, seguida de endurecimento.

Apesar das curvas força-deslocamento referentes aos ensaios da norma EN 383 incluírem a resposta completa ao ciclo de carga previsto nessa norma (Figs 3.19a e 3.19b), para tornar mais fácil a comparação entre os ensaios das duas normas no domínio elástico, apenas foi tida em conta a rigidez inicial (ou elástica) relativa ao carregamento final (k_1). Esta rigidez foi também empregue, no Capítulo 5, para a calibração dos modelos de elementos finitos. A rigidez elástica (k_1) foi então calculada por regressão linear do troço inicial das curvas força-deslocamento, como ilustra a Fig. 3.21. Um segundo valor de rigidez (k_2) foi definido para os ensaios de esmagamento na direcção radial, já depois da zona da cedência, tal como está ilustrado na Fig. 3.21b.

Tal como consta na norma EN 383, o módulo de fundação, K_{i} (i=1, 2) resulta da divisão dos valores de rigidez referidos anteriormente (k_1 ou k_2) pela área projectada do furo:

$$K_{\mathrm{i}} = \frac{k_{\mathrm{i}}}{d.t} \tag{3.2}$$

onde k_{i} é a rigidez (i=1, 2), d é o diâmetro nominal da cavilha e t é a espessura dos provetes.

A resistência ao esmagamento localizado (3.1) pode ser estimada a partir de formulações empíricas propostas na literatura, as quais reflectem não só a dependência com a massa volúmica como também a dependência com o diâmetro da cavilha e a orientação da carga relativamente ao fio da madeira. O EC5, compatível com os ensaios experimentais realizados segundo a norma EN383, sugere expressões para a estimativa da resistência ao esmagamento localizado da madeira, apenas em função da massa volúmica da madeira (ρ) e do diâmetro da cavilha, que podem ser avaliadas usando os resultados do presente programa experimental. Para a direcção longitudinal, a resistência ao esmagamento localizado, $f_{\mathrm{h,0}}$, tem a seguinte forma:

$$f_{\mathrm{h,0}} = 0.082(1 - 0.01d)\rho \tag{3.3}$$

Para o cálculo da resistência ao esmagamento localizado na direcção perpendicular ao fio da madeira, $f_{\mathrm{h,90}}$, o EC5 propõe a seguinte relação:

$$f_{\mathrm{h,90}} = \frac{f_{\mathrm{h,0}}}{1.35+0.015d} \tag{3.4}$$

De forma análoga, e em articulação com a norma ASTM D5764, a NDS propõe as seguintes expressões para o cálculo da resistência ao esmagamento:

$$f_{\mathrm{h,0}} = 0.07725\rho \tag{3.5}$$

$$f_{\mathrm{h,90}} = 212(0.001\rho)^{1.45}d^{-0.5} \tag{3.6}$$

Nas equações anteriores (3.3 a 3.6) as resistências ao esmagamento localizado ($f_{h,0}$ e $f_{h,90}$) deverão ser expressas em MPa, o diâmetro da cavilha (d) deverá ser expresso em mm, e a massa volúmica da madeira (ρ) deverá ser expressa em kg/m^3.

A Tabela 3.3 apresenta os valores médios e os desvios padrão das forças máximas (F_{max}), das forças de cedência ($F_{0.05d}$), das resistências ao esmagamento (f_h) e dos módulos de fundação (K_1 e K_2), relativos às séries de ensaios de esmagamento nas direcções longitudinal e radial, segundo as duas normas. Os valores de resistência ao esmagamento apresentados foram calculados, quer a partir das expressões sugeridas para os ensaios experimentais, quer pelas formulações empíricas propostas pelo EC5 e NDS. Todos os resultados destes parâmetros para cada série isolada podem ser consultados no Anexo B.

Da análise da Tabela 3.3 conclui-se que os valores médios de f_h e K_1 são significativamente maiores no ensaio de compressão longitudinal que no ensaio de compressão radial, em concordância com a elevada anisotropia da madeira. O valor médio de f_h do ensaio de compressão longitudinal é aproximadamente o dobro do valor obtido no ensaio de compressão radial; o valor médio de K_1 obtido no primeiro ensaio é praticamente o triplo do valor obtido no segundo ensaio. Por outro lado, conclui-se que as duas normas (EN 383 e ASTM D5764) fornecem valores médios de f_h e K_1 muito próximos, com excepção de f_h na compressão radial, que é cerca de um terço superior na norma ASTM D5764. Esta diferença entre os valores de f_h deve-se, muito provavelmente, à diferença de massa volúmica (cerca de 65 kg/m^3) entre as duas séries.

Tabela 3.3 – Valores médios da resistência ao esmagamento localizado (f_h) e módulos de fundação (K_1 *e* K_2) obtidos nos ensaios das normas EN 383 e ASTM D5764.

Série		***Massa volúmica***	F_{max}	$F_{0.05d}$	K_1	K_2	f_h ***(MPa)***		
		(Kg/m^3)	***(N)***	***(N)***	***(N/mm^3)***	***(N/mm^3)***	***Exper.***	***EC5***	***NDS***
CL_1	Média	570.1	19271	-	113.3	-	46.4	40.2	-
	Desv. Pad.	38.3	1740	-	23.5	-	4.2	2.7	-
CR_1	Média	550.1	-	8724	37.2	3.1	21.1	24.9	-
	Desv. Pad.	49.0	-	1477	8.8	0.7	3.6	2.2	-
CL_2	Média	584.0	19184	-	120.9	-	46.2	-	45.1
	Desv. Pad.	56.2	2407	-	21.4	-	5.8	-	4.3
CR_2	Média	615.5	-	12126	36.0	3.5	28.6	-	28.2
	Desv. Pad.	55.3	-	2103	8.8	1.0	5.2	-	3.7

As comparações anteriores foram baseadas apenas nos valores médios dos parâmetros de cada série. Mas, uma vez que cada série apresenta valores médios distintos da massa volúmica, é conveniente efectuar a comparação entre os parâmetros tendo em conta os efeitos das variações da densidade. Assim, as Figs. 3.22 e 3.23 apresentam, respectivamente, a resistência ao esmagamento e o módulo de fundação inicial em função da massa volúmica da madeira, para as séries de provetes ensaiados segundo as duas normas. Também se apresentam as rectas de tendência, permitindo aferir o nível de correlação entre os parâmetros referidos. Relativamente a f_h, e atendendo aos valores dos coeficientes de determinação obtidos, constata-se que existe correlação significativa com a massa volúmica, aumentando a resistência ao esmagamento localizado com a massa volúmica. A partir da Fig. 3.22a constata-se que os valores de f_h, no ensaio de compressão longitudinal, são praticamente idênticos para as duas normas. No ensaio de compressão radial (Fig. 3.22b), os valores de f_h são nitidamente superiores para a norma ASTM D5764. No que respeita a K_1, verifica-se que nos ensaios de compressão longitudinal os valores são muito semelhantes (Fig. 3.23a); mas nos ensaios de compressão radial, os valores de K_1 são claramente superiores para a norma EN 383 (Fig. 3.23b). Ainda a propósito dos resultados apresentados na Fig. 3.23, verifica-se que a correlação entre os valores de K_1 obtidos segundo a norma EN 383 e a massa volúmica não é significativa. Já para os valores de K_1 fornecidos pela norma ASTM D5764, foi observada uma correlação estatisticamente significativa, e positiva, com a massa volúmica. A análise qualitativa das regressões lineares foi feita de acordo com Köhler (2007).

A Fig. 3.24 ilustra o desempenho das expressões (3.3)-(3.6) na previsão da resistência ao esmagamento localizado. Conclui-se que a formulação proposta pela norma de projecto NDS produz resultados bastante satisfatórios. A aplicação das equações sugeridas pelo EC5 produz resultados conservadores na direcção paralela ao fio, sobretudo ao nível da compressão, e resultados inseguros na direcção perpendicular ao fio. No entanto, e tendo em conta a gama limitada de densidades, a Fig. 3.24 demonstra sobretudo a consistência dos resultados experimentais.

Uma comparação entre as normas ASTM D5764 e EN 383 também pode ser estabelecida com base nos deslocamentos até à rotura, registados nos ensaios de compressão longitudinal (séries CL_1 e CL_2). Enquanto na série CL_1 (EN 383) foi medido um deslocamento médio de 5.88 mm, para a série de CL_2 (ASTM D5764) foi medido um deslocamento médio de 2.69 mm. Este comportamento é uma consequência clara da geometria dos provetes proposta na norma ASTM, com meio-furo. Adicionalmente foi avaliada a correlação entre os deslocamentos até à rotura e a massa volúmica da madeira. A correlação observada foi baixa para a série CL_1 (R^2 = 0,15) e média para a série CL_2 (R^2 = 0,61). Vale a pena referir que as massas volúmicas médias das séries CL_1 e CL_2 têm valores relativamente próximos (ver Tabela 3.3).

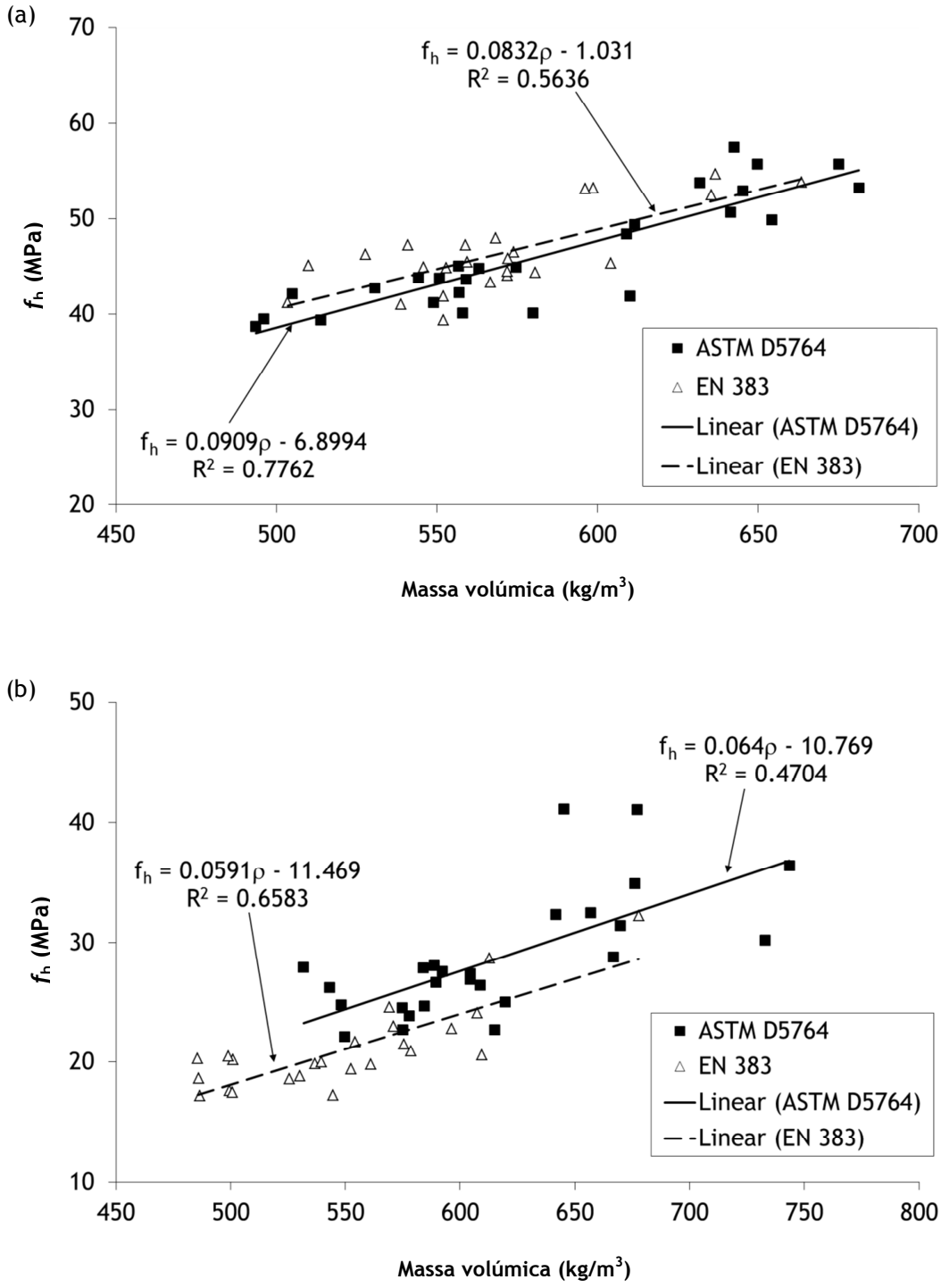
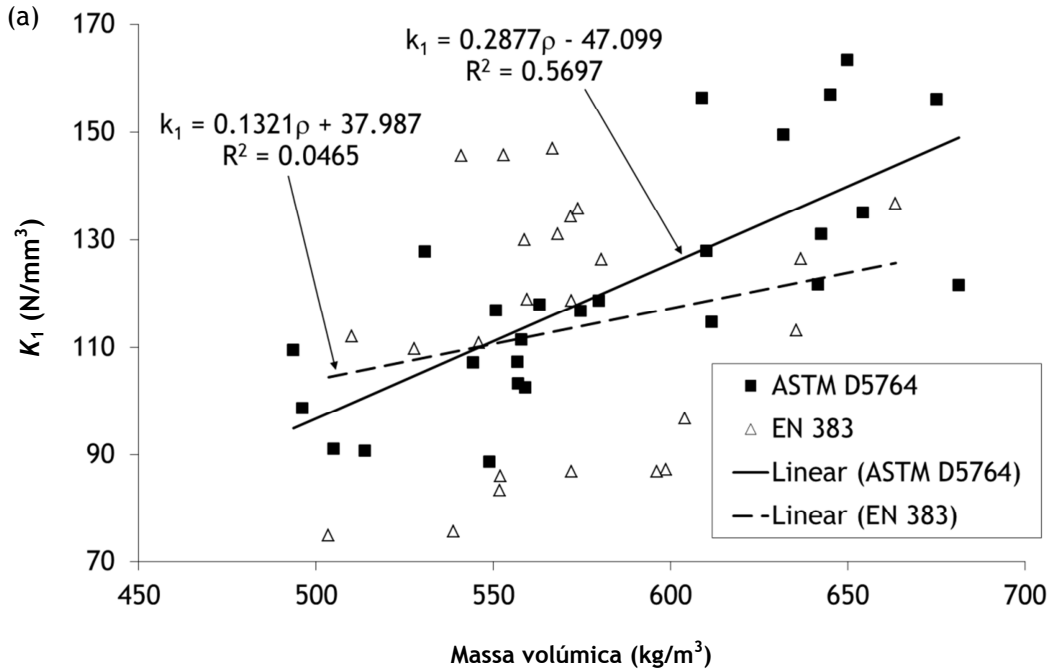


Fig. 3. 22 - Correlações entre f_h e a massa volúmica, para as normas EN 383 e ATM D5764: (a) ensaios de compressão longitudinal; (b) ensaios de compressão radial.



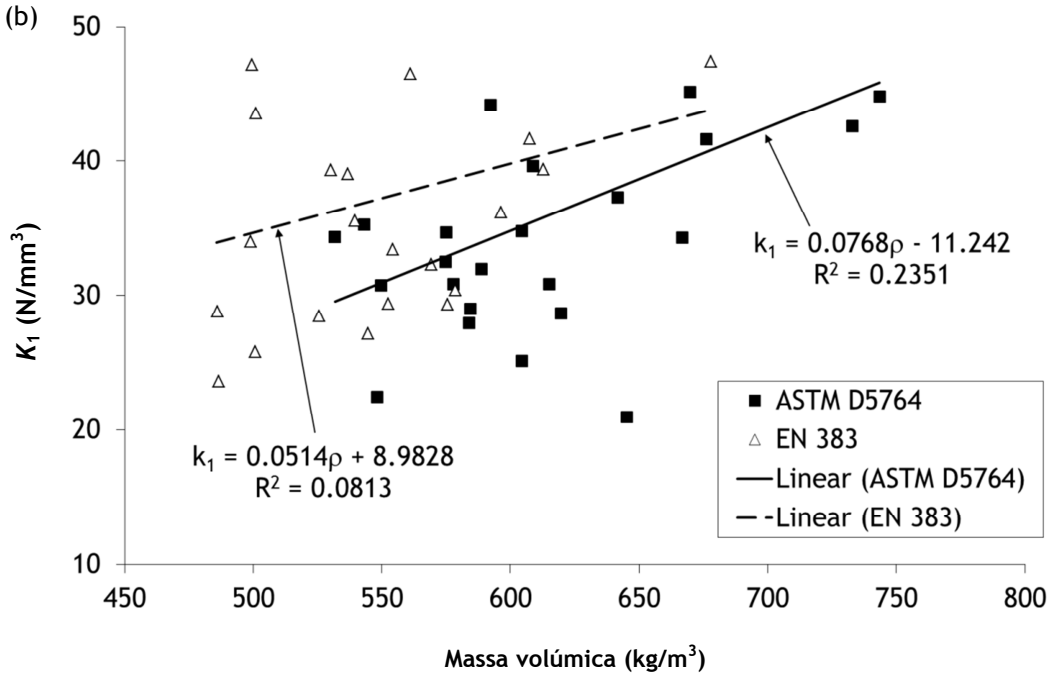
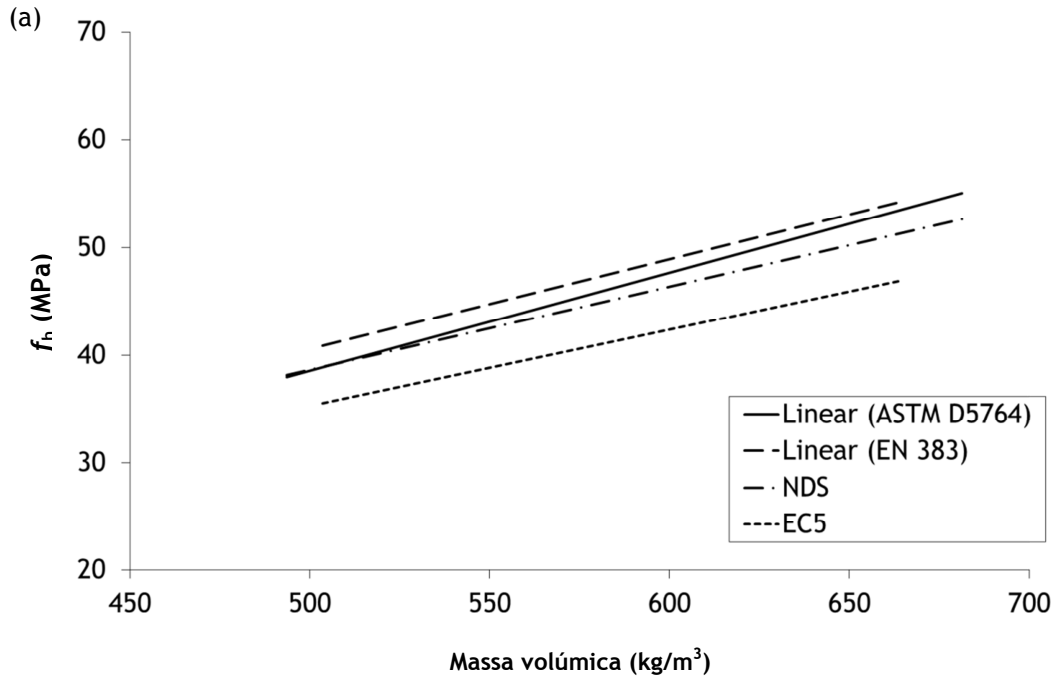


Fig. 3.23 - Correlações entre K_1 e a massa volúmica, para as normas EN 383 e ATM D5764: (a) ensaios de compressão longitudinal; (b) ensaios de compressão radial.



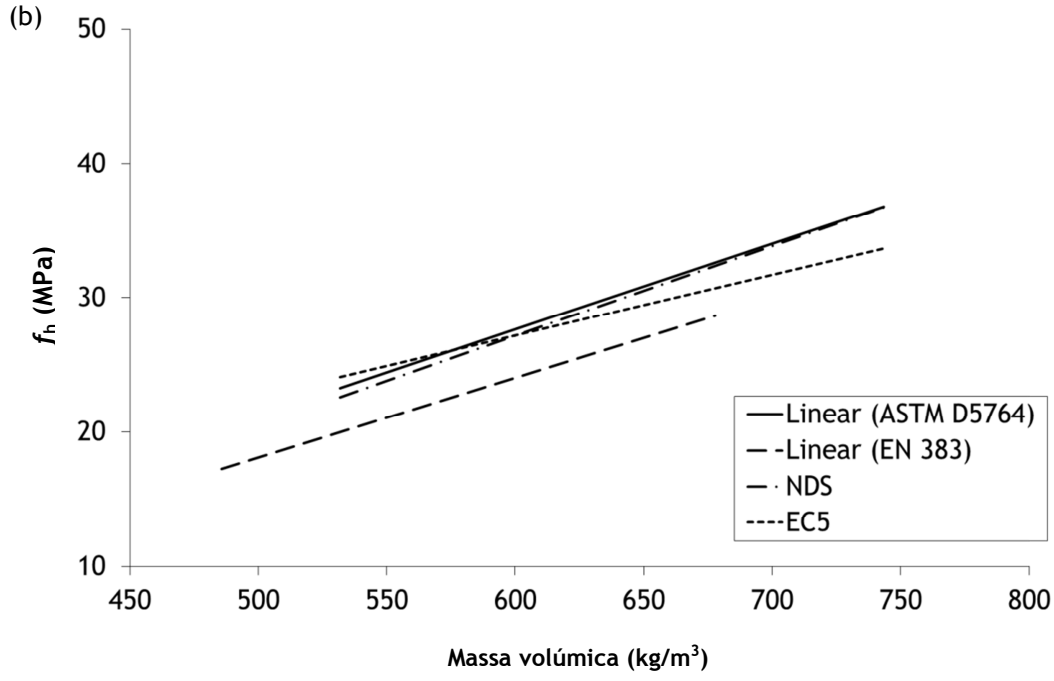


Fig. 3.24 - Comparação entre correlações experimentais e formulações empíricas de f_h:
(a) compressão longitudinal; (b) compressão radial

Para concluir a análise de resultados dos ensaios de esmagamento, resta-nos descrever os modos de rotura ocorridos nas diferentes séries. A Figura 3.25 ilustra os modos de ruína finais observados nas séries de provetes das duas normas. Os modos de ruína são semelhantes para os ensaios correspondentes nas duas normas. Nos ensaios de compressão longitudinal, de um modo geral observam-se roturas por esmagamento local (*bearing failure*) (Figs. 3.25a e 3.25c) assim como roturas por corte (*shear splitting failure*) (Figs. 3.25b e 3.25d). Na Fig. 3.25e pode observar-se, nos ensaios de compressão radial, a ocorrência da densificação da madeira até ao colapso das células, sobretudo do lenho inicial, originando a propagação de fendas. Todavia, para o ensaio de compressão radial segundo a norma ASTM D5764 verifica-se a formação de fendas no plano LT, a partir dos bordos laterais, resultantes de tensões de tracção radiais importantes, ilustradas na Fig. 3.25f. Este mecanismo de rotura será demonstrado mais adiante com o modelo de elementos finitos (MEF) do ensaio.

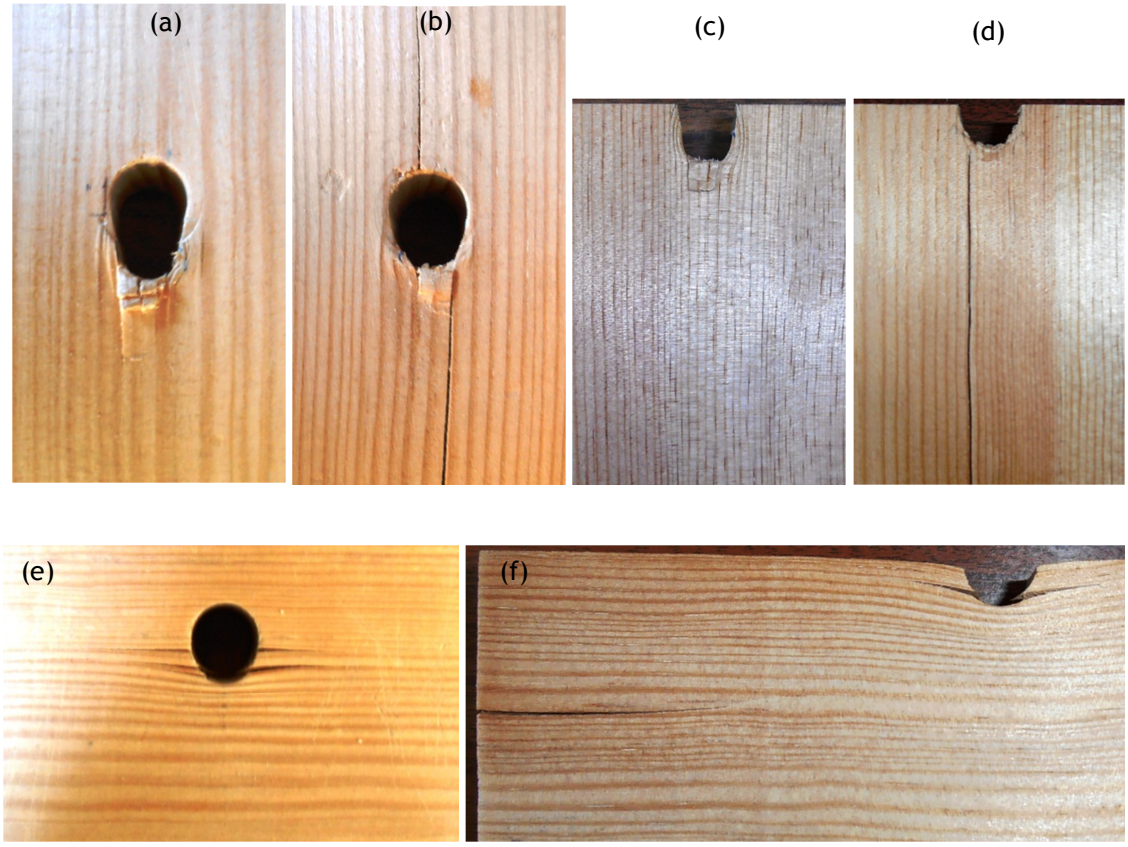


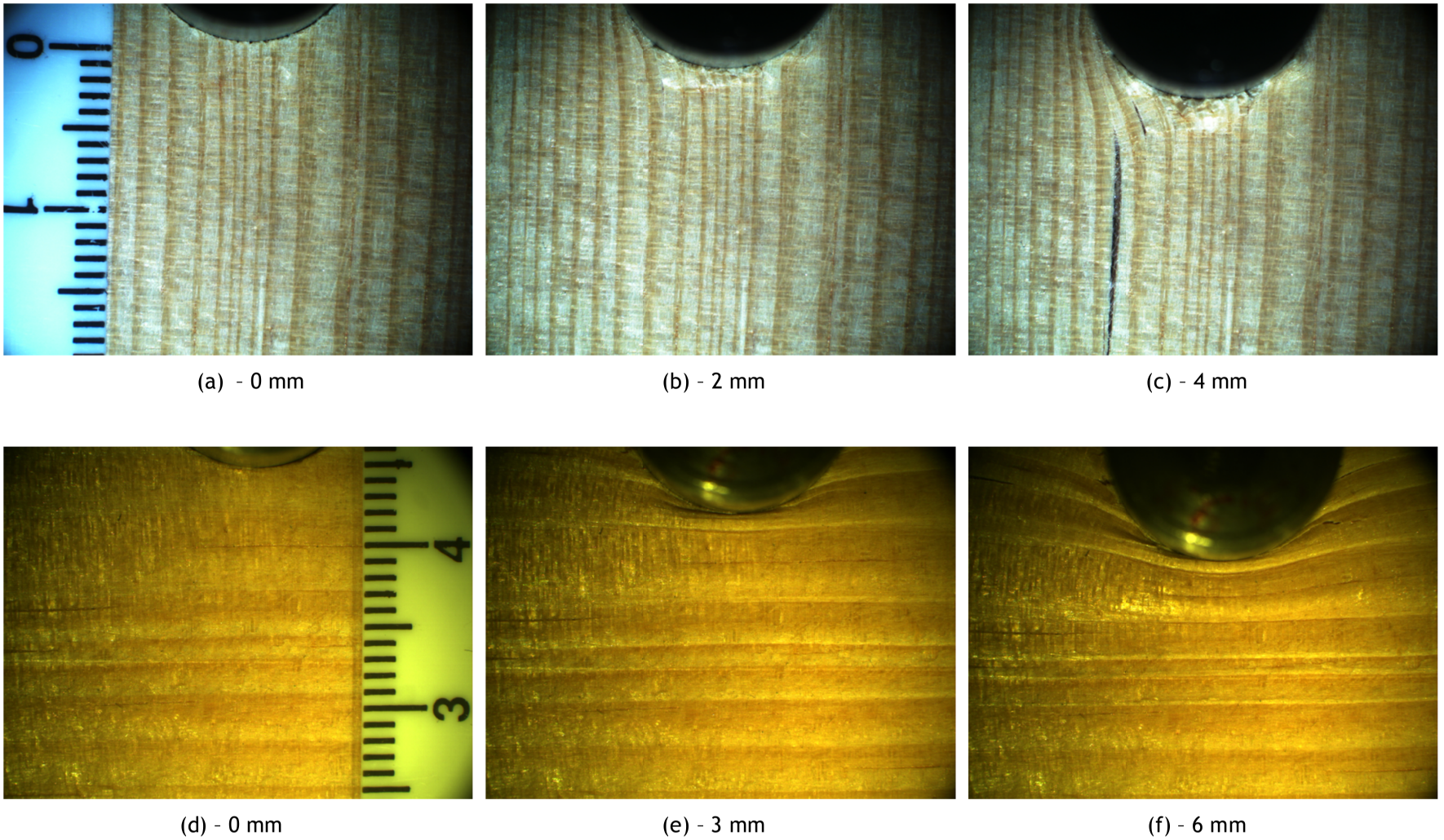
Figura 3.25 – Modos de rotura (meio furo – ASTM D5764; furo completo – EN 383). Rotura dúctil (esmagamento) (CL): (a) e (c); rotura frágil (1 fenda) precedida de patamar de cedência (CL): (b) e (d). Rotura dúctil com endurecimento após cedência (CR): (e) e (f).

Para se compreender melhor os mecanismos do esmagamento, em alguns ensaios foi usada uma câmara CCD de alta resolução, acoplada a uma lupa, como se pode ver na Fig.3.15. Todavia, o aparato proposto na norma EN 383, pela sua configuração, faz com que essa zona de interesse seja inacessível à observação. Assim, a observação da sequência dos mecanismos de dano ficou confinada aos ensaios conduzidos de acordo com a norma ASTM D5764. Na Fig. 3.26 está documentada a evolução do dano nos ensaios de esmagamento localizado na direcção longitudinal (Figs. 3.26a, 3.26b e 3.26c) e na direcção radial (Figs. 3.26d, 3.26e e 3.26f). No ensaio de compressão longitudinal, ocorre primeiro, por volta dos 2 mm de deslocamento, a encurvadura dos traqueídos. Por volta dos 4 mm de deslocamento é já visível a iniciação e propagação de várias fendas no lenho inicial, segundo o sistema de propagação LR. No ensaio de compressão radial verifica-se o esmagamento progressivo das paredes dos traqueídos, mais acentuado no lenho inicial que no lenho final. Esta densificação dos traqueídos é responsável pelo endurecimento após a cedência observado nas curvas força-deslocamento (Fig. 3.21b). Para valores de deslocamento mais elevados (próximos de 6 mm), iniciam-se e propagam fendas no sistema LR, a partir do furo e em direcção aos bordos das peças de madeira.

3.6.2 Avaliação do desempenho da técnica de reforço com insertos metálicos através de ensaios de esmagamento localizado

Faz-se nesta subsecção uma comparação entre as séries reforçadas com insertos metálicos e as séries homólogas sem insertos, ambas ensaiadas de acordo com a norma EN 383. Nas Figs. 3.27 e 3.28 podem ser apreciadas as curvas força-deslocamento referentes às séries reforçadas, carregadas segundo a direcção longitudinal e segundo a direcção radial da madeira, respectivamente. Como já foi referido (ver secção 3.5), estes ensaios foram instrumentados com um LVDT, que mede o deslocamento entre a extremidade da cavilha e a base da máquina de ensaios.

As curvas relativas às séries compostas por provetes reforçados com insertos metálicos exibem um patamar de cedência antes de eventual novo aumento da força (caso das séries CR_A e CR_B). A Fig. 3.29 ilustra a curva força-deslocamento típica destes ensaios. Para estas séries de ensaios, a força de rotura (F_{max}) foi definida como o sendo o primeiro máximo local da força que surge no referido patamar de cedência. A resistência ao esmagamento localizado (f_h) e os módulos de fundação dos ensaios (K_i, i=1,2), foram calculados usando as equações (3.1) e (3.2), respectivamente.



(a) – 0 mm (b) – 2 mm (c) – 4 mm

(d) – 0 mm (e) – 3 mm (f) – 6 mm

Figura 3.26– Evolução de um ensaio de esmagamento localizado (ASTM D5764): (a), (b) e (c) direcção longitudinal; (d), (e) e (f) direcção radial.

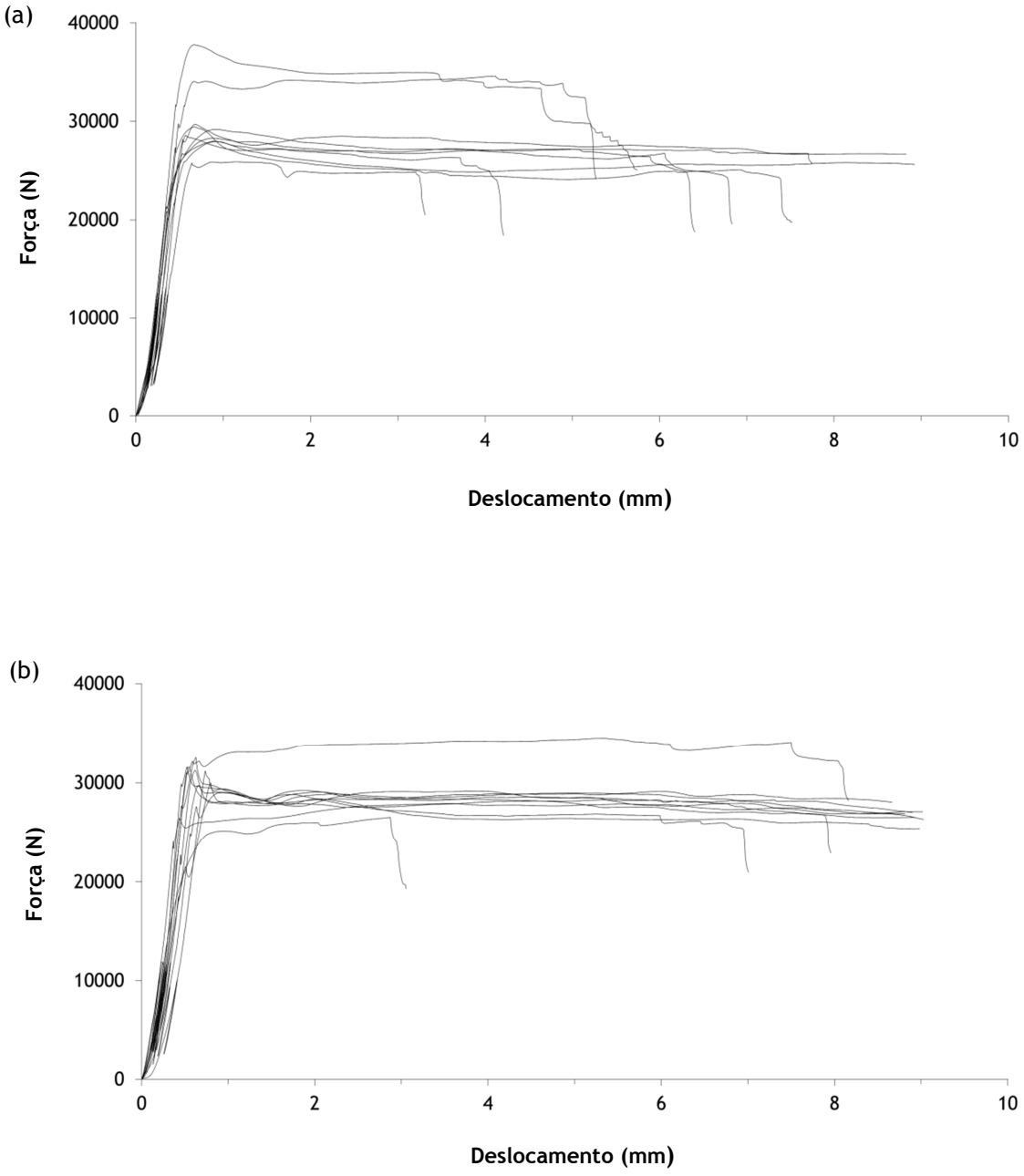
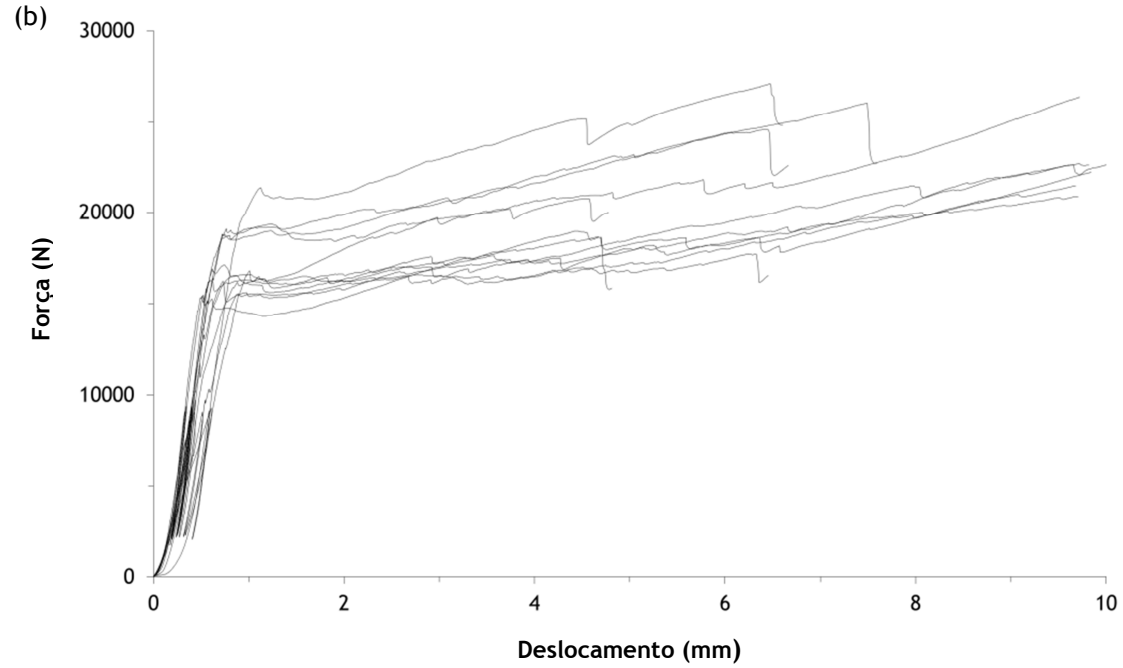


Figura 3.27 – Curvas força-deslocamento dos ensaios de esmagamento localizado na direcção longitudinal: (a) série CL_A (adesivo HIT-RE 500); (b) série CL_B (adesivo ARALDITE 2011).



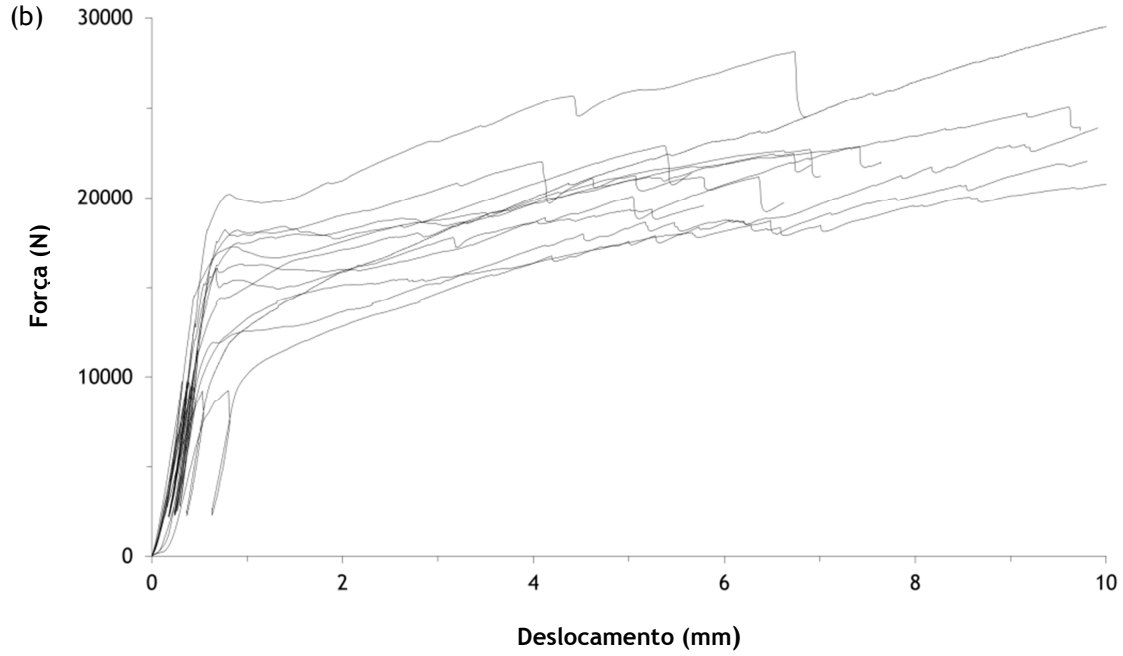


Figura 3.28 – Curvas força-deslocamento dos ensaios de esmagamento localizado na direcção radial: (a) série CR_A (adesivo HIT-RE 500); (b) série CR_B (adesivo ARALDITE 2011).

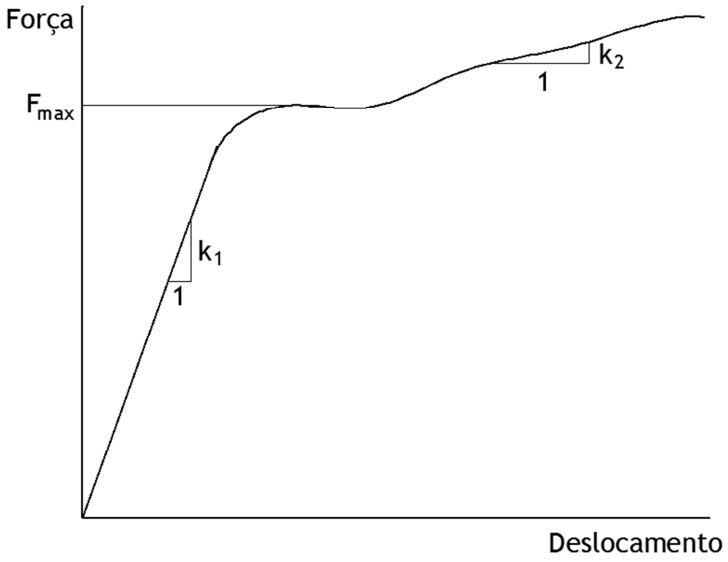


Figura 3.29 – Curva força-deslocamento típica dos ensaios de esmagamento localizado em provetes reforçados com insertos metálicos (patamar de cedência seguido de endurecimento).

A Tabela 3.4 apresenta os valores médios de f_h, K_1 e K_2 de todas as séries de provetes com insertos metálicos. Foram também incluídos os resultados relativos às séries sem inserto (CL e CR), para facilitar a comparação em termos de ganhos e perdas nos vários parâmetros, resultantes da aplicação dos insertos. Numa primeira análise, são evidentes os ganhos na resistência ao esmagamento que resultam do uso dos insertos. Os ganhos mais significativos obtiveram-se nos ensaios de compressão na direcção radial. De facto, a técnica de reforço com insertos metálicos produz ganhos médios na resistência ao esmagamento localizado de 54%, na direcção paralela ao fio, e de 85%, na direcção perpendicular ao fio. É também significativo o aumento no módulo de fundação inicial (K_1) alcançado com os insertos metálicos, na ordem dos 40% ou dos 90%, respectivamente, para as direcções longitudinal e radial. Já no que respeita ao módulo de fundação final (K_2), só aplicável aos provetes orientados radialmente, nenhum dos adesivos produz um efeito benéfico; este facto que não é relevante, do ponto de vista das aplicações estruturais, pois já diz respeito ao desempenho da ligação para lá das condições de projecto e de serviço útil. Dados detalhados destes parâmetros podem ser consultados no Anexo B.

No que diz respeito aos adesivos examinados neste trabalho, o adesivo HIT-RE 500 promoveu valores de resistência ao esmagamento superiores nos provetes de compressão radial (CR_A) e ligeiramente mais baixos nos provetes de compressão longitudinal (CL_A), quando comparado com o adesivo ARALDITE 2011.

Tabela 3.4 – Valores médios da resistência ao esmagamento localizado (f_h) e módulos de fundação (K_1 *e* K_2) obtidos nas séries reforçadas com insertos metálicos.

Séries		*Massa volúmica* *(Kg/m³)*	f_h *(MPa)*	*Ganho (%)*	K_1 *(N/mm³)*	*Ganho (%)*	K_2 *(N/mm³)*	*Ganho (%)*
CL	Média	570.1	46.4	-	113.3	-	-	-
	Desv. Pad.	38.3	4.2		23.5			
CL_A	Média	626.8	70.5	51.9	164.6	45.3	-	-
	Desv. Pad.	31.0	7.6		36.0			
CL_B	Média	636.9	72.1	55.5	152.4	34.5	-	-
	Desv. Pad.	31.5	5.2		38.4			
CR	Média	550.1	21.1	-	37.2	-	3.1	-
	Desv. Pad.	49.0	3.6		8.8		0.7	
CR_A	Média	615.4	40.2	90.4	74.8	100.9	2.0	-36.6
	Desv. Pad.	29.5	4.8		20.1		0.8	
CR_B	Média	646.7	37.9	79.5	67.1	80.5	2.8	-8.7
	Desv. Pad.	37.0	5.5		16.3		0.9	

A Fig. 3.30 mostra a variação da resistência ao esmagamento localizado com a massa volúmica, quer para as séries sem o inserto (CL e CR) quer para as séries com o inserto metálico (CL_A, CL_B, CR_A e CR_B). Uma apreciação geral destas figuras revela ganhos significativos nas resistências ao esmagamento quando se usam os insertos, mesmo tendo em conta as diferenças de massa volúmica. Os provetes cujos insertos foram colados com o adesivo HIT-RE 500 exibem correlações significativas entre f_h e a massa volúmica: a correlação é elevada no caso dos ensaios de compressão longitudinal (CL_A), e é média no caso dos ensaios de compressão radial (CR_A). Porém, a correlação observada para os provetes que usaram o adesivo ARALDITE 2011 é muito fraca ou mesmo inexistente, no caso da compressão longitudinal (Köhler, 2007).

Os gráficos apresentados na Fig. 3.31 ilustram a variação do módulo de fundação inicial *(K_1)* com a massa volúmica, tanto para as séries de compressão longitudinal (Fig. 3.31a), como para as séries de compressão radial (Fig. 3.31b). É evidente o efeito benéfico do uso dos insertos metálicos. Porém, os coeficientes de correlação entre K_1 e a massa volúmica da madeira não são significativos, com excepção da série cujos insertos foram colados com ARALDITE 2011 (CL_B e CR_B). Por fim, analisando a Fig. 3.32, conclui-se que aplicação de insertos tem um efeito negativo no módulo de fundação final (K_2), dos provetes solicitados radialmente. Os coeficientes de correlação são baixos para as séries com os insertos e muito baixos para a série sem insertos (Köhler, 2007).

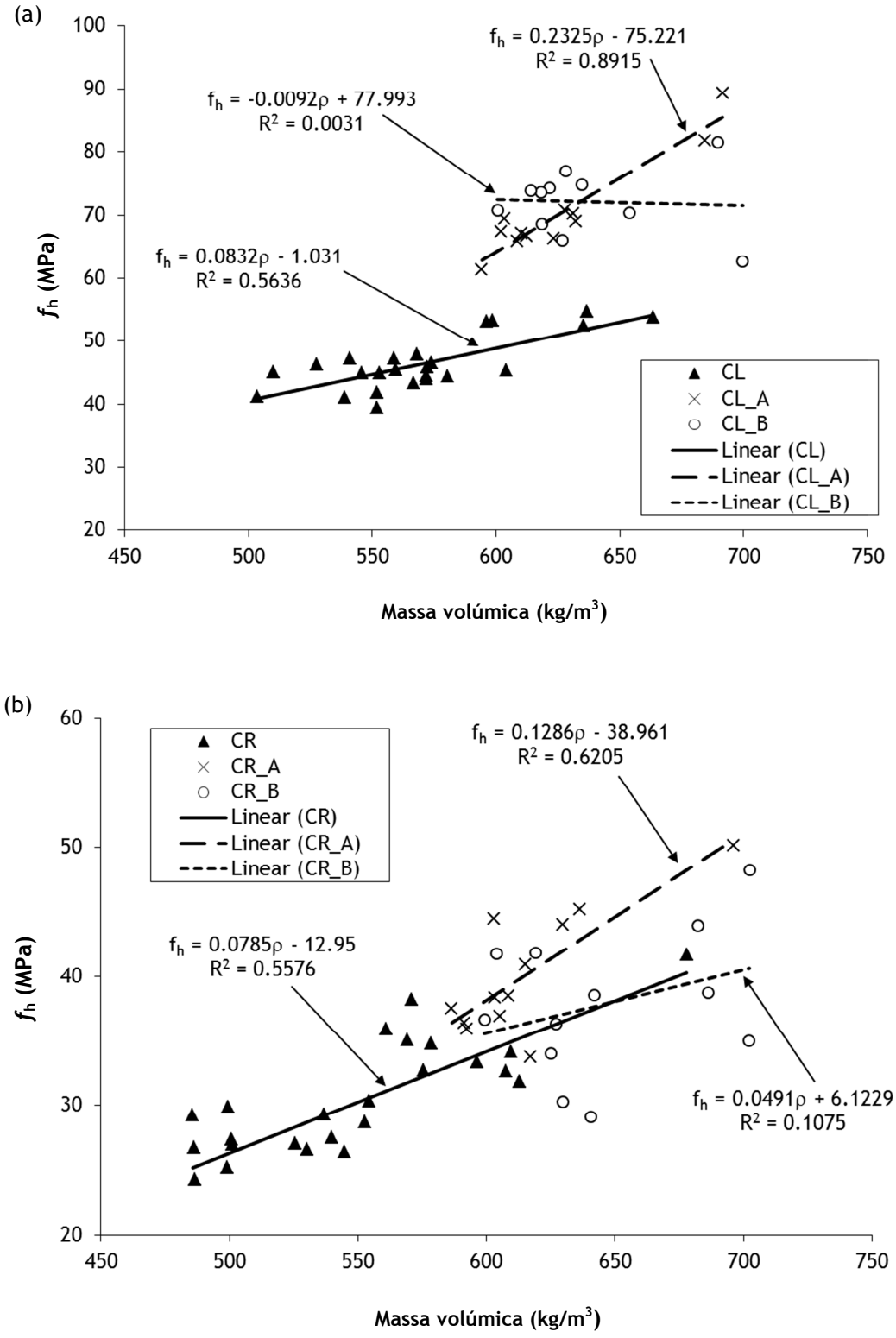


Figura 3.30 – Variação da resistência ao esmagamento localizado com a massa volúmica, nas séries sem e com inserto metálico: (a) compressão longitudinal; (b) compressão radial.

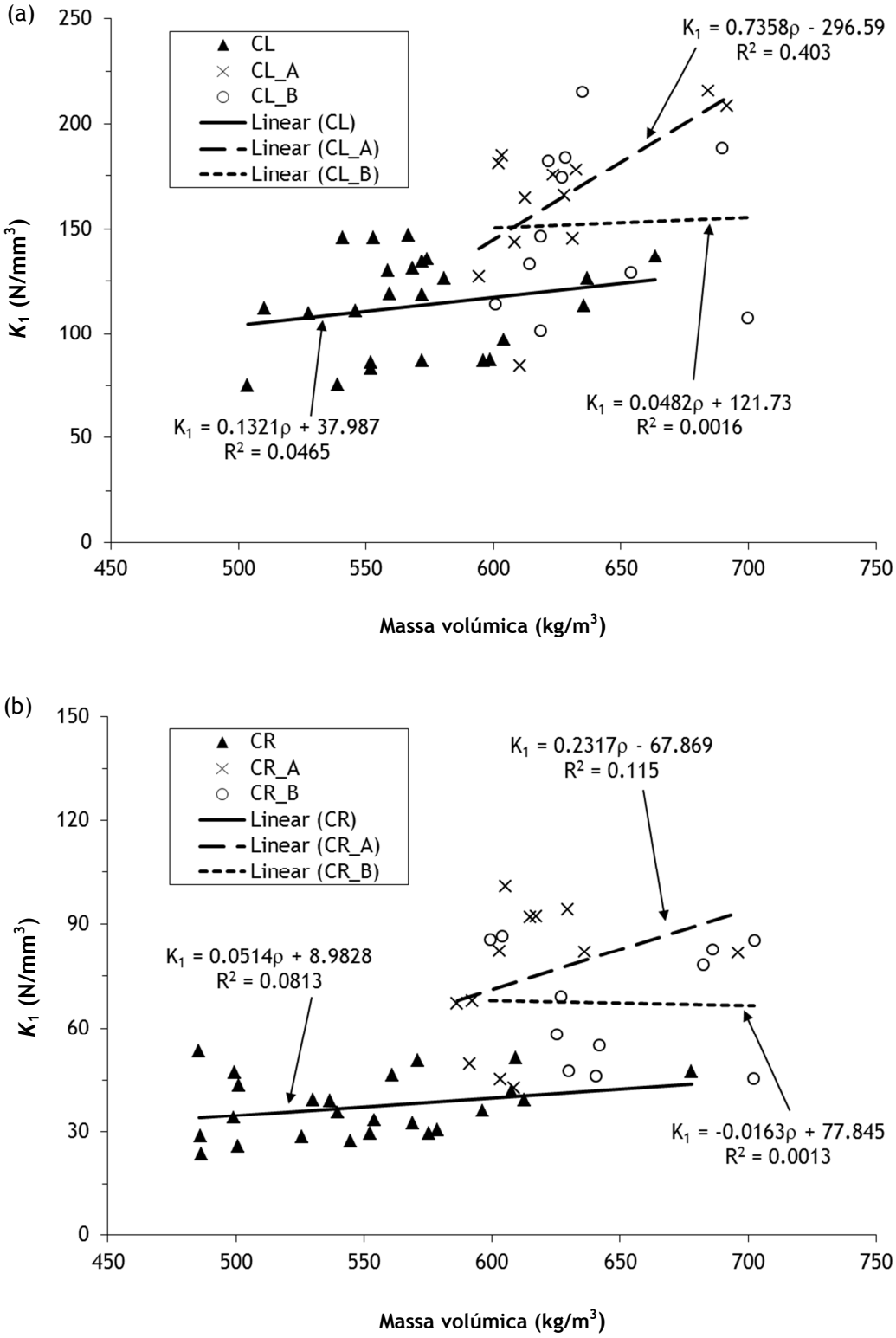


Figura 3.31 – Evolução do módulo de fundação inicial com a massa volúmica, nas séries sem e com insertos metálicos: (a) compressão longitudinal; (b) compressão radial.

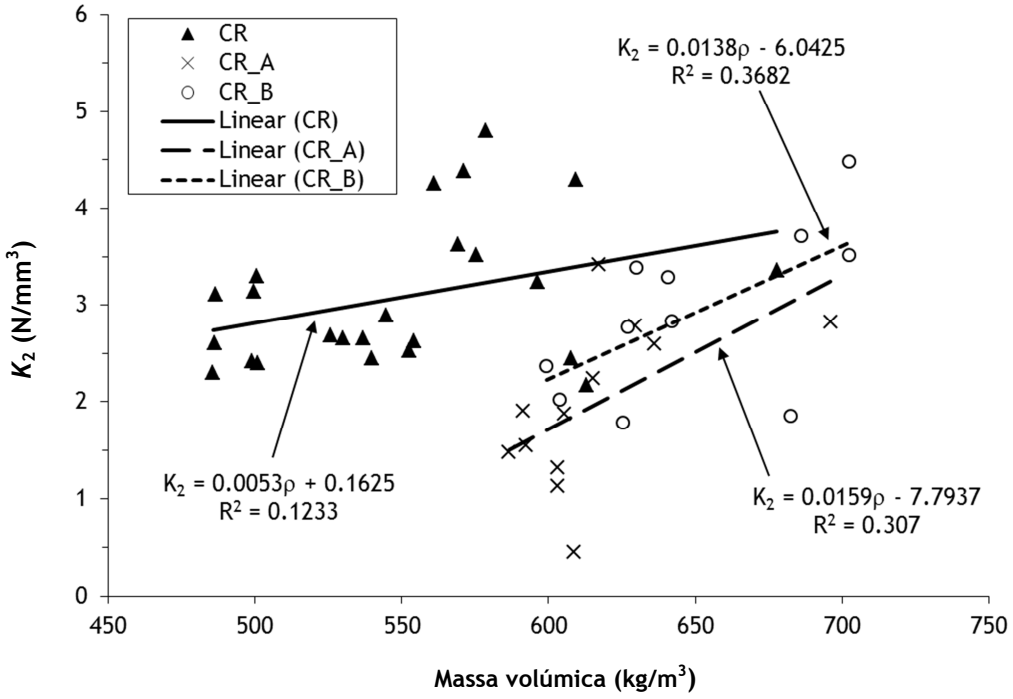


Figura 3.32 – Evolução do módulo de fundação final com a massa volúmica nos ensaios de compressão na direcção radial.

Os resultados acabados de apresentar põem em evidência a maior eficácia do reforço com insertos metálicos quando aplicado em provetes solicitados na direcção perpendicular ao fio (ver, por exemplo, a Tabela 3.4), atenuando a grande anisotropia das propriedades mecânicas da madeira. Conforme já foi referido atrás, a excepção reside no módulo de fundação K_2, que diminui com a aplicação dos insertos metálicos e de modo mais acentuado quando é empregue o adesivo HIT-RE 500 (série CR_A, na Fig. 3.32). É interessante notar que as curvas força-deslocamento dos ensaios de compressão radial em provetes com insertos (Figs. 3.28a e 3.28b) exibem alguns eventos de decréscimo da força, porventura originados pela iniciação e propagação de fendas e que explicarão a redução de K_2 relativamente aos provetes sem insertos (Fig. 3.32). Porém, estes valores mais baixos de K_2 não podem ser considerados uma desvantagem, uma vez que a aplicação dos insertos resultou efectivamente em ganhos significativos nas cargas de cedência.

Na Fig. 3.33 são apresentados os modos de rotura ocorridos nas séries reforçadas, solicitadas na direcção paralela (Fig. 33a) e perpendicular ao fio (Fig. 33b). Os modos de rotura são muito semelhantes aos observados nas séries sem reforço. No ensaio de compressão longitudinal, por vezes a aba do inserto tende a penetrar na madeira permitindo maiores deslocamentos e, consequentemente, conferindo às peças maior ductilidade. Observou-se também que os insertos não sofrem dano, não impedindo a remoção da cavilha após o ensaio.

3.7 Comparação de resultados com outra técnica de reforço (CFRP)

Com o objectivo de contribuir para a redução da concentração de tensões em elementos de madeira, na zona dos furos, beneficiando assim a resistência das ligações, foi recentemente estudada outra técnica de reforço, também em provetes de pinheiro bravo (Queirós, 2009; Santos *et al.*, 2011). Basicamente, esta técnica consiste na colagem de placas laminadas de epóxido reforçado com fibras de carbono (CFRP), nas faces laterais das peças de madeira, nas zonas envolventes dos furos. As semelhanças com as séries ensaiadas no presente trabalho (espécie de madeira, tipos de ensaios experimentais e uso de um adesivo de epóxido) justificam que se proceda a uma comparação dos resultados entre as duas técnicas de reforço, de modo a conhecer as vantagens e os inconvenientes relativos.

3.7.1 Descrição da técnica de reforço com CFRP

A técnica de reforço investigada por Queirós (2009) emprega laminados bidireccionais de CFRP, com o intuito de permitir um bom desempenho mecânico nas direcções radial e longitudinal da madeira. O laminado de carbono usado neste trabalho é composto pelo empilhamento de 10 camadas de manta unidireccional (SEAL Texipreg® HS160 RM) dispostas alternadamente segundo a sequência $[(0/90)_2/0]_S$ e impregnadas com resina epóxida. Cada camada possui uma espessura de 0.15 mm, resultando um laminado de 1.5 mm de espessura nominal. Os laminados (com dimensões de 84x50 mm^2) são colados em rebaixos previamente maquinados nas duas faces dos provetes, de modo a manter a espessura dos provetes (t=30 mm), como mostra a Fig. 3.34. Foi usado o adesivo epóxido SIKADUR 30, da SIKA®.

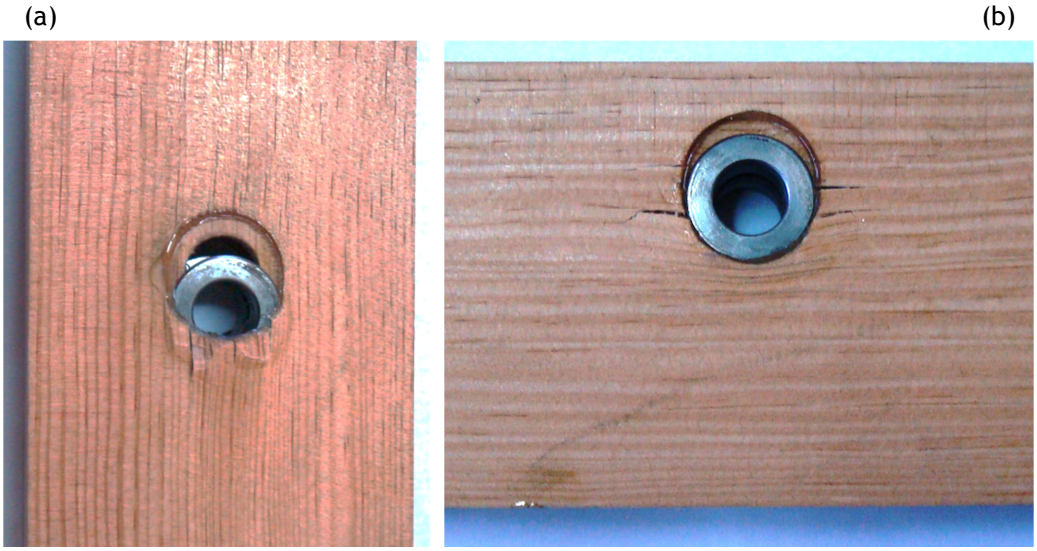


Figura 3.33 – Modos de rotura dos provetes reforçados com insertos metálicos: (a) compressão longitudinal; (b) compressão radial.

Tanto na colagem como na cura foram respeitadas as especificações do fabricante do adesivo. As peças, depois de coladas, estiveram 48 horas numa prensa, sujeitas à pressão recomendada (Fig. 3.35a). A cura do adesivo ocorreu à temperara ambiente, ao longo de 14 dias. Após a cura do adesivo, a furação foi feita numa máquina de furar, usando uma broca de 14 mm diâmetro com ponta endurecida em carboneto de tungsténio, para evitar a danificação do laminado de CFRP. A precisão desta furação levou a uma folga de valor baixo, entre a cavilha e o furo, que permitiu uma montagem fácil à mão (Fig. 3.35b). A camada de adesivo foi verificada visualmente em alguns provetes seccionados para o efeito (Fig. 3.35c).

3.7.2 Ensaios experimentais da técnica de reforço (CFRP)

No que respeita à técnica de reforço com laminados de CFRP foram também realizados ensaios de esmagamento localizado nas duas direcções da madeira (longitudinal e radial), de acordo com a norma EN 383 (CEN, 1993). Esses ensaios foram realizados na máquina de ensaios electromecânica, marca Instron®, modelo 1125, equipada com uma célula de carga de 100 kN. Os ensaios foram igualmente efectuados em controlo de deslocamento do travessão da máquina, tendo-se usado LVDT's (modelo AML/EU ±10-S10, da marca Applied Measurements®) para medir os deslocamentos. Os dados obtidos nos ensaios experimentais foram adquiridos através do sistema de aquisição de dados SPIDER 8-30®.

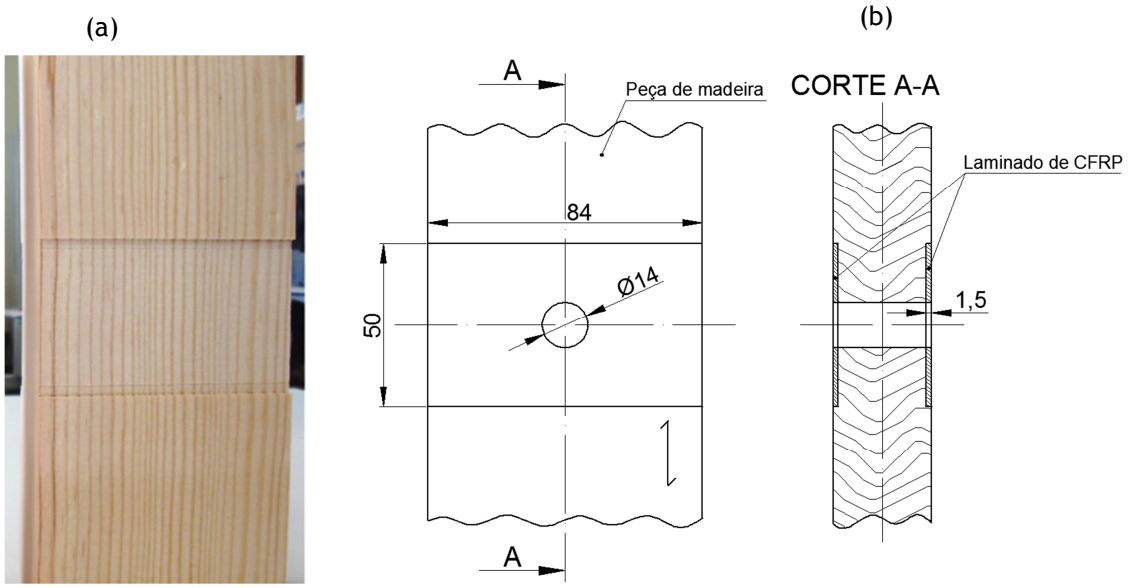


Figura 3.34 – Provete de madeira: (a) provete com rebaixo; (b) aplicação do laminado de CFRP (adaptado de Queirós, 2009).

(a)



(b)



(c)



Figura 3.35 – Reforço com CFRP: (a) série de provetes na prensa; (b) peça furada; (c) vista em corte (adaptado de Santos *et al.*, 2009).

Os ensaios de esmagamento localizado, ilustrados na Fig. 3.36, foram realizados com um LVDT para medir o deslocamento entre a cavilha e a base da máquina de ensaios. Na mesma figura é bem visível o laminado colado nas faces, na zona central atravessada pelo ligador. A aplicação da carga seguiu também o procedimento da norma EN 383 (Fig. 3.14). Para dar início aos ensaios, estimou-se um valor máximo de carga, obtido com base em ensaios preliminares: 29400 N e 23400 N para as direcções longitudinal e radial, respectivamente.

3.7.3 Comparação dos resultados dos ensaios de esmagamento localizado

Na Fig. 3.37 estão reunidas as curvas força-deslocamento dos provetes reforçados com laminados de CFRP. Estas curvas possuem um patamar de cedência ainda mais pronunciado do que nas séries reforçadas com insertos metálicos, seguido de um aumento irregular da carga (esquematizado na Fig. 3.29b). Este aumento de carga deve-se ao efeito dos laminados de CFRP, que impede os modos de rotura frágeis. O valor da carga última de rotura foi definido no patamar de cedência, mais precisamente no primeiro máximo local da força.

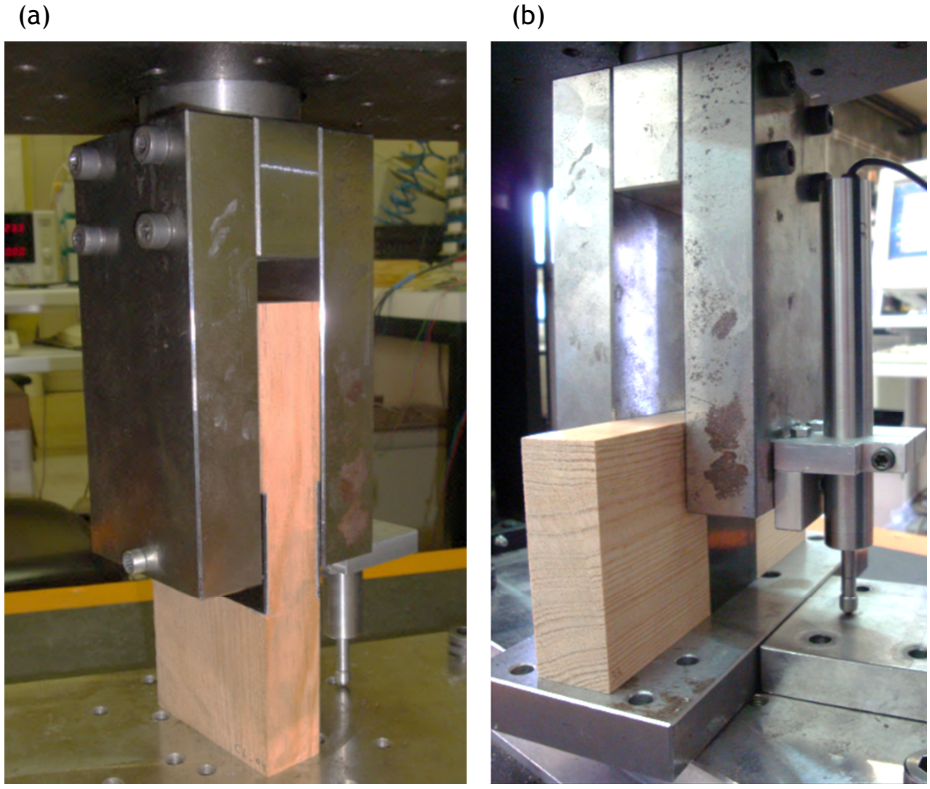


Figura 3.36 – Ensaios de esmagamento localizado de provetes reforçados com CFRP, segundo a norma EN 383: (a) direcção longitudinal; (b) direcção radial (Queirós, 2009).

Aplicando as equações previstas na norma EN 383 (equações 3.1 e 3.2), foram obtidos os valores da resistência ao esmagamento localizado e dos módulos de fundação. A Tabela 3.5 resume os valores médios destes parâmetros para as séries sem reforço, reforçadas com insertos metálicos e reforçadas com CFRP, de modo a facilitar a sua comparação. Numa primeira análise, a aplicação do reforço em CFRP resulta num aumento significativo da resistência ao esmagamento localizado, no caso dos provetes de compressão perpendicular ao fio da madeira, relativamente às séries não reforçadas e às séries reforçadas com insertos metálicos. Nos ensaios de esmagamento na direcção longitudinal, ambas as técnicas de reforço produzem ganhos similares da resistência ao esmagamento.

Quanto aos módulos de fundação (K_1, K_2), verifica-se que o reforço em CFRP é a única técnica a produzir ganhos no módulo de fundação final (K_2). A aplicação do laminado de CFRP resulta em ganhos ainda mais evidentes no módulo de fundação inicial (K_1), quando comparado com a aplicação de insertos metálicos em provetes orientados radialmente. Além disso, esta técnica elimina completamente os modos frágeis de rotura, ao contrário da técnica dos insertos metálicos que permitiu a ocorrência de roturas frágeis em alguns provetes. Queirós (2009) concluiu que a aplicação de laminados de CFRP no reforço de ligações por cavilha confere aos membros de madeira, aumentos significativos no módulo de fundação inicial e na resistência ao esmagamento.

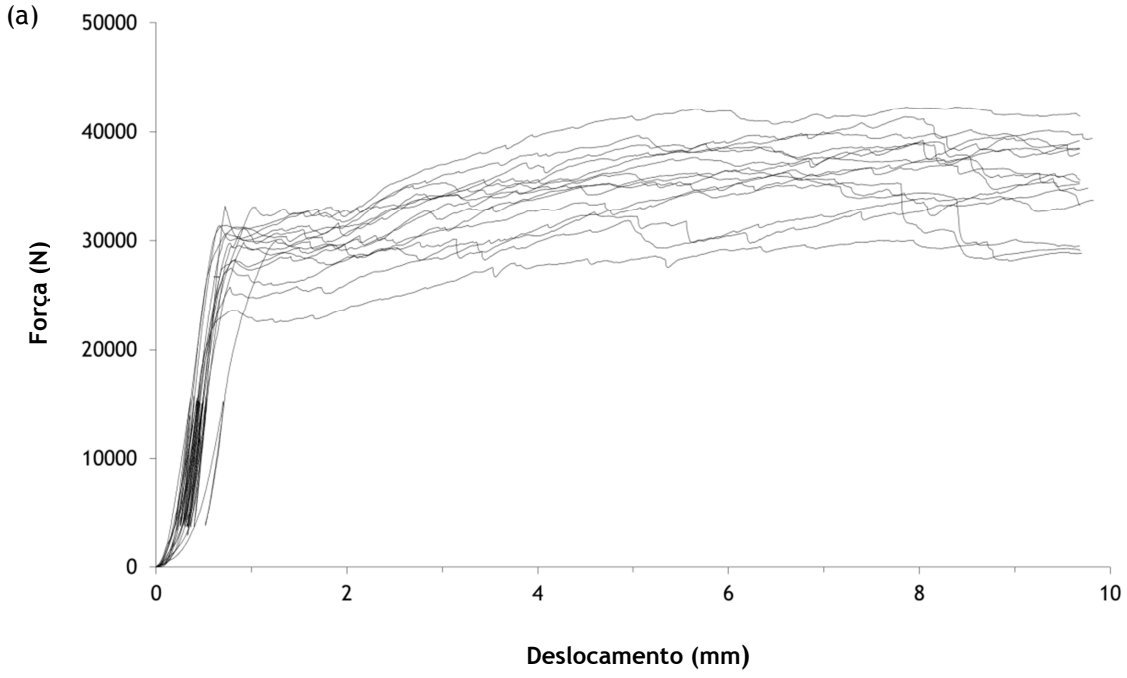


Figura 3.37 – Curvas força-deslocamento referentes às séries reforçadas com CFRP: (a) compressão longitudinal; (b) compressão radial (Queirós, 2009). *Continua*.

(b)

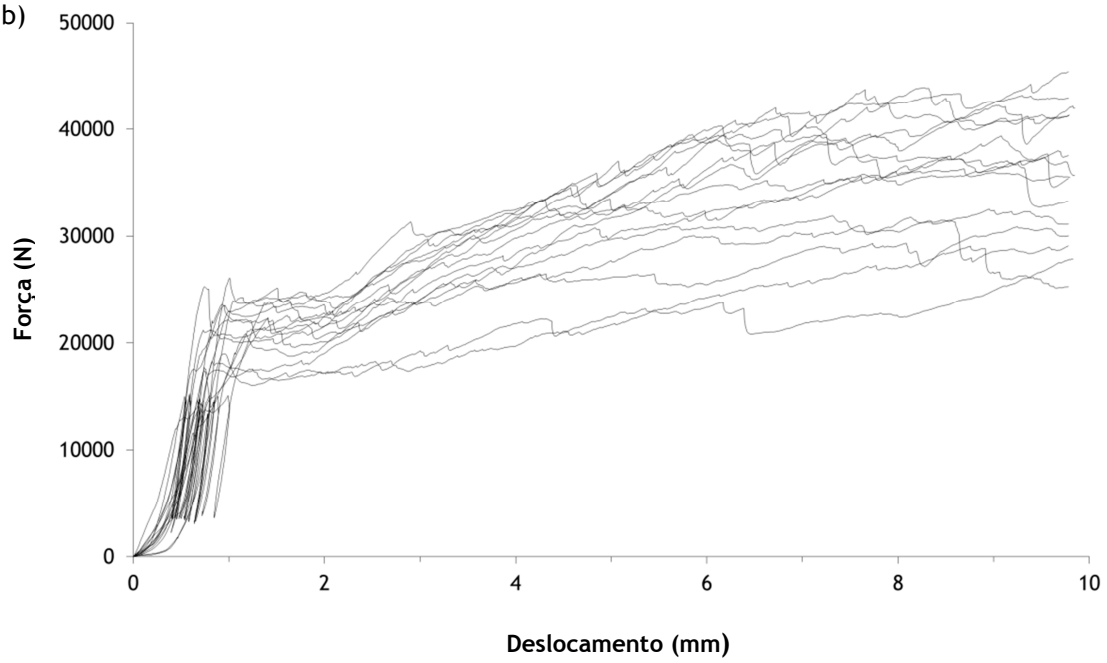


Figura 3.37 – Curvas força-deslocamento referentes às séries reforçadas com CFRP: (a) compressão longitudinal; (b) compressão radial (Queirós, 2009). *Continuação*.

Tabela 3.5 – Valores médios da resistência ao esmagamento localizado (f_h) e módulos de fundação (K_1 e K_2) obtidos nas séries reforçadas com laminado de CFRP.

Séries		*Massa volúmica* *(Kg/m³)*	f_h *(MPa)*	*Ganho (%)*	K_1 *(N/mm³)*	*Ganho (%)*	K_2 *(N/mm³)*	*Ganho (%)*
CL	Média	570.1	46.4	-	113.3	-	-	-
	Desv. Pad.	38.3	4.2					
CL_A	Média	626.8	70.5	51.9	164.6	45.3	-	-
	Desv. Pad.	31.0	7.6		36.0			
CL_B	Média	636.9	72.1	55.5	152.4	34.5	-	-
	Desv. Pad.	31.5	5.2		38.4			
CL_CFRP	Média		72.8	56.9	146.4	29.2		
	Desv. Pad.							
CR	Média	550.1	21.1	-	37.2	-	3.1	-
	Desv. Pad.	49.0	3.6		8.8			
CR_A	Média	615.4	40.2	90.4	74.8	100.9	2.0	-36.6
	Desv. Pad.	29.5	4.8		20.1		0.8	
CR_B	Média	646.7	37.9	79.5	67.1	80.5	2.8	-8.7
	Desv. Pad.	37.0	5.5		16.3		0.9	
CR_CFRP	Média		53.5	153.6	97.6	162.4	4.6	48.4
	Desv. Pad.							

Relativamente aos modos de rotura ocorridos nos provetes com reforço em CFRP, observa-se, tanto nos provetes com orientação paralela como perpendicular ao fio da madeira (Figs. 3.38a e 3.38b, respectivamente), um esmagamento controlado do conjunto carbono/madeira, assegurado pela rotura gradual das fibras que compõem o laminado de carbono, em articulação com o elevado desempenho do adesivo (SIKADUR-30), sem que se verifique, em algum caso, a ocorrência de roturas frágeis.

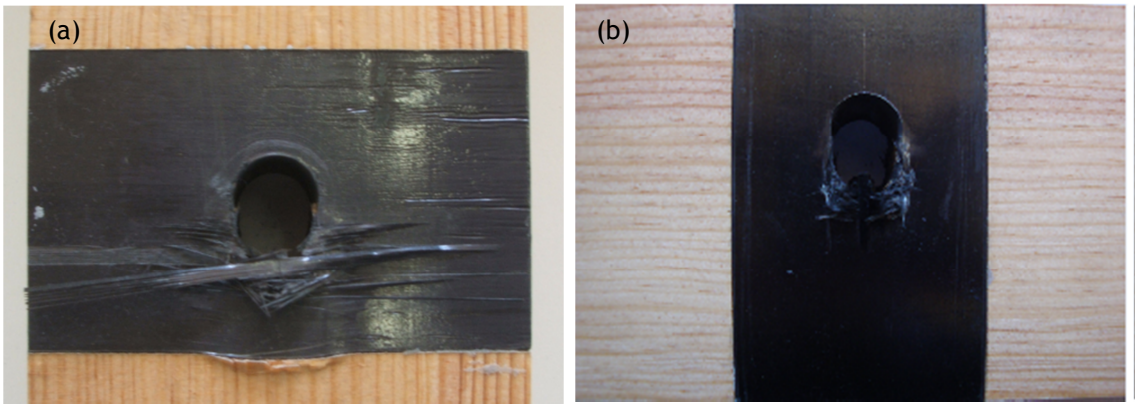


Figura 3.38 – Modos de rotura referentes às séries reforçadas com CFRP: (a) compressão longitudinal; (b) compressão radial (Queirós, 2009).

3.8 Conclusão

Concluídos os ensaios de esmagamento localizado, ficaram a conhecer-se as resistências ao esmagamento, os módulos de fundação e modos de rotura para todas as séries ensaiadas. Com base nestes resultados algumas conclusões podem ser formuladas:

i) os valores de resistência ao esmagamento localizado e do módulo de fundação aumentaram quando aplicadas as técnicas de reforço. As técnicas de reforço abordadas são mais eficientes nas peças de madeira sujeitas à carga na direcção radial, o que é muito positivo, pois trata-se da direcção com menor resistência.

ii) foram experimentados dois adesivos epóxidos na colagem dos insertos metálicos, nomeadamente ARALDITE 2011 e HIT-RE 500, este último demonstrou ser mais eficiente na colagem do aço ao pinho bravo. Esta conclusão fará com que o adesivo da HILTI® seja preferencialmente escolhido pelo autor em trabalhos similares, onde se pretenda portanto unir aço e madeira.

iii) a utilização de laminados de CFRP no reforço das peças de madeira demonstrou ser mais eficiente do que a utilização de insertos metálicos, com destaque para a eliminação dos modos frágeis de rotura, beneficiando portanto a ligação. No entanto trata-se de uma técnica mais intrusiva e mais cara que a utilização dos insertos metálicos.

Capítulo 4

Análise experimental de uma ligação por cavilha

4.1 Introdução

A falha das ligações de elementos estruturais de madeira por cavilha metálica ocorre muitas vezes por rotura frágil de um, ou mais, desses elementos. Neste contexto, as normas de projecto estabelecem distâncias mínimas entre ligadores, e entre estes e os bordos das peças de madeira. Como foi abordado em capítulos anteriores, as técnicas de reforço contribuem significativamente para a melhoria do comportamento mecânico das ligações por cavilha, incluindo a redução dos modos de rotura frágeis. Deste modo, as técnicas de reforço podem aumentar a fiabilidade deste tipo de ligações e podem contribuir para uma utilização mais eficiente da madeira, uma vez que permitem a redução das dimensões dos elementos estruturais. Existem actualmente normas específicas para avaliar experimentalmente o desempenho de ligações de madeira com ligadores mecânicos, sendo as mais importantes as normas ISO 6891 (ISO, 1983) e ASTM D5652 (ASTM, 2000).

Santos *et al.* (2009) realizou uma campanha de ensaios experimentais, complementada com análises por elementos finitos, visando a avaliação do comportamento quase-estático de uma ligação por cavilha metálica, sem reforço. Tratou-se de uma ligação de corte duplo, composta por três elementos de pinho bravo justapostos, unidos por um único ligador metálico. Os três elementos de madeira foram alinhados de maneira a serem todos traccionados na direcção paralela ao fio. Nesses ensaios foram adoptados os procedimentos da norma ISO 6891. Foi observada a ocorrência de algumas roturas frágeis, mas sempre precedidas por patamares de cedência bem pronunciados (um resumo alargado deste trabalho pode ser consultado no Anexo A).

Com base na experiência referida no parágrafo anterior, entendeu-se que seria mais interessante investigar neste trabalho o desempenho da técnica de reforço com insertos metálicos quando aplicada a um detalhe estrutural com elementos de madeira susceptíveis de sofrerem rotura frágil. Efectivamente, os detalhes estruturais de madeira com modos frágeis de rotura serão os que mais poderão beneficiar com a aplicação dos insertos metálicos. Assim, seleccionou-se para o presente trabalho uma ligação por cavilha de elementos de madeira dispostos em T, em que há simultaneamente elementos solicitados na direcção do fio e na direcção perpendicular ao fio. A configuração adoptada para este ensaio é uma adaptação da montagem prevista na norma ASTM D5652, para o ensaio de compressão de ligações aparafusadas na direcção perpendicular ao fio da madeira (Fig. 4.1).

Foram preparadas duas séries de provetes, uma sem reforço e outra reforçada com os insertos metálicos colados, para analisar o comportamento quase-estático de uma ligação em T constituída por elementos unidos com um único ligador. Os resultados obtidos permitiram avaliar os benefícios resultantes do uso dos insertos, quer na resistência global da ligação quer na redução dos modos frágeis de ruina. Na parte final, e à semelhança dos ensaios de esmagamento localizado, foi feita a comparação entre as técnicas de reforço por insertos metálicos e por laminados de CFRP.

4.2 Preparação dos provetes para os ensaios da ligação em T

Os provetes usados na ligação em T foram executados a partir de madeira de pinheiro bravo (*Pinus pinaster* Ait.), do mesmo lote de madeira de pinheiro bravo usado nos ensaios de esmagamento localizado. Todo o processo de extracção e maquinação dos provetes envolveu os mesmos procedimentos que foram descritos no Capítulo 3 (Secção 3.3). No total foram preparadas duas séries de provetes: uma série sem insertos e outra série com insertos. Cada provete é composto por três peças de madeira, uma peça central e duas peças laterais. As dimensões da peça central foram, em parte, seleccionadas tendo em conta a norma EN 383 (CEN, 2007); as peças laterais mantiveram as mesmas dimensões da secção da peça central, sendo o comprimento máximo imposto pelos limites da máquina de ensaios disponível (490 mm). As dimensões nominais dos provetes (proporcionais a *d*), bem como a localização dos furos estão indicadas na Fig. 4.2. O diâmetro nominal da cavilha (*d*) e a espessura (*t*) são iguais aos valores adoptados nos ensaios de esmagamento localizado: 14 mm e 30 mm, respectivamente.

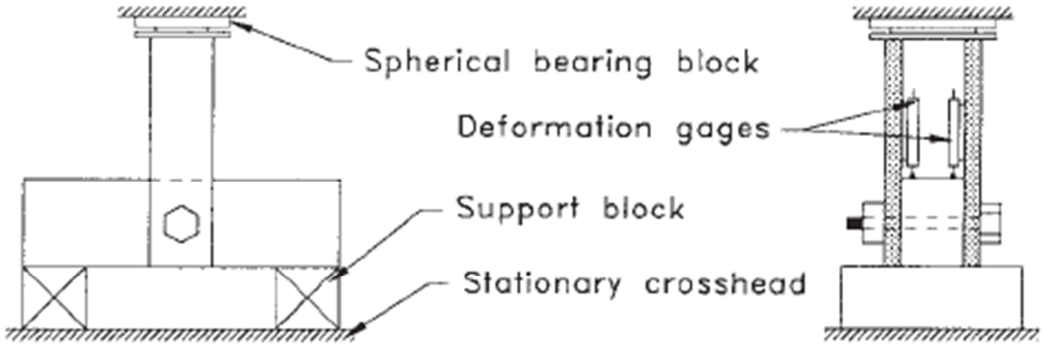


Figura 4.1 – Montagem para o ensaio em compressão de ligações aparafusadas, na direcção perpendicular ao fio da madeira (ASTM, 2000).

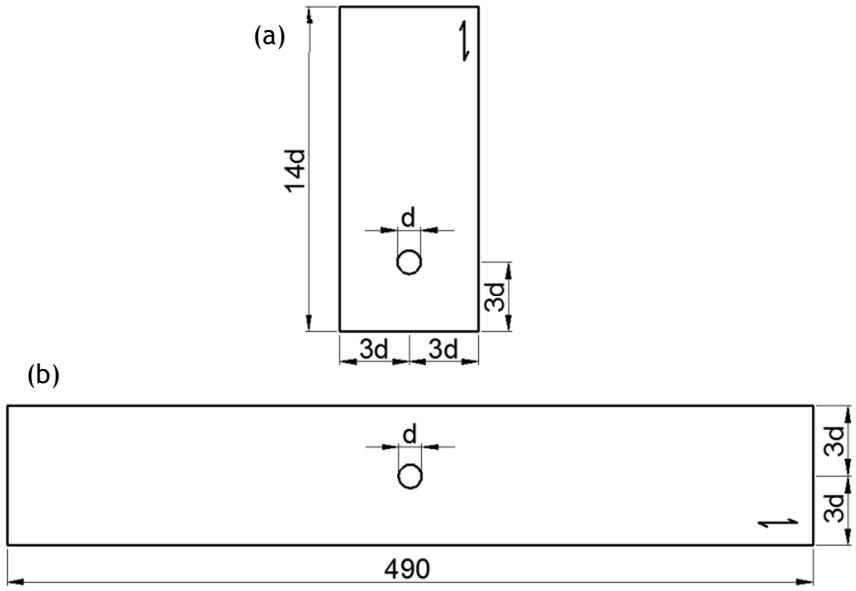


Figura 4.2 - Dimensões dos provetes usados na ligação em T: (a) peça central; (b) peça lateral.

Todos os elementos de madeira foram devidamente identificados, medidos e pesados, de modo a determinar a massa volúmica média de cada provete (constituído pelos três elementos). Depois disso, procedeu-se à furação dos provetes sem reforço. A furação foi executada num engenho de furar vertical, com broca para madeira, de 14 mm diâmetro; para garantir o alinhamento dos furos, as três peças constituintes de cada provete foram fixadas umas sobre as outras e furadas de uma só vez.

A aplicação dos insertos metálicos nas peças de madeira destinados à série reforçada seguiu o mesmo protocolo estabelecido para os provetes com insertos metálicos destinados aos ensaios de esmagamento localizado (Secção 3.4). No entanto, apenas foi usado o adesivo HIT-RE 500 na colagem de insertos metálicos. Com efeito, nos ensaios de esmagamento a aplicação do adesivo HIT-RE 500 revelou-se mais interessante quando comparada com a aplicação do adesivo ARALDITE 2011. Os ganhos foram evidentes sobretudo em termos de resistência ao esmagamento localizado e de rigidez inicial das peças solicitadas perpendicularmente ao fio da madeira, como acontece justamente com as peças laterais da ligação em T (Fig. 4.2b).

A Fig. 4.3 ilustra uma das séries da ligação em T (série com insertos metálicos), pronta a ser ensaiada. Podem ver-se as três peças que compõem cada provete: duas laterais (as peças mais longas) e uma central (a peça mais curta).



Figura 4.3 – Série de provetes da ligação em T reforçada com insertos metálicos.

4.3 Descrição dos ensaios da ligação em T

O programa experimental consistiu na realização de duas séries de ensaios num detalhe estrutural, sob a forma de ligação em T: uma série sem insertos metálicos e outra série reforçada com os insertos. Relativamente à aplicação da carga, adoptaram-se os procedimentos recomendados pela norma ISO 6891 (1983), onde está previsto um ciclo de descarga/recarga para garantir o acomodamento inicial do conjunto das várias peças (de madeira e aço). Também foi tida em conta a experiência obtida em ensaios de uma ligação de corte duplo alinhada (Santos *et al.*, 2009), em ensaios de esmagamento e em ensaios preliminares de provetes sem e com insertos.

Os ensaios foram realizados numa máquina de ensaios electromecânica, Instron® 1125, equipada com uma célula de carga de 100 kN. Os ensaios foram efectuados em controlo de deslocamento do travessão da máquina, tendo-se usado LVDT's (modelo AML/EU ±10-S10, da marca Applied Measurements®) para medir os deslocamentos. Os resultados obtidos nos ensaios experimentais foram adquiridos através do sistema de aquisição de dados SPIDER 8-30®.

Nos ensaios da ligação em T, a peça central da ligação foi comprimida na direcção paralela ao fio da madeira, através de um prato montado na máquina de ensaios, enquanto as peças laterais se mantiveram simplesmente apoiadas em dois rolos metálicos. Entre os rolos e os elementos laterais de madeira foram colocadas umas chapas metálicas quinadas em forma de Z, com espessura de 2 mm, com o intuito de evitar o esmagamento localizado da madeira e manter fixa a distância entre os eixos dos apoios e os extremos das peças de madeira. Os três elementos de madeira foram ligados por uma única cavilha em aço ligado, com 13.95 mm de diâmetro, permitindo uma montagem do conjunto à mão sob pressão. A cavilha não sofreu

deformação plástica durante os ensaios devido à sua elevada resistência mecânica, pelo que foi usada repetidamente durante esta campanha de ensaios. A distância entre apoios foi de 426 mm. Antes da colocação do ligador, a madeira esteve acondicionada no laboratório, à temperatura de 20ºC ± 2ºC e humidade relativa de 65% ± 5%. Na Fig. 4.4 está esquematizado o ensaio da ligação em T no que respeita às condições de carregamento e de apoio.

Na Tabela 4.1 são apresentadas as massas volúmicas e as condições de ensaio das duas séries de provetes do detalhe estrutural. Os valores médios das massas volúmicas das duas séries foram obtidos através da média das massas volúmicas dos três elementos que compõem cada provete. O valor médio da massa volúmica da série sem insertos é significativamente superior ao da série com reforço (cerca de 47 kg/m^3).

Os ensaios foram instrumentados com quatro LVDT's, tal como se pode observar na Fig. 4.5: dois LVDT's (1 e 2) estão solidários à peça central e medem o deslocamento de uma secção desta (a 60 mm do topo) em relação à base da máquina; os outros dois LVDT's (3 e 4) estão ligados directamente à cavilha e medem o deslocamento da cavilha em relação à mesma base. A ligação foi testada impondo uma velocidade de 0.3 mm/min ao travessão da máquina de ensaios. Foram realizados ensaios preliminares para estimar a força máxima: 16500 N para a série sem insertos e 19000 N para a série com insertos. Estas estimativas da força máxima serviram para planificar os ciclos de carga/descarga dos primeiros ensaios; nos ensaios subsequentes os valores estimados da força máxima foram actualizados com os resultados experimentais dos ensaios anteriores.

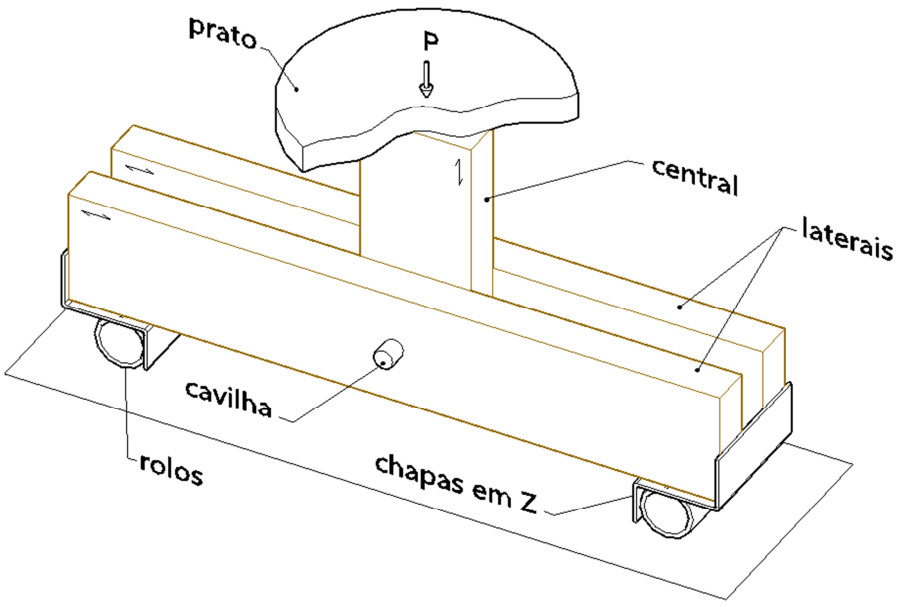


Figura 4.4 – Esquema de ensaio da ligação em T (condições de carregamento e de apoio).

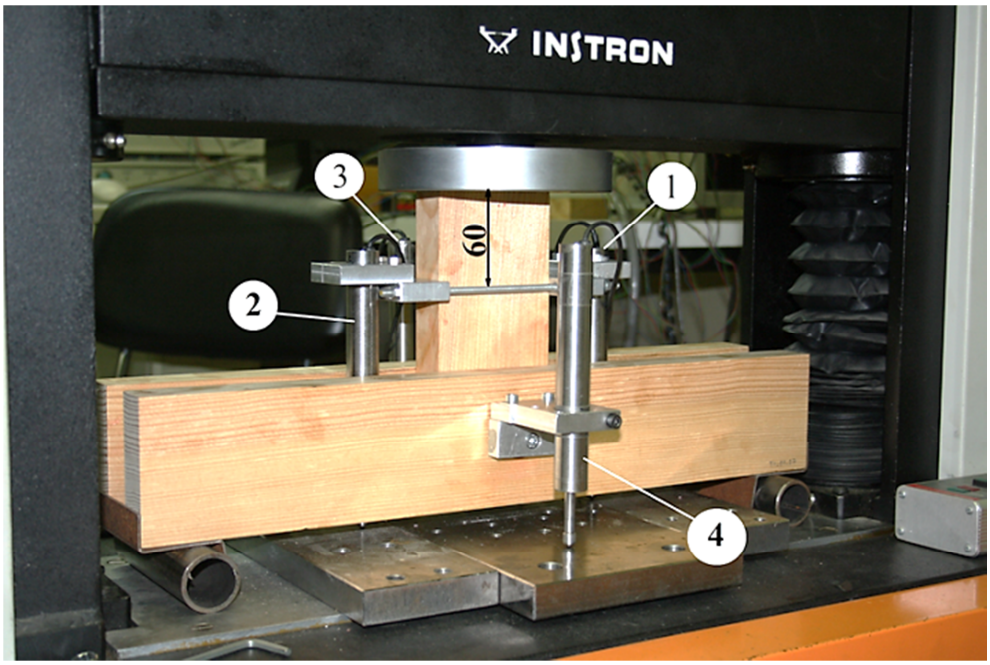


Figura 4.5 – Ensaio da ligação em T (Santos *et al.*, 2011).

Tabela 4.1 – Resumo das séries preparadas para ensaios da ligação em T.

Séries	*N.º de Provetes*	*Velocidade Travessão (mm/min)*	$F_{max,est}$ *(N)*	*Massa volúmica*		
				Média (kg/m³)	*Desvio Padrão (kg/m³)*	*CV (%)*
T[(1)]	10	0.3	16500	612.8	30.7	5.0
T_A[(2)]	10	0.3	19000	566.1	11.2	2.0

(1) Ligação em T – provetes sem reforço
(2) Ligação em T – provetes reforçados com insertos metálicos (adesivo HIT-RE 500)

4.4 Análise e discussão dos resultados experimentais da ligação em T

A força e os deslocamentos fornecidos pelos quatro LVDT's foram registados (à frequência de 5 Hz) em todos os ensaios realizados. Como foi já descrito na secção anterior, há duas medições de deslocamentos distintos: o deslocamento entre uma secção da peça central, a 60 mm do topo superior, e a base da máquina de ensaios (média dos deslocamentos obtidos pelos LVDT's 1 e 2); o deslocamento entre as extremidades da cavilha e a base da máquina (média dos deslocamentos obtidos pelos LVDT's 3 e 4). Adicionalmente, para além das medições directas dos deslocamentos anteriores - deslocamentos (1/2) e (3/4) – que permite conhecer o deslocamento da peça central em relação à cavilha através da diferença entre os deslocamentos anteriores, (1/2) - (3/4).

As Figs. 4.6 a 4.8 apresentam, tendo em conta as três medidas de deslocamento mencionadas atrás, as curvas força-deslocamento das séries sem inserto e com inserto. Da análise geral destas figuras verifica-se que os valores de deslocamento medido na peça central (deslocamento (1/2)) são maiores do que os valores de deslocamento medidos directamente nas extremidades da cavilha (deslocamento (3/4)). Este efeito justifica-se pelo facto do deslocamento (1/2) ter em conta a deformação total das peças de madeira, central e laterais, ao passo que o deslocamento (3/4) apenas contabiliza a deformação das peças laterais. Uma análise focada nas curvas força-deslocamento (1/2) permite a avaliação do comportamento global em termos de ductilidade da ligação. A análise das curvas força-deslocamento também demonstra o melhor desempenho da técnica de reforço, através do aumento significativo das forças últimas de rotura, F_{max}.

Embora nos ensaios de esmagamento das séries de provetes orientados na direcção radial se tenha verificado que a força pode aumentar monotonamente com a deformação, devido à densificação de madeira, nos ensaios da ligação em T identifica-se claramente a carga de rotura máxima, não se verificando um esmagamento extenso na vizinhança dos furos das peças laterais.

Na Fig. 4.6b pode observar-se que a rotura de um dos provetes da série reforçada ocorreu para um deslocamento de aproximadamente 19 mm. Observando com mais detalhe as curvas força-deslocamento referentes ao deslocamento entre a cavilha e a base da máquina, que traduzem a flecha das peças laterais nessa zona (Fig. 4.7), verifica-se que quando ocorrem roturas frágeis dos membros laterais, os provetes reforçados, comparativamente com os não reforçados, apresentam uma maior cedência antes de sofrerem o colapso (ex: acima de 2 mm de deslocamento, 7 provetes reforçados *vs*. 5 sem reforço). Quer isto dizer que o comportamento dúctil global verificado nos provetes sem reforço é beneficiado, em grande parte, pelo comportamento das peças centrais, como aliás se evidencia na Fig. 4.8.

Os valores da força máxima registados nos ensaios das ligações, F_{max}, encontram-se agrupados nas Tabelas 4.2 e 4.3. A análise das forças de rotura revela que a aplicação do reforço baseado na colagem de insertos metálicos conduziu a um ganho de 40% em comparação com a ligação sem reforço. As duas séries de ensaios apresentam valores médios distintos de massa volúmica (mais elevada na série sem reforço) e coeficientes de variação das forças de rotura semelhantes.

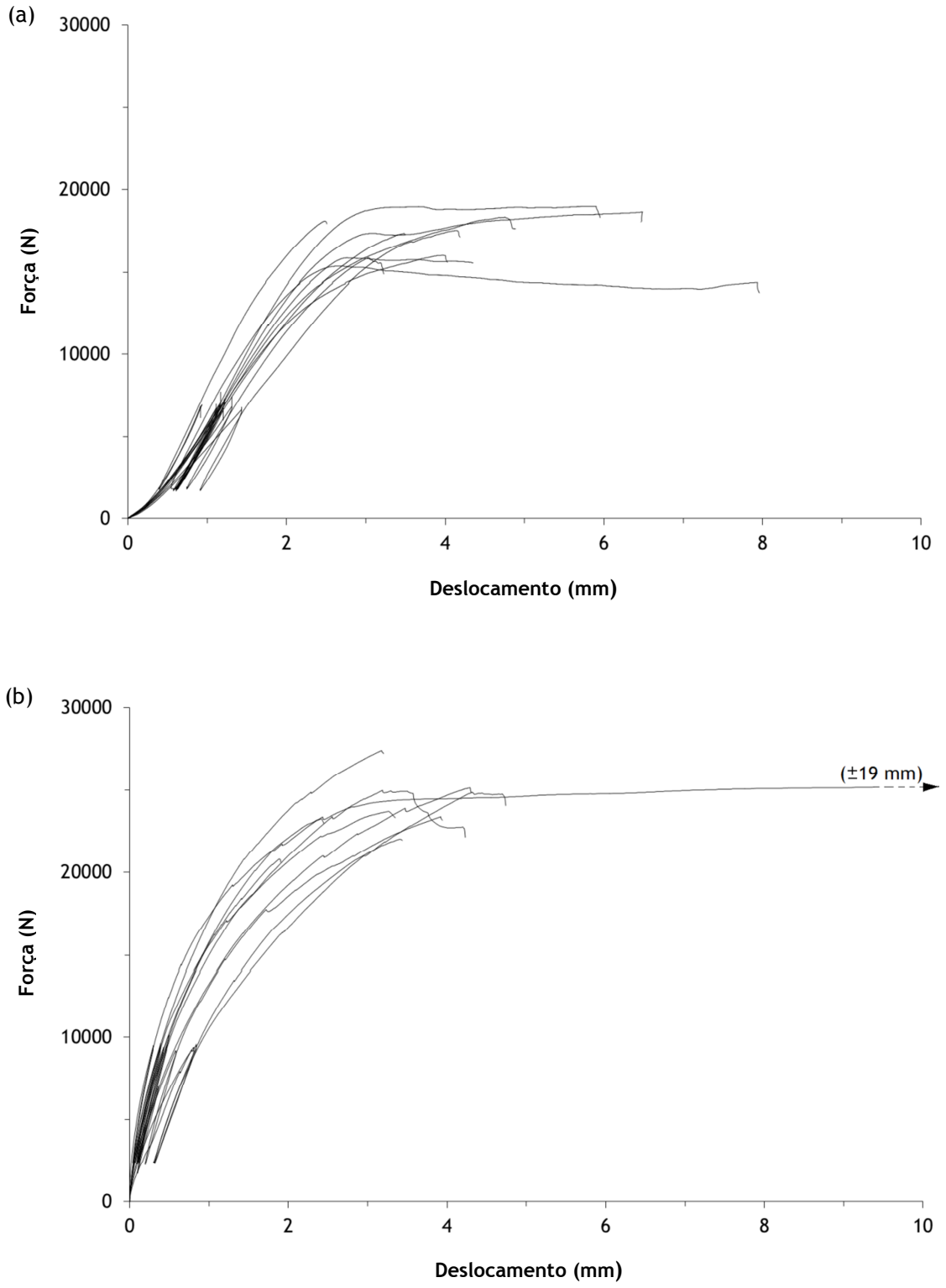


Figura 4.6 – Força *versus* deslocamento (1/2) do detalhe estrutural: (a) sem reforço; (b) reforçado com insertos metálicos.

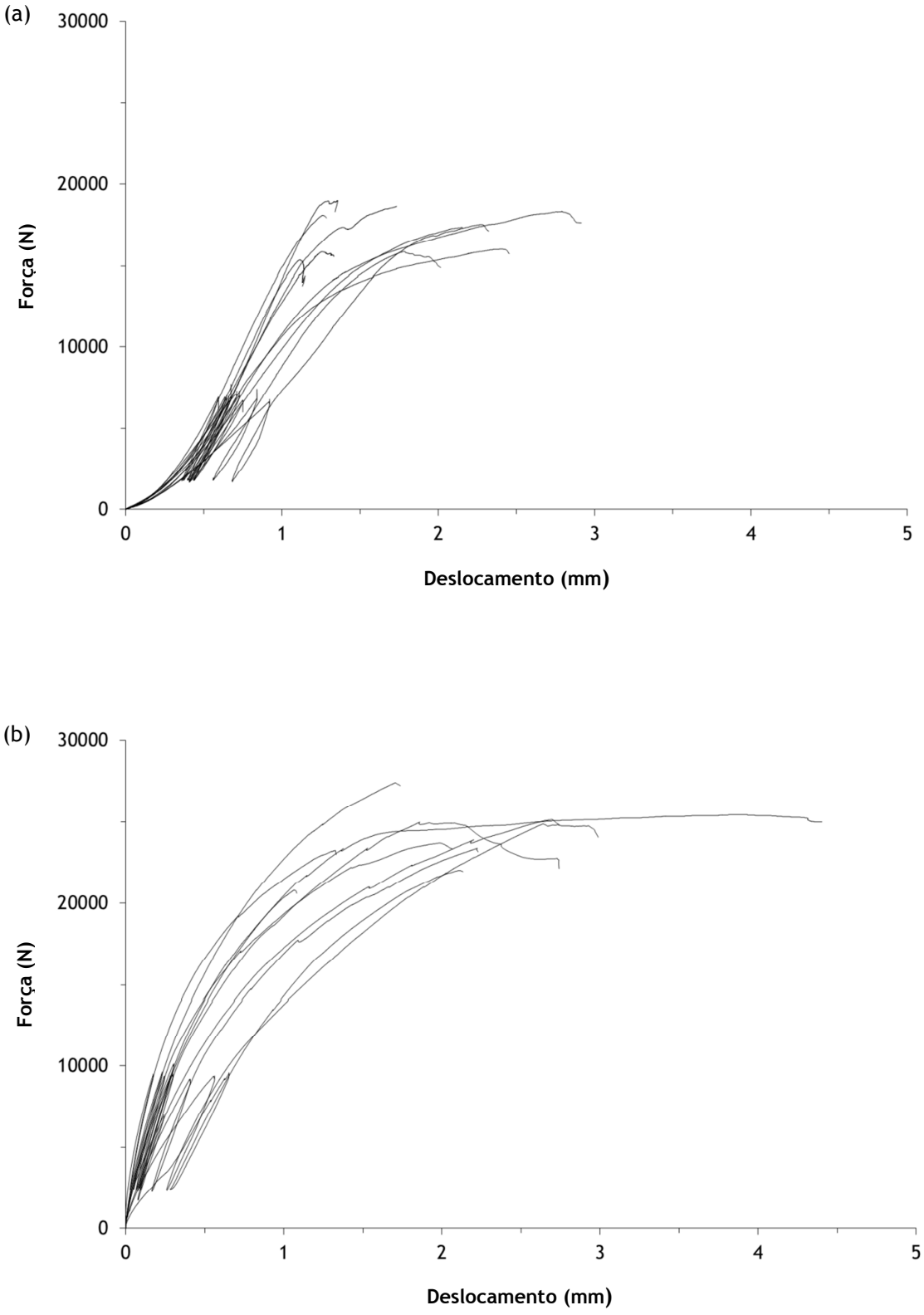


Figura 4.7 – Força *versus* deslocamento (3/4) do detalhe estrutural: (a) sem reforço; (b) reforçado com insertos metálicos.

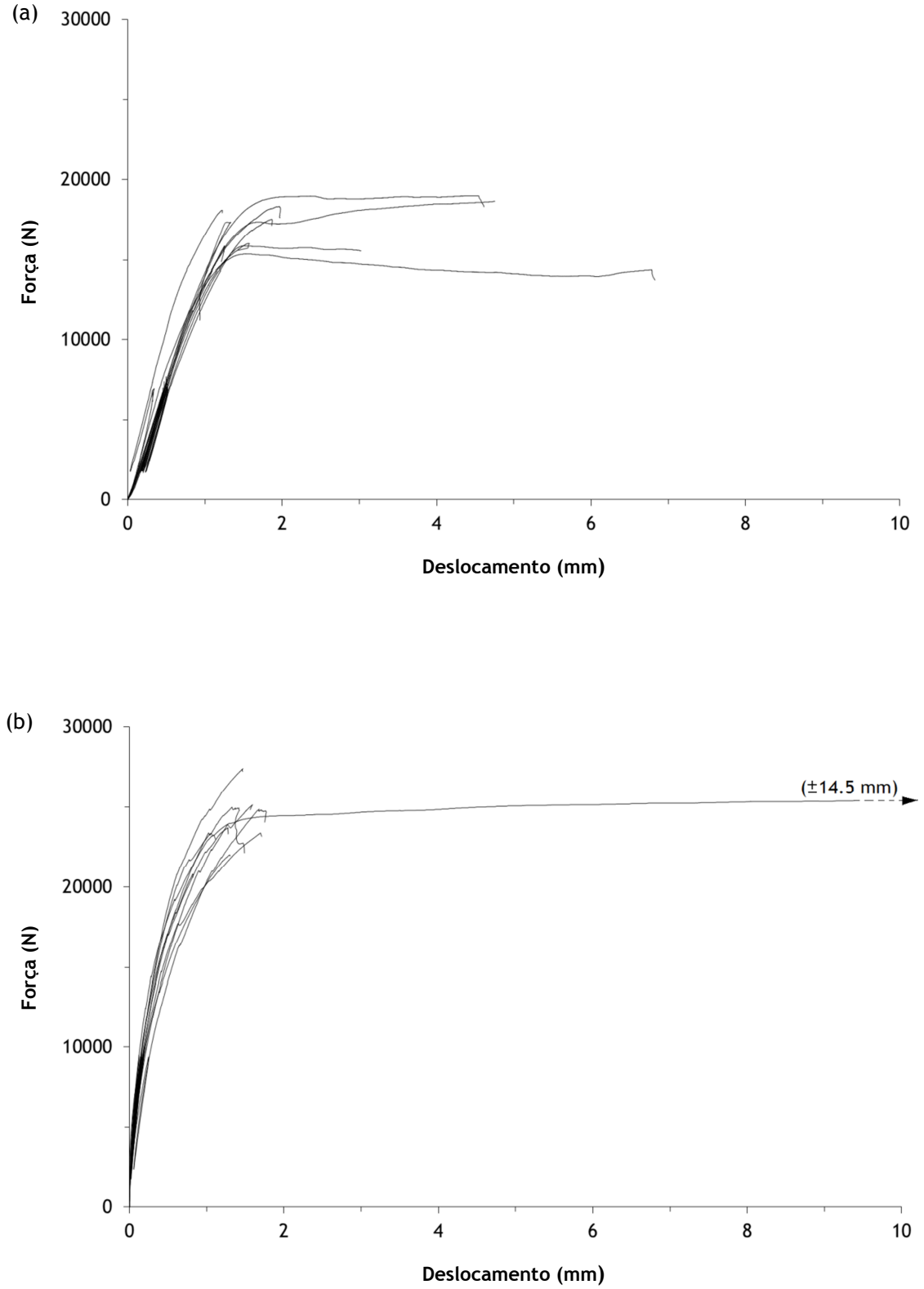


Figura 4.8 – Força *versus* deslocamento (1/2) – (3/4) do detalhe estrutural: (a) sem reforço; (b) reforçado com insertos metálicos.

As Tabelas 4.2 e 4.3 incluem também os valores de rigidez das ligações em T obtidos usando as curvas força-deslocamento representadas nas Figs. 4.6 a 4.8. Os valores de k_1, k_2 e k_3 correspondentes à rigidez inicial, foram determinados utilizando os deslocamentos (1/2), (3/4) e (1/2) - (3/4) e, à semelhança do que foi feito nos ensaios de esmagamento localizado, excluindo a parte do ciclo descarga/recarga. Comparando os valores de rigidez, é também claro que a técnica de reforço utilizada contribui significativamente para o aumento da rigidez. Considerando a rigidez K_1 representativa da rigidez global da ligação, os ganhos são de 64%.

Adicionalmente, as Tabelas 4.2 e 4.3 apresentam os deslocamentos máximos (deslocamentos correspondentes a F_{max}) medidos pelos dois pares de LVDT's. Em termos médios, a ligação sem reforço apresenta maior ductilidade global do que a ligação reforçada, pois apresenta um valor médio dos deslocamentos (1/2) máximos superior em 1.2 mm. Porém, é de referir que a ductilidade conseguida na ligação reforçada depende exclusivamente das peças laterais; mesmo assim, em termos médios, estas peças apresentam um deslocamento (3/4) máximo ligeiramente superior ao conseguido pelas peças laterais e centrais da ligação sem reforço. Em resumo, a aplicação desta técnica de reforço conduziu a um aumento significativo da resistência e rigidez global da ligação. Também gerou ganhos ligeiros na ductilidade das peças laterais, as mais propensas à rotura frágeis. Todavia, não se reflectiu em ganhos substanciais ao nível da ductilidade global da ligação, o que coloca este reforço em alguma desvantagem quando comparado com outras soluções de reforço já investigadas.

Fazendo agora uma análise mais completa, para além dos valores médios, a Fig. 4.9 mostra a evolução da força máxima com a massa volúmica média para ambas as séries. Não se observa uma correlação linear significativa entre a força máxima e a massa volúmica média dos provetes, pelo que os ganhos resultantes do emprego dos reforços, acima referidos, aparentemente não dependem das diferenças entre as massas volúmicas, até porque a série de ensaios com provetes reforçados apresenta um valor médio de massa volúmica inferior ao da série sem reforço.

Avaliando a variação dos coeficientes de rigidez com a massa volúmica (Fig. 4.10), conclui-se que apenas a série sem reforço apresenta correlações significativas: uma correlação média entre o valor de rigidez obtido para as peças laterais (k_2) e a massa volúmica; uma correlação baixa entre o valor de rigidez global da ligação (k_1) e a massa volúmica. Já na série reforçada com insertos não se registou uma correlação entre os valores de rigidez e de massa volúmica, de modo que também os ganhos em termos de rigidez resultantes da aplicação do reforço não dependem da massa volúmica dos provetes. A análise qualitativa (significância) das regressões lineares foi feita de acordo com Köhler (2007).

Tabela 4.2 – Resumo dos resultados experimentais da ligação em T sem reforço.

Nº Provete	*Massa volúmica (kg/m³)*	F_{max} *(N)*	D_{1-2max} *(mm)*	D_{3-4max} *(mm)*	k_1 *(N/mm)*	k_2 *(N/mm)*	k_3 *(N/mm)*
01T	589.1	17540	4.2	2.3	5544	8873	13640
02T	576.0	16026	4.0	2.5	6573	11959	14583
03T	644.8	15880	4.4	1.3	7176	15618	13723
04T	574.8	17374	3.5	2.2	6696	12050	15178
05T	645.7	19000	6.0	1.4	7980	16616	15302
06T	579.5	18346	4.9	2.9	6981	13170	14805
07T	646.2	18662	6.5	1.7	7823	17073	14886
08T	623.9	18116	2.5	1.3	10389	19338	22205
09T	638.3	15370	8.0	1.1	8554	17727	16558
10T	609.5	15878	3.2	2.0	6447	12022	14581
Média	612.8	17219	4.7	1.9	7416	14445	15546
Desv. Pad.	30.7	1329	1.7	0.6	1356	3303	2480
CV%	5.0	7.9	35.2	31.7	18.3	22.9	16.0

Tabela 4.3 – Resumo dos resultados experimentais da ligação em T reforçada com insertos metálicos.

Nº Provete	*Massa volúmica (kg/m³)*	F_{max} *(N)*	D_{1-2max} *(mm)*	D_{3-4max} *(mm)*	k_1 *(N/mm)*	k_2 *(N/mm)*	k_3 *(N/mm)*
01T_A	546.0	25154	4.3	2.7	10020	16401	27572
02T_A	564.5	20812	1.9	1.1	13780	23346	32772
03T_A	552.1	23396	3.9	2.2	11660	17716	30198
04T_A	575.1	25450	19.5†	4.5†	12852	20935	20935
05T_A	566.3	22008	3.4	2.1	9997	14269	20391
06T_A	576.4	23252	2.4	1.3	17225	30480	42718
07T_A	558.0	23712	3.3	2.1	12328	21103	29642
08T_A	580.0	24884	4.7	3.0	7744	11600	23250
09T_A	575.2	25006	4.2	2.7	11603	19452	28737
10T_A	566.9	27426	3.2	1.7	14281	24946	33404
Média	566.1	24110	3.5	2.1	12149	20025	28962
Desv. Pad.	11.2	1885	0.9	0.7	2637	5472	6650
CV%	2.0	7.8	26.1	30.7	21.7	27.3	23.0

† Excluído no cálculo da média.

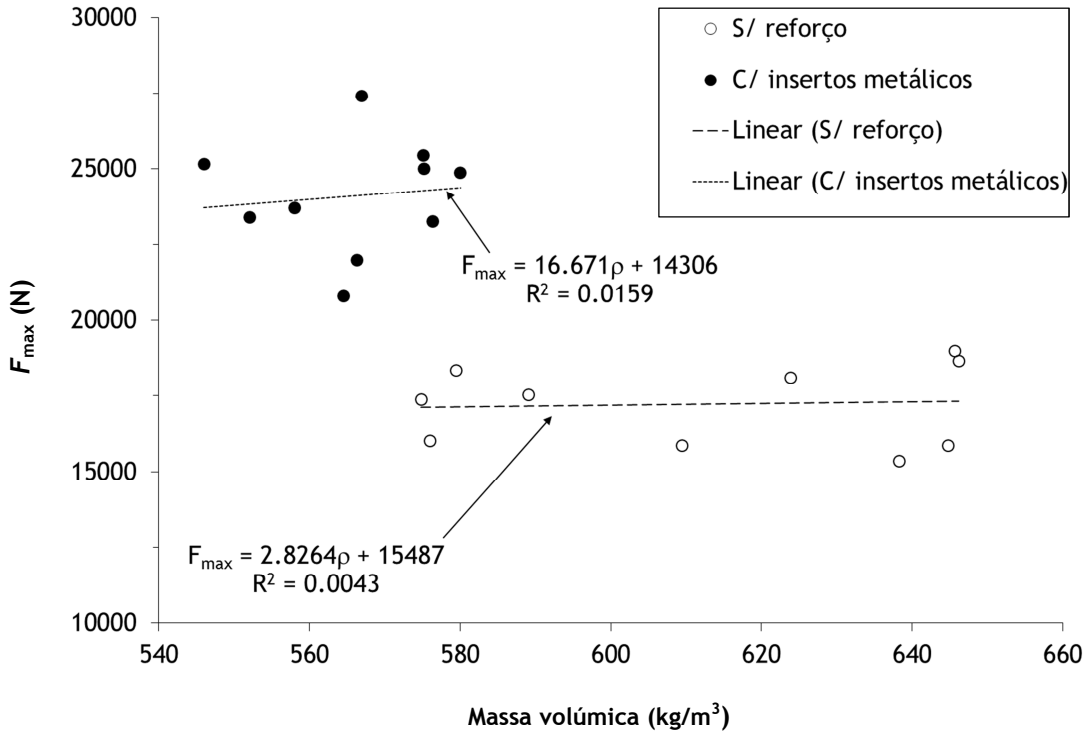


Figura 4.9 – Evolução das cargas de rotura com a massa volúmica para as duas séries de ensaios.

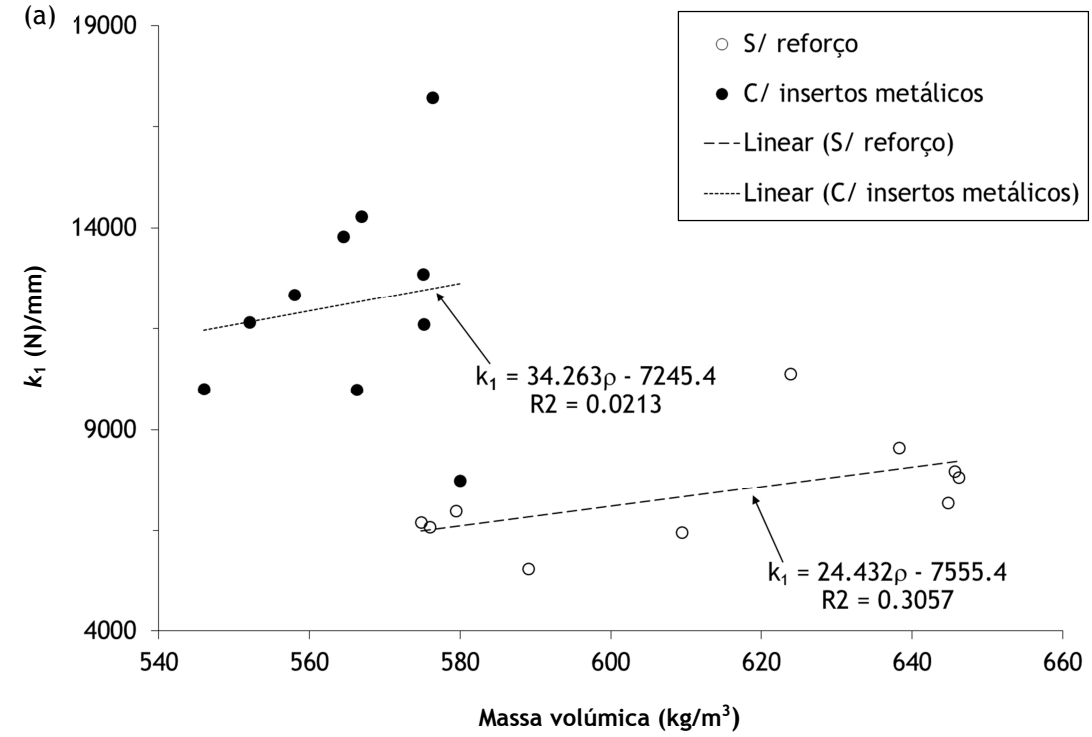
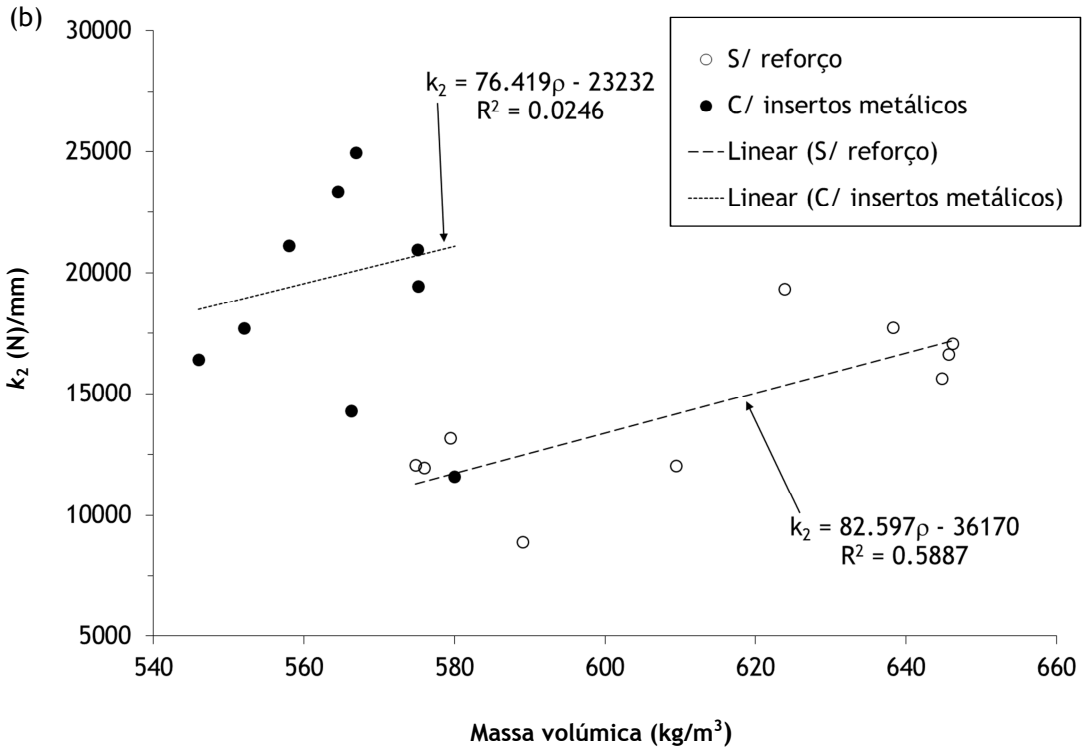


Figura 4.10 – Evolução dos coeficientes de rigidez com a massa volúmica para as duas séries: (a) k_1; (b) k_2; (c) k_3. *Continua*.



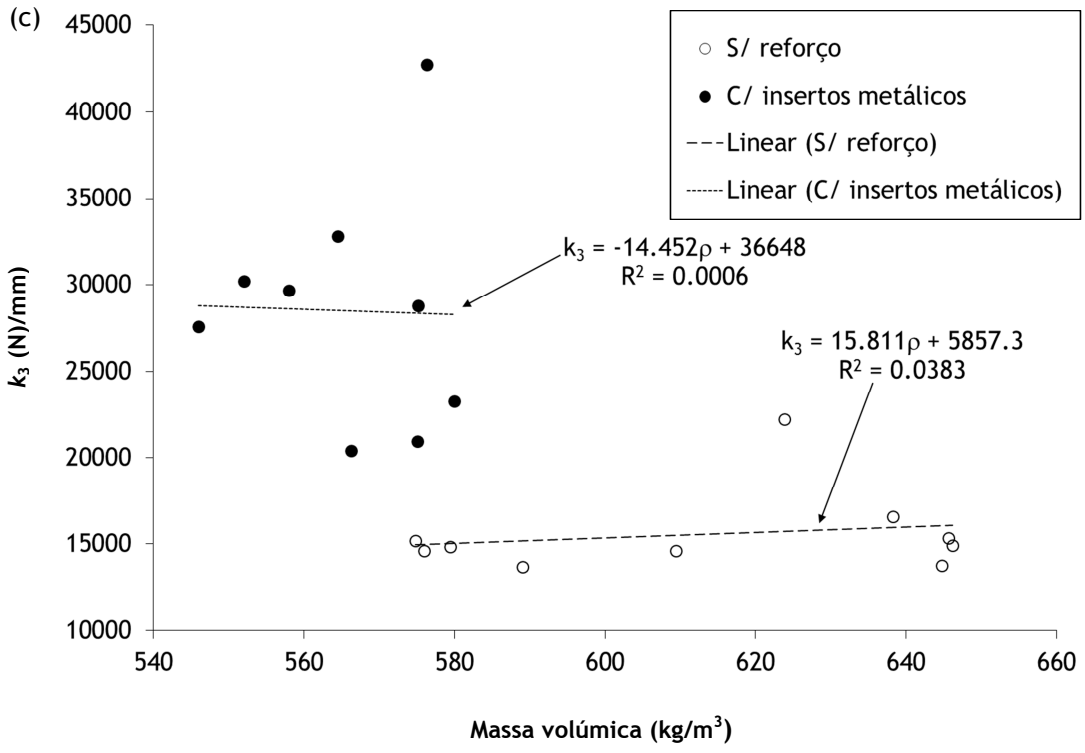


Figura 4.10 – Evolução dos coeficientes de rigidez com a massa volúmica para as duas séries: (a) k_1; (b) k_2; (c) k_3. *Continuação*.

Nos provetes da série sem reforço verificou-se o colapso tanto em peças laterais como em peças centrais: quatro casos de colapso pela peça central e seis casos de colapso por uma das peças laterais. Assim, a secção resistente da peça central, que é metade da secção resistente das peças laterais, mostrou-se praticamente equivalente na resposta ao carregamento. Em termos médios, a rotura deu-se para valores muito próximos de força: 17213 N nas peças laterais e 17228 N para as centrais. No que respeita à massa volúmica, a ocorrência do colapso da ligação deu-se sete vezes pela peça de menor densidade do conjunto e apenas uma vez pela peça de maior densidade. Esta menor ocorrência de roturas nas peças centrais, favoravelmente dispostas na direcção longitudinal, pode ter beneficiado da distância entre o ligador e os bordos das peças de madeira no sentido da carga, que é significativamente maior do que nas peças laterais (*11d vs. 3d*).

O EC5, no dimensionamento de ligações de madeira de corte duplo com ligador de elevada rigidez, prevê modos de rotura semelhantes aos ocorridos neste trabalho, quer pelas peças laterais (Fig. 4.11a), quer pelas peças centrais (Fig. 4.11b). De acordo com esta norma de projecto, o cálculo da resistência da ligação por cada plano de corte e por cada ligador, no caso de rotura das peças laterais, é obtido pela seguinte expressão:

$$F_{\mathrm{v,Rk}} = f_{\mathrm{h,1,k}} t_1 d \tag{4.1}$$

E no caso da rotura se dar pelas peças centrais, pela expressão:

$$F_{\mathrm{v,Rk}} = 0.5 f_{\mathrm{h,2,k}} t_2 d \tag{4.2}$$

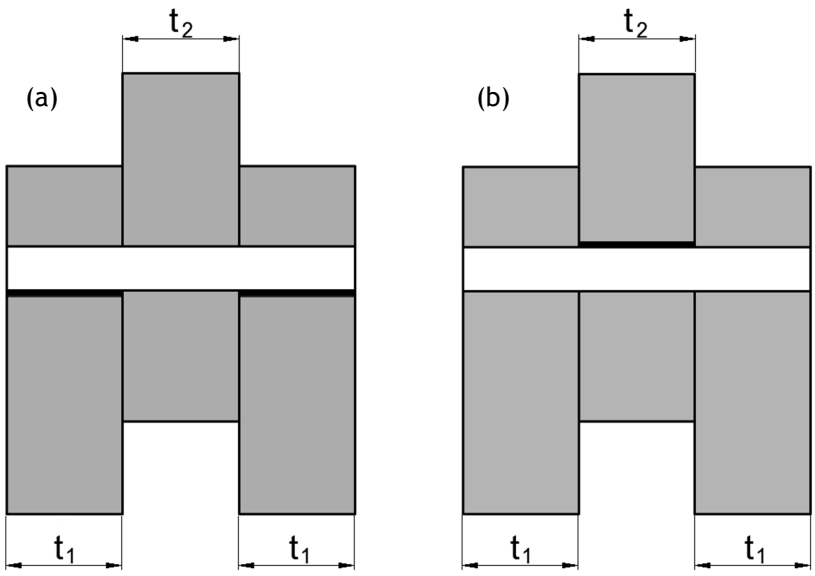


Figura 4.11 – Modos de rotura previstos no EC5 em ligações de corte duplo madeira-madeira com ligador de elevada rigidez (adaptado de CEN1995-1-1, 2004).

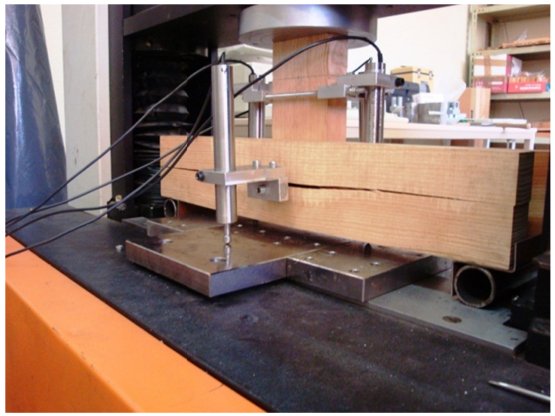
Nestas equações $F_{v,Rk}$ é a resistência característica à transferência de carga por plano de corte e por ligador; $f_{h,i,k}$ e t_i são, respectivamente, a resistência característica ao esmagamento localizado e a espessura dos diversos elementos de madeira; d é o diâmetro do ligador.

Não tendo em conta nem factores de correcção decorrentes das classes de serviço e de duração das cargas, nem coeficientes parciais de segurança, isto é, usando directamente os valores experimentais da resistência ao esmagamento localizado obtidos segundo a norma EN 383 (Secção 3.6), a aplicação das expressões (4.1) e (4.2) à ligação em T sem reforço conduz aos seguintes valores de resistência da ligação: 17724 N, no caso de a rotura ocorrer nas peças laterais, e 19488 N, no caso de a rotura ocorrer nas peças centrais. Experimentalmente, em ambos os casos, o colapso da ligação foi atingido para valores médios de carga inferiores, em especial a rotura das peças centrais que ocorreu em média para um valor de carga inferior em cerca de 2270N.

A Fig. 4.12 ilustra bem os dois modos de rotura ocorridos em peças de provetes sem reforço: a rotura final é caracterizada por um conjunto de fendas que se propagam segundo o sistema RL. Por um lado, quando ocorre rotura nas peças laterais, caracterizada por um fendilhamento a todo o comprimento das peças (Figs. 4.12a e 4.12b), está-se perante um comportamento muito frágil, com o deslocamento global da ligação (1/2) a ultrapassar apenas ligeiramente os 2 mm (ver Fig. 4.7a). Por outro lado, quando a rotura ocorre na peça central da ligação está-se perante um comportamento mais dúctil por parte da madeira, pois a propagação das fendas é precedida pelo esmagamento provocado pela cavilha (Fig. 4.12c).

Já na série de ligações constituídas por provetes reforçados com insertos metálicos colados, apenas um provete reforçado demonstrou elevada ductilidade, tendo sido o único a ruir pela peça central; em todos os outros provetes ocorreu a rotura frágil de uma das peças laterais, o que comprometeu significativamente a ductilidade global da ligação. E suma, a secção resistente dos membros centrais foi de longe mais resistente do que a secção resistente oferecida pelos membros laterais.

Os modos de rotura ocorridos na série reforçada estão ilustrados na Fig. 4.13. Quando a falha da ligação ocorre por uma das peças laterais (9 em 10 casos), o colapso final é caracterizado pela iniciação e propagação instável de uma fenda no sistema RL, originando uma fenda com o comprimento das peças (Fig. 4.13a). Este comportamento é um pouco melhor em termos de ductilidade comparativamente com as peças congéneres sem reforço, mas mesmo assim muito frágil. A única rotura pela peça central permitiu grande ductilidade, cerca de 14.5 mm; a ruina neste caso caracterizou-se por um sistema de propagação de fendas semelhante ao ocorrido na peça central dos provetes sem reforço (Fig. 4.13b).



(a)



(b)



(c)

Figura 4.12 – Modos de rotura na ligação em T sem reforço: (a) e (b) rotura na peça lateral (6 casos); (c) rotura na peça central (4 casos).



(a)



(b)

Figura 4.13– Modos de rotura na ligação em T reforçada com inserto metálico: (a) rotura na peça lateral (9 casos); (b) rotura na peça central (1 caso).

4.5 Comparação com a ligação reforçada com CFRP

À semelhança do que foi feito na Secção 3.7, onde se comparou o comportamento de duas técnicas de reforço (insertos metálicos e laminados de CFRP), recorrendo a ensaios de esmagamento localizado, nesta secção irá efectuar-se a comparação entre a ligação em T reforçada com insertos metálicos e uma ligação similar mas reforçada com laminados de CFRP (Queirós, 2009).

Queirós (2009) investigou uma ligação em T com geometria e dimensões idênticas à que foi objecto de análise no presente trabalho, mas reforçada com laminados de CFRP aplicados em todas as peças de madeira, envolvendo o furo para inserção da cavilha. A aplicação do reforço em CFRP às peças de madeira seguiu precisamente os procedimentos descritos na Secção 3.6.1. Na Fig. 4.14 estão ilustrados os dois tipos de membros que compõem esta ligação: a peça central (Fig. 4.14a) e a peça lateral (Fig. 4.14b), antes da colagem dos laminados. As fotos ilustram as peças com os rebaixos já maquinados para acomodar os laminados de CFRP. A colagem seguiu as recomendações do fabricante do adesivo SIKADUR-30. Durante a cura, os provetes ficaram sujeitos a uma pressão num dispositivo criado para o efeito (Fig. 4.15).

(a)



(b)



Figura 4.14 – Provetes, com rebaixo, da ligação em T reforçada com laminados de CFRP: (a) peça central; (b) peça lateral (Queirós, 2009).



Figura 4.15 – Série (metade) reforçada com laminados de CFRP (Queirós, 2009).

Os ensaios da ligação em T reforçada com CFRP foram realizados de acordo com a norma ISO 6891 e em condições idênticas às adoptadas nos ensaios das ligações em T apresentadas já neste capítulo. A velocidade do travessão da máquina foi de 0.3 mm/min e a carga estimada para planificar os ciclos de carga/descarga/recarga do primeiro ensaio foi de 19000 N. Na Fig. 4.16 pode ser apreciado o aparato experimental, onde são visíveis os quatro LVDT´s para medição dos deslocamentos e os laminados de CFRP colados na zona envolvente dos furos.

Obtiveram-se duas curvas força-deslocamento de forma directa, através dos dois pares de LVDT´s e, indirectamente, uma terceira curva obtida pela diferença dos deslocamentos usados nas duas primeiras. Na Fig. 4.17 apresenta-se a curva referente aos deslocamentos medidos entre uma secção da peça central e a base da máquina; na Fig. 4.18 a curva referente aos deslocamentos observados entre a cavilha e a base da máquina; na Fig. 4.19 está reproduzida a curva referente aos deslocamentos que resultaram da diferença dos anteriores.

A análise das curvas força-deslocamento (Figs. 4.17 a 4.19) mostra claramente os efeito benéficos da aplicação do reforço em CFRP: (1) aumentaram as forças máximas de rotura, em especial nos elementos laterais; (2) aumentou a ductilidade global da ligação; (3) numa boa parte dos provetes as peças laterais tiveram flechas acima de 3 mm; (4) foram eliminados os modos de rotura frágeis.

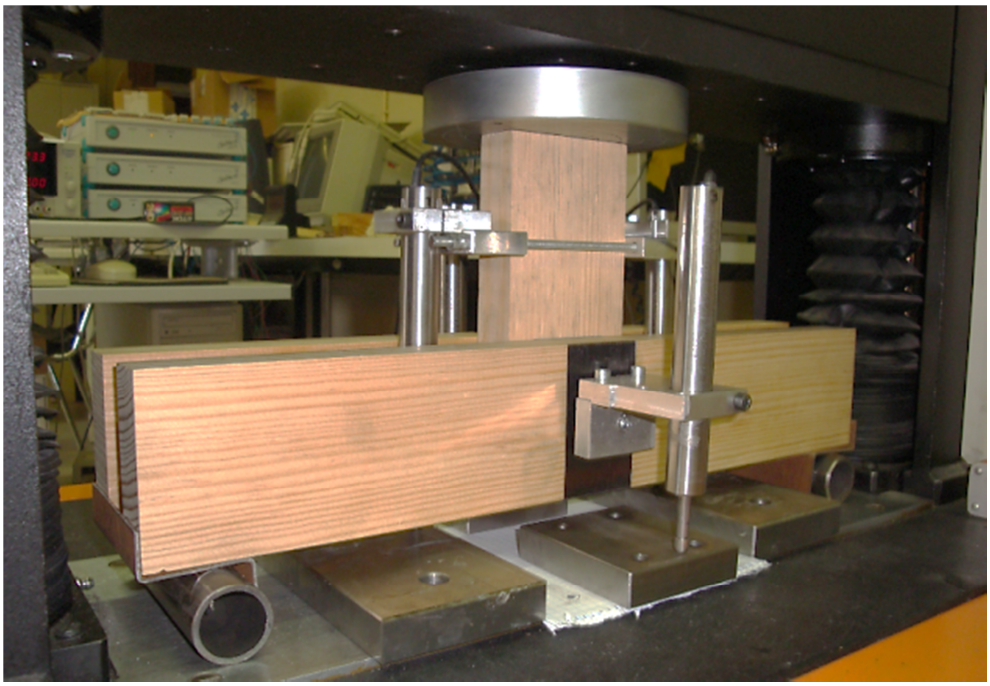


Figura 4.16 – Ensaio da ligação em T com reforço de CFRP (Queirós, 2009).

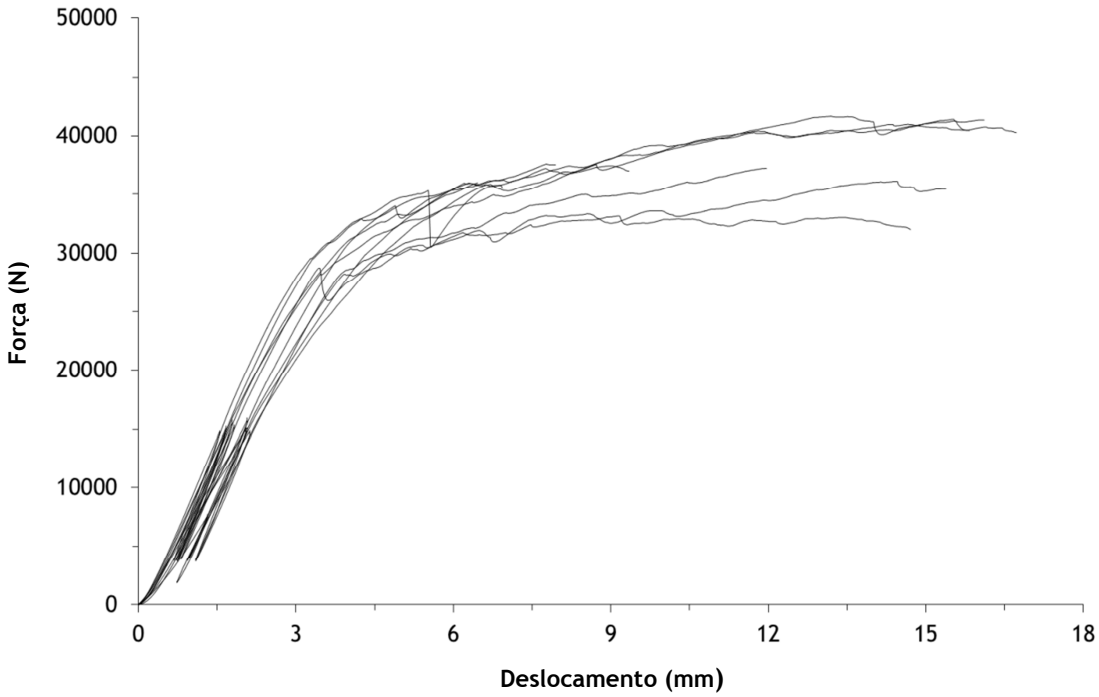


Figura 4.17 – Força *versus* deslocamento (1/2) do detalhe estrutural reforçado com CFRP (adaptado de Queirós, 2009).

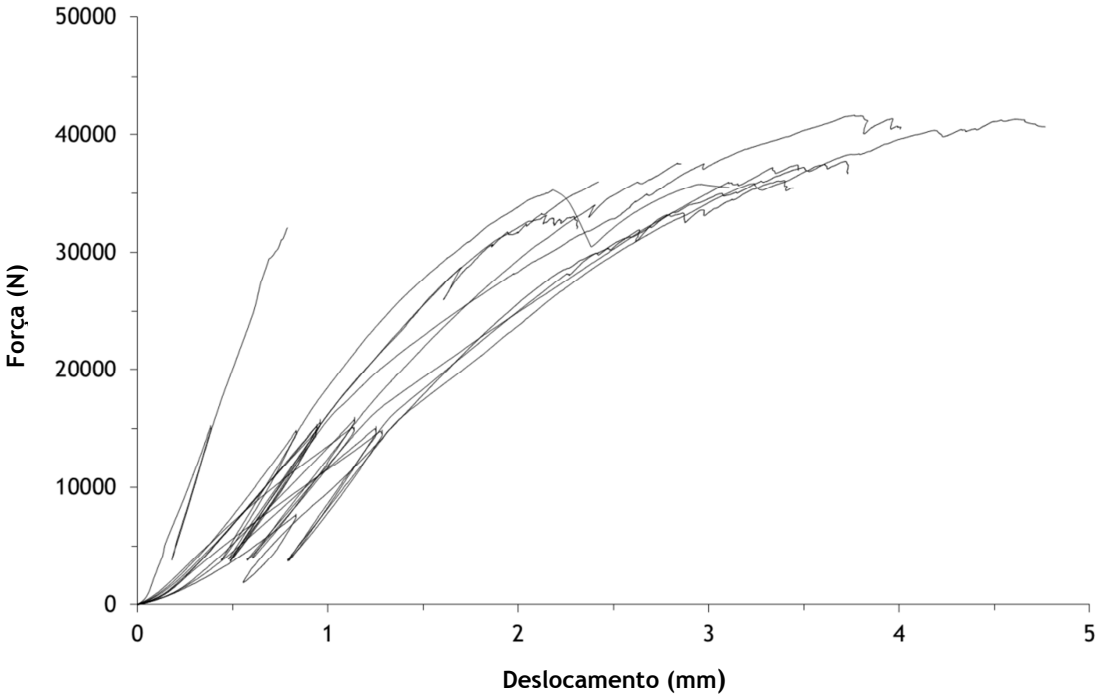


Figura 4.18 – Força *versus* deslocamento (3/4) do detalhe estrutural reforçado com CFRP (adaptado de Queirós, 2009).

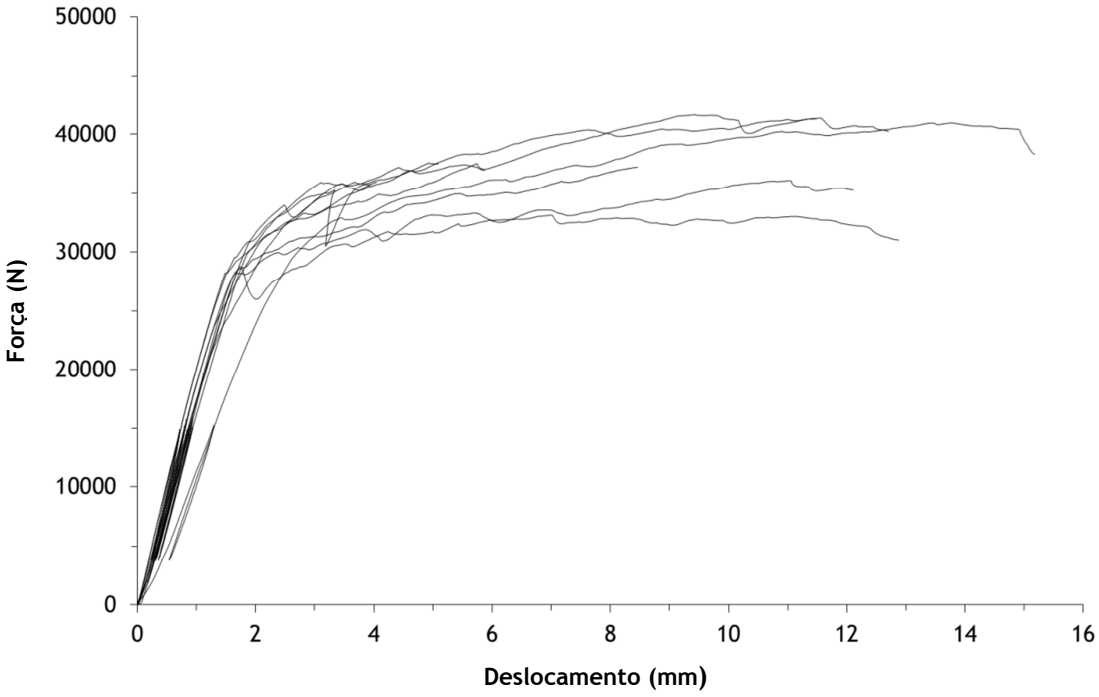


Figura 4.19 – Força *versus* deslocamento (1/2) – (3/4) do detalhe estrutural reforçado com CFRP (adaptado de Queirós, 2009).

Para melhor se poder comparar o desempenho das duas técnicas de reforço, na Tabela 4.4 estão reunidos os valores médios das forças de rotura e dos coeficientes de rigidez, obtidos para as três séries da ligação em T: sem reforço, reforçada com insertos metálicos e reforçada com laminados de CFRP. Os valores k_1, k_2 e k_3 correspondem aos valores da rigidez inicial, excluindo a parte do ciclo descarga/recarga, e foram determinados utilizando os deslocamentos (1/2), (3/4) e (1/2) - (3/4), respectivamente.

Em termos médios, a aplicação de laminados de CFRP conduziu a um aumento de 80% da força última de rotura (F_{max}) das ligações em T, relativamente à mesma ligação sem reforço. Por outro lado, os ganhos resultantes da aplicação dos insertos metálicos não foram além de 40%.

Também é evidente que as técnicas de reforço conduziram a aumentos nos valores médios de rigidez das ligações, mais acentuado no caso dos insertos metálicos. Assim, considerando a rigidez k_1, representativa da rigidez global das ligações, e tendo como referência a ligação sem reforço, os ganhos foram de 64% com a aplicação do reforço por insertos metálicos e de 16% com a aplicação de laminados de CFRP

Embora os coeficientes de variação das cargas de rotura sejam semelhantes para as três séries ensaiadas, estas séries apresentam valores distintos da massa volúmica média. A Fig. 4.20 mostra a variação da força máxima com a massa volúmica, para as três séries. Não se verifica uma correlação significativa entre essas grandezas, tirando o caso da série com reforço em CFRP, para a qual a correlação é baixa (Köhler, 2007). Assim, os ganhos resultantes da aplicação dos reforços, em termos da força máxima, não dependem das massas volúmicas dos provetes que constituem as séries.

Santos (2011) constatou que a correlação entre os valores da rigidez e a massa volúmica, verificada nas séries reforçadas, é muito reduzida. A correlação é sempre positiva para a ligação reforçada com insertos metálicos e chega a ser negativa, nos coeficientes de rigidez k_1 e k_2, para a ligação reforçada com CFRP. Face a estes valores de correlação tão baixos, entendeu-se não apresentar os gráficos respectivos.

A confirmar o bom desempenho da técnica de reforço com laminados de CFRP no que respeita à eliminação dos modos de rotura frágeis, mostram-se as peças constituintes da ligação após o ensaio. A Fig. 4.21a mostra o aspecto da peça central, onde é visível o esmagamento controlado do conjunto CFRP/madeira. A Fig. 4.21b mostra as peças laterais que não sofreram dano visível. Em qualquer dos casos, mesmo com a formação de fendas, a aplicação do laminado a toda a largura dos provetes, articulada com boa eficiência do adesivo SIKADUR-30, não permitiu o colapso frágil da ligação.

Tabela 4.4 – Valores médios da carga de rotura e dos coeficientes de rigidez para as séries da ligação em T.

Série		*Massa volúmica* *(kg/m³)*	F_{max} *(N)*	k_1 *(N/mm)*	k_2 *(N/mm)*	k_3 *(N/mm)*
Sem reforço	Média	612.8	17219	7416	14445	15546
	CV (%)	5	8	18	23	16
Insertos metálicos	Média	566.1	24110	12149	20025	28962
	CV (%)	2.0	8	22	27	23
CFRP[1]	Média	621.8	30962	8572	18716	17822
	CV (%)	5.9	9	14	48	11

(1) Dados obtidos de Queirós (2009).

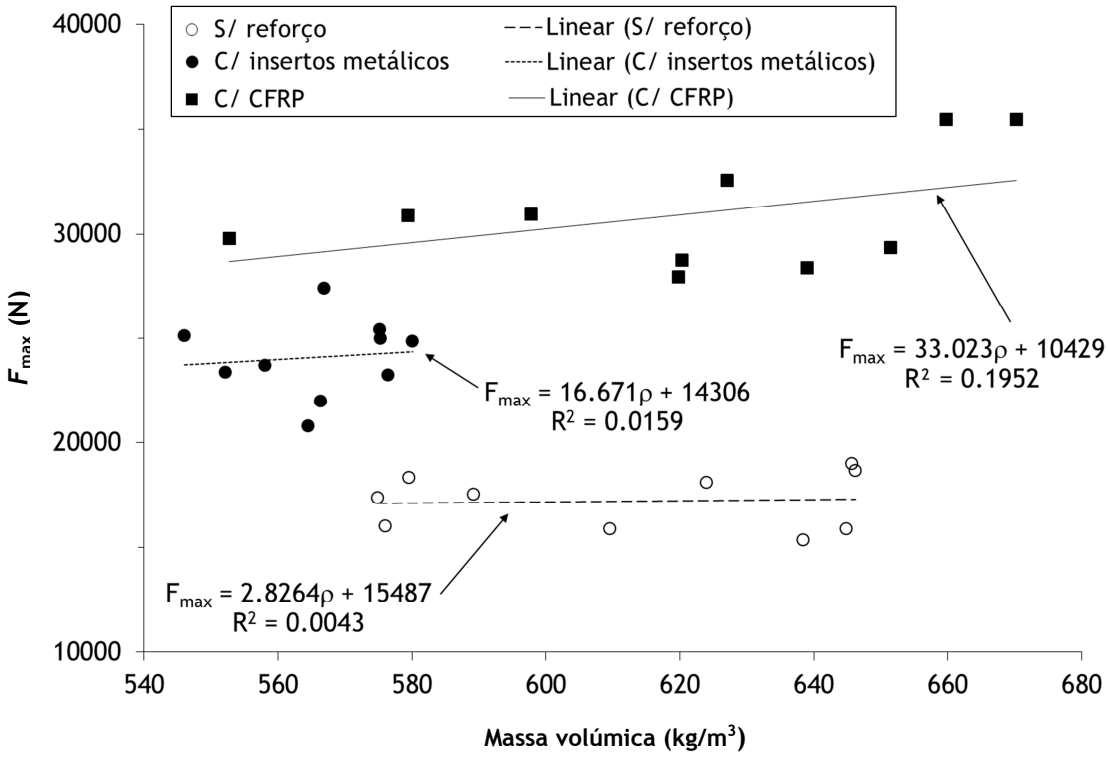


Figura 4.20 – Evolução das cargas de rotura com a massa volúmica para as três séries de ensaios.

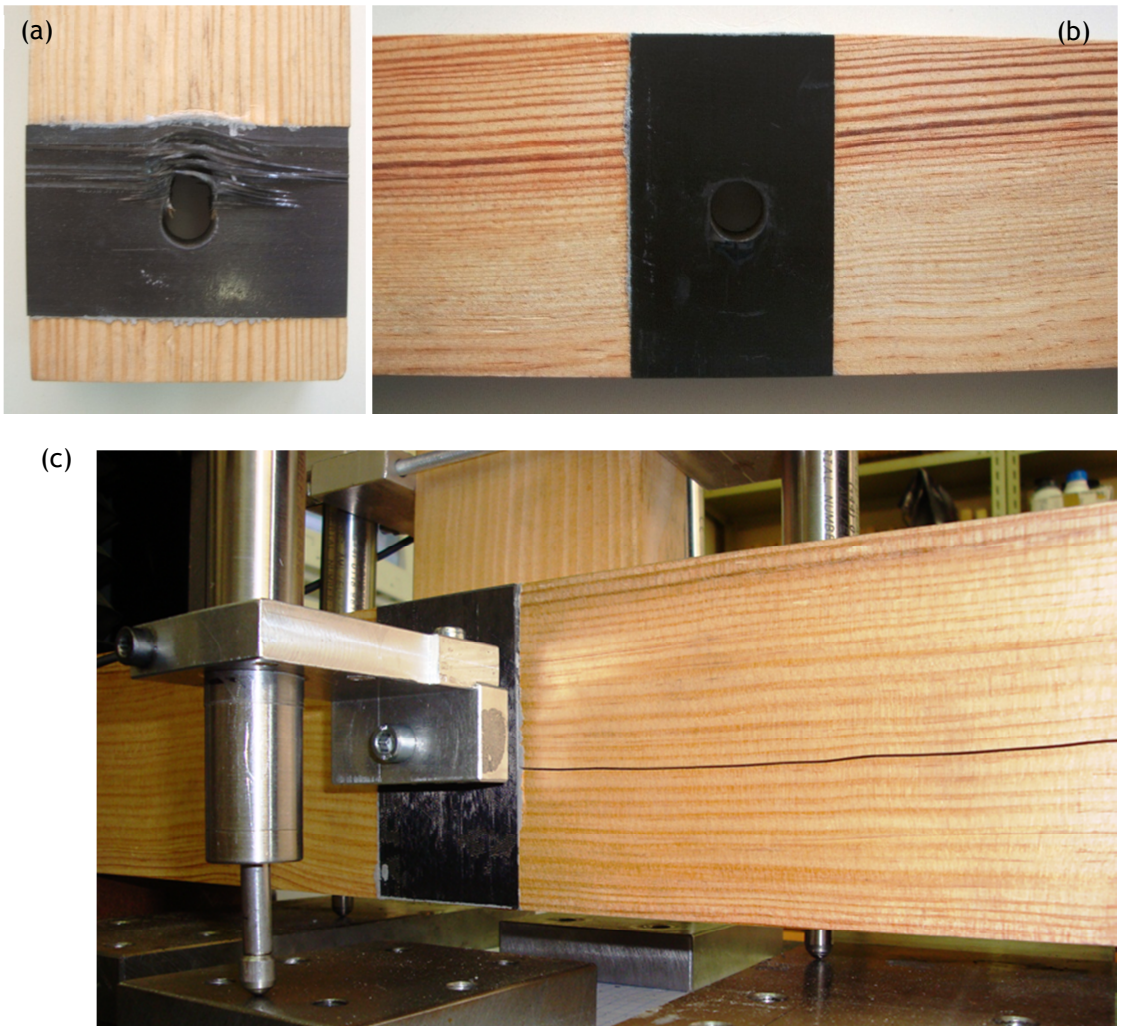


Figura 4.21 – Modos de rotura ocorridos na ligação em T reforçada com laminados de CFRP: (a) peça central; (b) e (c) peça lateral (adaptado de Queirós, 2009).

Em resumo, o reforço com CFRP produziu aumentos mais significativos na carga máxima do ensaio do que o reforço com insertos metálicos. O reforço com insertos metálicos produziu aumentos mais importantes na rigidez da ligação. O reforço com CFRP aumentou a ductilidade da ligação, eliminando os modos de rotura frágeis. O reforço com insertos metálicos não possibilitou aumentos tão interessantes de ductilidade da ligação, sendo esta uma desvantagem deste tipo de reforço.

4.6 Conclusão

Com o intuito de avaliar o desempenho da técnica de reforço baseada na colagem de insertos metálicos, proposta neste trabalho, foi feita uma análise experimental de uma ligação por cavilha com elementos em pinho bravo dispostos em T. Desta análise concluiu-se que o reforço com insertos metálicos conduziu a ganhos significativos nos valores de força de rotura (cerca de 40%) e de rigidez global da ligação (64%: k_1). Contudo, essa técnica tem a desvantagem de não ser capaz de eliminar ou atenuar a existência de roturas frágeis das

peças laterais da ligação. No entanto, através da medição dos deslocamentos entre a cavilha e a base da máquina de ensaios, verificou-se que as peças laterais na ligação reforçada tiveram, em termos médios, flechas maiores comparativamente às peças congéneres da ligação sem reforço (2.1 mm *vs*. 1.9 mm), o que lhes conferiu mais ductilidade.

As formulações preconizadas pelo EC5 conduzem a valores de resistência da ligação sem reforço superiores aos ocorridos experimentalmente. No entanto, se fossem tidos em conta os factores de correcção decorrentes das classes de serviço e de duração das cargas, e os coeficientes parciais de segurança também previstos no EC5, os valores fornecidos pelas formulações sofreriam reduções em cerca de 35%, pelo que em termos de projecto ficar-se-ia do lado da segurança.

Adicionalmente, na comparação com uma outra técnica de reforço baseada na colagem de laminado de CFRP nas faces das peças de madeira, concluiu-se que o reforço com laminados de CFRP traz vantagens importantes às ligações por cavilha. Além de ter originado ganhos muito significativos nos valores da força de rotura (ganho de 80% face à ligação sem reforço), aumentou muito significativamente a ductilidade da ligação, pois eliminou as roturas frágeis observadas na ligação sem reforço. Como desvantagem, o reforço com CFRP apenas produziu ganhos marginais na rigidez global da ligação (16%: k_1).

Capítulo 5

Simulação numérica dos ensaios de esmagamento

5.1 Introdução

Este capítulo apresenta os resultados de simulações dos ensaios experimentais de esmagamento realizados nesta dissertação. Foram construídos modelos de elementos finitos tridimensionais dos dois tipos de ensaios de esmagamento: longitudinal e radial. Estes modelos foram construídos usando o código comercial ANSYS 12.0 e utilizando a capacidade de programação paramétrica do ANSYS (linguagem APDL) (SAS, 2009).

O plano de simulações incluiu duas fases: a primeira incidiu na modelação dos ensaios de esmagamento apenas no domínio linear elástico; a segunda procurou modelar o comportamento não linear observado nos ensaios recorrendo a modelos de plasticidade. Os modelos de elementos finitos são constituídos por dois sólidos, nomeadamente o provete de madeira e a cavilha de aço. O conhecimento do comportamento da madeira nas três direcções de simetria material é essencial para modelar as ligações estruturais de madeira. Em particular, as propriedades mecânicas básicas da madeira têm efeitos importantes no comportamento elástico e plástico dos membros de madeira. Neste sentido, inclui-se neste capítulo uma revisão breve sobre as propriedades da madeira de pinheiro bravo, em especial sobre a madeira usada nos ensaios experimentais.

5.2 Madeira de pinheiro bravo – propriedades mecânicas básicas

A madeira de pinho bravo existente em Portugal tem sido objecto de diversos estudos com vista à avaliação das suas propriedades mecânicas, incluindo as propriedades elásticas e de resistência mecânica. Várias campanhas de ensaios experimentais em provetes de madeira limpa têm sido realizadas, em particular, por diversos autores nacionais (Xavier, 2003; Oliveira, 2004; Pereira, 2005; Garrido, 2004; Xavier *et al.*, 2004; Machado e Cruz, 2005; Xavier *et al.*, 2009; De Jesus *et al.*, 2006; De Jesus *et al.*, 2012). Na modelação numérica da madeira desenvolvida no âmbito desta tese foram utilizadas propriedades mecânicas obtidas em algumas dos estudos referidos, em particular dos que incidiram sobre a madeira de pinheiro bravo extraída do mesmo florestamento, de onde tiveram origem os provetes utilizados nos ensaios experimentais realizados no âmbito deste trabalho. Seguidamente apresenta-se uma pesquisa sobre algum desses estudos.

Pereira (2005), com base em ensaios de tracção uniaxiais, obteve os valores do módulo de elasticidade (E_L, E_T, E_R) e as tensões de rotura à tracção (σ_L, σ_T, σ_R) da madeira de pinho bravo, bem como os coeficientes de Poisson para os três planos de simetria material (ν_{RT}, ν_{TL},

ν_{LR}); os valores médios destas propriedades estão resumidos na Tabela 5.1. Xavier (2003), Oliveira (2004) e Garrido (2004) realizaram diversos ensaios de corte (ensaio de *Iosipescu*, ensaio de *Arcan* e ensaio *off-axis*), tendo obtido os valores dos módulos e das tensões de corte para os três planos da madeira, apresentados na Tabela 5.2. A análise das propriedades elásticas revela uma elevada anisotropia entre a direcção longitudinal e as direcções transversais (radial e tangencial).

De Jesus *et al*. (2012) realizou alguns ensaios de tracção e compressão em madeira do mesmo lote usado no programa experimental desta dissertação, permitindo estes ensaios aferir algumas propriedades elásticas e de resistência da madeira limpa de pinheiro bravo. A Fig. 5.1 ilustra as curvas tensão-deformação resultantes desses ensaios e a Tabela 5.3 expõe os valores médios do módulo de elasticidade longitudinal (E_L), dos coeficientes de Poisson (ν_{LR}) e das tensões de rotura longitudinais (σ_L). Em termos globais os valores das propriedades em tracção estão próximos dos obtidos previamente (Tabela 5.1). Os valores médios da massa volúmica são semelhantes, para as duas séries de provetes. É também evidente que a resistência à tracção longitudinal é superior à resistência à compressão na mesma direcção.

Tabela 5.1 – Propriedades elásticas do pinho bravo: módulo de elasticidade, coeficientes de Poisson e tensões de rotura à tracção (Pereira, 2005).

	E_L (GPa)	E_T (GPa)	E_R (GPa)	ν_{RT}	ν_{TL}	ν_{LR}	σ_L (MPa)	σ_T (MPa)	σ_R (MPa)
Média	15.1	1.01	1.91	0.59	0.05	0.47	97.5	7.93	4.20
C.V. (%)	6.8	14.4	7.9	7.6	22.1	8.3	9.8	5.5	11.0

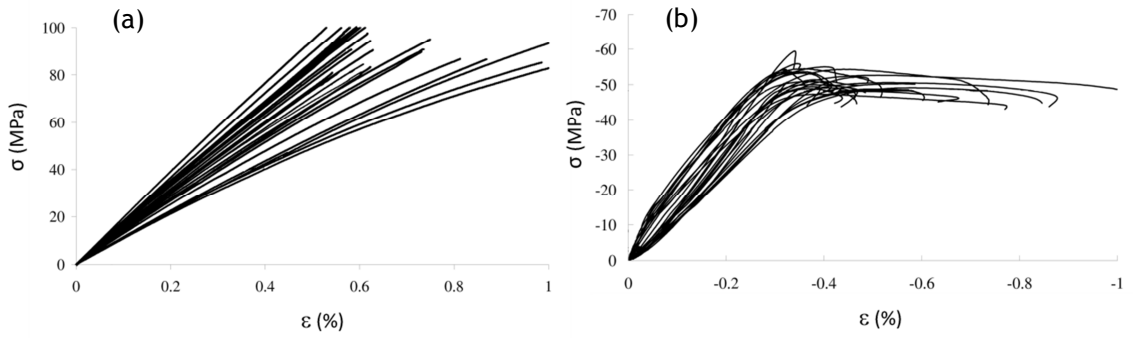


Fig. 5.1– Curvas tensão-deformação obtidas em ensaios na direcção paralela ao fio da madeira de pinheiro bravo: (a) tracção; (b) compressão (De Jesus *et al.*, 2012).

Tabela 5.2 – Propriedades elásticas do pinho bravo: módulos e tensões de corte (Xavier, 2003; Oliveira, 2004; Garrido, 2004).

	Off-axis			*Arcan*			*Iosipescu*		
	G_{LR}	G_{LT}	G_{RT}	G_{LR}	G_{LT}	G_{RT}	G_{LR}	G_{LT}	G_{RT}
		(GPa)			(GPa)			(GPa)	
Média	1.11	1.04	0.16	1.45	1.20	0.25	1.41	1.22	0.29
C.V. (%)	7.0	8.1	7.1	6.5	5.7	19.8	10.3	8.4	16.2
	τ_{LR}	τ_{LT}	τ_{RT}	τ_{LR}	τ_{LT}	τ_{RT}	τ_{LR}	τ_{LT}	τ_{RT}
		(MPa)			(MPa)			(MPa)	
Média	14.1	14.0	2.39	15.1	15.9	4.54	15.9	15.9	4.35
C.V. (%)	12.1	9.5	8.8	10.6	7.2	12.1	15.2	8.4	19.2

Tabela 5.3 – Propriedades elásticas e de resistência do pinho bravo em ensaios de tracção e compressão longitudinais (Pereira, 2005; De Jesus *et al.*, 2012).

	Ensaios à tracção				**Ensaios à compressão**			
	E_L	ν_{LR}	σ_L	ρ	E_L	ν_{LR}	σ_L	ρ
	(GPa)		(MPa)	(kg/m^3)	(GPa)		(MPa)	(kg/m^3)
Média	14.7	0.47	93.7	634.8	16.0	0.44	51.9	646.4
C.V. (%)	18.6	18.9	12.2	6.6	14	28.0	5.4	3.5

De Jesus *et al*. (2006) investigou o comportamento à compressão de madeira de pinho bravo (*Pinus pinaster* Ait.) com base num programa experimental extenso. Realizou ensaios quase-estáticos até à rotura em provetes de madeira limpa, nas três direcções de simetria material (L, R e T). Determinou os módulos de elasticidade e algumas propriedades de resistência, tais como a tensão de cedência e a tensão de rotura à compressão. Na Tabela 5.4 encontram-se resumidos os resultados experimentais obtidos nessa campanha de ensaios. Importa referir que neste estudo os módulos de elasticidade foram determinados através do deslocamento do prato da máquina, pelo que o valor destes módulos é subestimado, pois tem em conta o dano criado na interface prato-provete.

Feita esta breve revisão de trabalhos recentes sobre as propriedades mecânicas da madeira de pinheiro bravo, conclui-se que as propriedades mecânicas revelam uma elevada anisotropia entre a direcção longitudinal e as direcções transversais (radial e tangencial). As propriedades na direcção longitudinal são significativamente mais elevadas que as propriedades medidas nas outras direcções. Verifica-se também que as propriedades aumentam com a densidade, para todas as direcções de solicitação. O comportamento à compressão de madeira é acentuadamente não linear (plástico). Já em tracção, o comportamento mecânico da madeira de pinho bravo pode ser considerado como frágil. Os mecanismos de ruína observados nas diferentes direcções da madeira são claramente distintos (De Jesus *et al.*, 2006).

Tabela 5.4 – Propriedades da madeira de pinho bravo obtidas em ensaios de compressão quasi-estáticos (De Jesus et. Al., 2006).

			E (GPa)	σ_{ced} (MPa)	ε_{ced} (%)	σ_{rot} (MPa)	ε_{rot} (%)
Longitudinal	1ª série	Média	8.21	-51.11	-0.66	-60.26	-1,35
		Desv.Pad.	1.46	5.88	0.08	7.98	0,40
	2ª série	Média	9.99	-40.74	-0.44	-55.40	-1,02
		Desv.Pad.	1.43	3.97	0.06	3.55	0,13
	Média		9,1	-45.9	-0.5	-57.8	-1.2
Radial	1ª série	Média	1.08	-11.22	-1.08	-	-
		Desv.Pad.	0.08	3.49	0.36	-	-
	2ª série	Média	1.25	-7.64	-0.64	-	-
		Desv.Pad.	0.09	0.45	0.04	-	-
	Média		1,2	-9.4	-0.9		
Tangencial	1ª série	Média	0.60	-7.02	-1.21	-12.76	-16,62
		Desv.Pad.	0.12	0.79	0.12	0.51	9,94
	2ª série	Média	0.61	-6.33	-1.08	-13.47	-14,94
		Desv.Pad.	0.08	0.37	0.13	1.15	5,21
	Média		0,6	-6.7	-1.1	-13.1	-15.8

5.3 Análise linear elástica

O estudo numérico aplicado aos ensaios de esmagamento iniciou-se com modelos elásticos para a madeira. A consideração de comportamento linear elástico quer para a madeira quer para o aço é claramente um primeiro passo na modelação dos ensaios realizados, uma vez que estes foram conduzidos até à rotura. Este tipo de abordagem apenas permitiu modelar a rigidez inicial do ensaio. Nesta fase não será possível simular a rotura pois as tensões são sobrestimadas e as deformações subestimadas. Mesmo assim, apesar de se considerar os materiais lineares elásticos, o problema global é não linear devido à existência de elementos de contacto, pelo que a solução deverá ser determinada com base na aplicação incremental da solicitação.

Os modelos de elementos finitos foram construídos no código comercial ANSYS® 12.0 (SAS, 2009). Quer a madeira, quer a cavilha de aço foram modeladas usando elementos hexaedros isoparamétricos de 20 nós (SOLID95) com integração completa. O contacto entre a cavilha e a peça de madeira foi modelado com recurso a elementos de contacto disponíveis na livraria de elementos do ANSYS. Este modelo de contacto é governado por um conjunto vasto de parâmetros dos quais se destaca o modelo de atrito, penetração máxima, rigidez normal e tangencial de contacto e algoritmo de contacto. De entre as diversas possibilidades de contacto disponíveis, foram usados elementos que permitem modelar o contacto superfície – superfície, nomeadamente o par formado pelos elementos CONTA174 e o TARGE170, sendo possível a criação de dois pares de contacto assimétrico ou um par simétrico. As duas superfícies do furo e da cavilha em contacto foram consideradas flexíveis. Adicionalmente, o modelo geométrico permitiu variar a folga entre a cavilha e o furo.

As análises de contacto foram realizadas usando o algoritmo de contacto Lagrange Aumentado (*Augmented Lagrange*) (SAS, 2009). O algoritmo Lagrange Aumentado requer a definição da rigidez de contacto, normal e tangencial. A penetração entre as superfícies em contacto é uma característica inerente ao algoritmo Lagrange Aumentado – existe sempre na modelação do contacto. O valor da penetração entre as superfícies contacto e alvo depende da rigidez normal. Um aumento da rigidez diminui o valor da penetração, mas pode levar a uma difícil convergência; por outro lado, um valor baixo da rigidez pode resultar num aumento excessivo da penetração, resultando numa solução imprecisa. Idealmente é desejável uma rigidez suficientemente elevada para reduzir a penetração a valores razoáveis, mas que garanta a convergência para a solução e em tempo razoável. O comportamento de cada par de contacto pode ser controlado através de um número importante de parâmetros, sendo os parâmetros FKN e FTOLN dos mais importantes. O parâmetro FKN controla o valor da rigidez normal de contacto; é um factor de escala que é aplicado ao valor de rigidez normal de contacto, estimada pelo ANSYS com base nas propriedades de elasticidade dos corpos em contacto. O parâmetro FKN deverá assumir valores na gama 0.01 a 1.0 (valor por defeito: 1.0). Nos ensaios de compressão longitudinal foram usados valores usuais de FKN (0.01-1.0); já nos ensaios de compressão radial usaram-se valores de FKN mais baixos (0.005-1.0). O parâmetro de contacto FTOLN estabelece uma tolerância à penetração a ser aplicado na direcção normal à superfície de contacto, sendo usado na avaliação da condição de compatibilidade à penetração. A condição de compatibilidade à penetração é satisfeita se a penetração for superior à tolerância admissível (FTOLN × espessura dos elementos subjacentes às superfícies de contacto). Este factor é normalmente considerado inferior a 1.0 (geralmente inferior a 0.2). Nas presentes simulações foram testados valores de FTOLN de 0.05, 0.1 e 0.2. Em todas as simulações foi assumido o modelo de atrito de Coulomb. Quanto ao coeficiente de atrito estima-se que no contacto aço/madeira este varie entre os valores limites de 0.0 e 0.7 (Patton-Mallory *et al.*, 1997b), sendo o verdadeiro valor deste coeficiente dependente de uma diversidade de condições. Em todas as simulações no domínio elástico foi tomado em

consideração um coeficiente de atrito μ=0.5; simulações, no domínio elástico, realizadas por Santos *et al*. (2009) têm mostrado uma influência reduzida do coeficiente de atrito nos resultados de simulações realizadas em ligações do tipo cavilha em peças de madeira, sob a acção de solicitações monotónicas; no entanto no domínio plástico este parâmetro tem forte influência nos resultados como será demonstrado mais à frente neste capítulo. Com base em medições experimentais estimou-se o valor da folga diametral entre o furo e cavilha igual a 0.3 mm. Para os restantes parâmetros intrínsecos ao algoritmo de contacto Lagrange Aumentado não mencionados, foram usados os valores sugeridos por defeito pelo ANSYS® (SAS, 2009).

Uma vez que a geometria dos ensaios admite dois planos de simetria apenas foi necessário construir modelos de 1/4 da geometria global. Os deslocamentos dos nós localizados sobre os planos de simetria foram impedidos na direcção perpendicular a esses planos. Como se constatou no Capítulo 3, relativamente aos ensaios da norma EN 383, as condições reais de apoio da cavilha enquadram-se, no limite, entre duas condições de apoio distintas: cavilha bi-encastrada e cavilha simplesmente apoiada. Com efeito, devido à existência de folgas entre a cavilha e os furos das amarras e devido à flexibilidade das amarras, a rotação da extremidade das cavilhas não será nula. Enquanto a cavilha bi-encastrada é simulada impondo deslocamentos em todos os nós da sua extremidade, a cavilha simplesmente apoiada é simulada através de um par de contacto adicional entre a superfície exterior da extremidade da cavilha, considerada flexível, e uma placa rígida (contacto rígido-flexível). Foi imposto, em todas as simulações, um deslocamento de 0.1 mm segundo 10 incrementos iguais, seja à cavilha ou à placa rígida; neste caso impôs-se um deslocamento constante em todos os nós da placa rígida, através de um nó piloto, para que a extremidade da cavilha pudesse sofrer uma rotação livre. No caso da cavilha bi-encastrada foram ainda aplicados deslocamentos nulos em todos os nós da sua extremidade, na direcção transversal à solicitação.

Pelo exposto, nos modelos relativos aos ensaios de esmagamento localizado, e atendendo às duas direcções de carregamento, foram desenvolvidos quatro modelos de elementos finitos. A solicitação foi imposta directamente à cavilha de acordo com duas condições de fronteira alternativas: cavilha bi-encastrada e cavilha simplesmente apoiada. Na Fig. 5.2 apresentam-se pormenores das malhas de elementos finitos usadas nas simulações. Os materiais foram modelados como sendo elásticos e homogéneos. Enquanto o aço foi considerado isotrópico, a madeira foi considerada ortotrópica. Considerou-se para o aço módulo de elasticidade de 210 GPa e coeficiente de Poisson de 0.3; para as propriedades elásticas da madeira consideraram-se valores médios das Tabelas 5.1 e 5.2.

Foi realizado um número extenso de simulações para as malhas apresentadas na Fig. 5.2, com vista a realização de análises de sensibilidade que permitam constatar a influência dos referidos parâmetros nos resultados, nomeadamente na rigidez do ensaio.

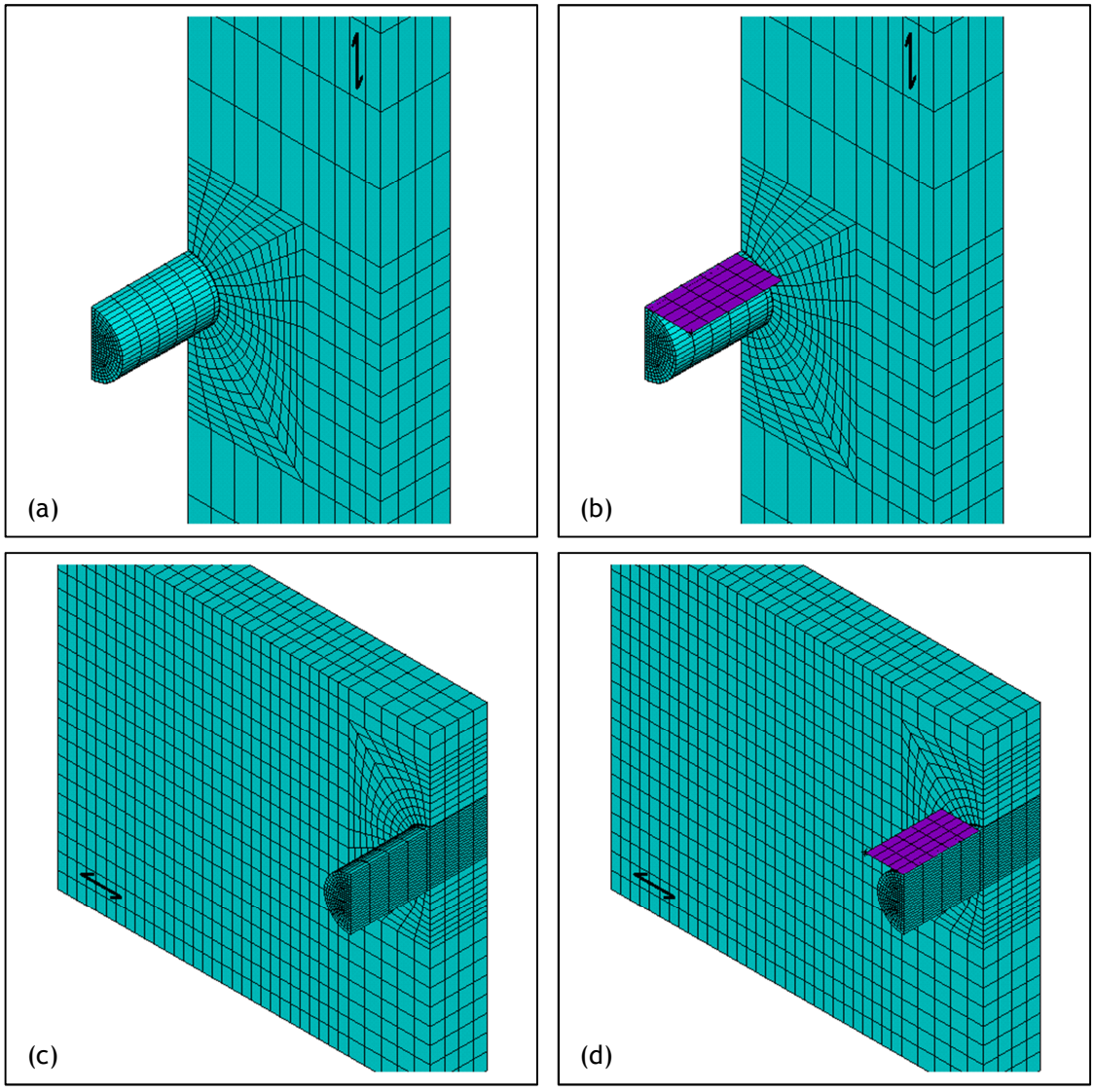


Figura 5.2 - Malhas de elementos finitos usadas na simulação dos ensaios de esmagamento. Compressão na direcção longitudinal: (a) cavilha bi-encastrada; (b) cavilha simplesmente apoiada. Compressão na direcção radial: (c) cavilha bi-encastrada; (d) cavilha simplesmente apoiada.

Nas Tabelas 5.5 e 5.6 resumem-se os parâmetros usados nessas simulações, para as direcções longitudinal e radial, respectivamente, bem como alguns resultados, designadamente: número de iterações, módulo de fundação elástico (K_1), tensões máximas de tracção e compressão na superfície do furo segundo a direcção do carregamento (σ_y), deslocamento máximo da superfície do furo na direcção do carregamento (u_y), penetração máxima, pressão máxima e deslizamento máximo no par de contacto entre cavilha e furo. Para os restantes parâmetros do modelo de contacto, que não figuram nesta tabela, foram assumidos valores adoptado por defeito pelo programa ANSYS (SAS, 2009).

A análise de resultados revela que o aumento da rigidez de contacto (FKN) produz, por um lado, aumentos no módulo de fundação e tensões de contacto e por outro, reduz a penetração de contacto. A penetração de contacto é um resultado das simulações numéricas que não se observa na realidade; é no entanto uma das variáveis do algoritmo de contacto usado – Lagrange Aumentado (Simo e Laursen, 1992). Esta penetração pode ser controlada através do parâmetro FTOLN do modelo de contacto, não sendo possível a sua eliminação. O valor de FTOLN influencia os resultados de forma inversa do parâmetro FKN, pelo que se torna necessário permitir alguma penetração para se conseguir resultados aceitáveis (ex: valores do módulo de fundação mais baixos). Adicionalmente, valores muito baixos de FTOLN conduzem a números de iterações mais elevado (solução instável), podendo, em alguns casos, a solução divergir. A folga entre a cavilha e o furo influencia de forma importante os resultados das simulações; o seu aumento origina uma redução do módulo de fundação e das tensões de contacto (Patton-Mallory *et al.*, 1997b; Santos et al., 2009). Esta constatação é importante atendendo a que a própria heterogeneidade da madeira condiciona a furação, podendo levar à obtenção de furos com fracos rigores dimensional e geométrico.

Tabela 5.5 - Resultados gerais das simulações em regime elástico (compressão longitudinal).

	Simulações				***Resultados***						
	Configuração	*FKN*	*FTOLN*	Nº de iterações	K_1 (N/mm^3)	U_y (mm)	Tensão, σ_y (MPa)		Valores máximos do contacto		
							Max.	Min.	Penet. (mm)	Pressão (MPa)	Desliz. (mm)
bi-encastrada	01	1.00	0.10	18	286.8	-0.092	27.7	-74.4	0.005	63.249	0.018
	02	0.10	0.10	19	157.4	-0.051	16.2	-35.0	0.047	33.424	0.027
	03	0.10	0.05	18	162.2	-0.056	16.6	-46.4	0.045	33.773	0.027
	04	0.01	0.10	11	21.1	-0.006	2.0	-3.9	0.094	3.673	0.039
	05	0.01	0.20	11	21.1	-0.006	2.0	-3.9	0.094	3.673	0.039
	06	0.06	0.10	11	92.6	-0.026	8.7	-17.8	0.072	16.932	0.032
	07	0.08	0.10	19	126.5	-0.041	13.1	-27.7	0.057	26.550	0.029
simplesmente apoiada	01	1.00	0.10	15	226.6	-0.078	22.5	-68.3	0.005	54.436	0.019
	02	0.10	0.10	16	115.9	-0.039	11.9	-27.8	0.042	25.677	0.023
	03	0.10	0.05	16	115.9	-0.039	11.9	-27.8	0.042	25.677	0.023
	04	0.01	0.10	22	18.7	-0.005	1.7	-3.5	0.085	3.341	0.035
	05	0.01	0.20	22	18.7	-0.005	1.7	-3.5	0.085	3.341	0.035
	06	0.06	0.10	14	76.0	-0.023	7.2	-15.7	0.062	14.648	0.027
	07	0.08	0.10	16	97.1	-0.032	9.9	-22.4	0.050	20.976	0.024

Tabela 5.6 - Resultados gerais das simulações em regime elástico (compressão radial).

	Simulações				***Resultados***						
	Configuração	*FKN*	*FTOLN*	Nº de iterações	K_1 (N/mm^3)	U_y (mm)	Tensão, σ_y (MPa)		Valores máximos do contacto		
							Max.	Min.	Penet. (mm)	Pressão (MPa)	Desliz. (mm)
bi-encastrada	01	1.000	0.10	21	110.2	-0.098	7.9	-23.3	0.001	25.089	0.009
	02	0.100	0.10	21	103.9	-0.092	7.3	-21.7	0.007	21.312	0.019
	03	0.100	0.05	21	103.9	-0.092	7.3	-21.7	0.007	21.312	0.019
	04	0.010	0.10	21	67.7	-0.058	4.9	-13.1	0.042	12.836	0.018
	05	0.010	0.20	21	67.7	-0.058	4.9	-13.1	0.042	12.836	0.018
	06	0.008	0.10	20	61.8	-0.053	4.4	-11.8	0.047	11.585	0.020
	07	0.006	0.10	20	53.9	-0.046	3.8	-10.2	0.054	9.981	0.022
	08	0.005	0.10	21	49.0	-0.041	3.5	-9.1	0.058	8.991	0.023
simplesmente apoiada	01	1.000	0.10	20	99.4	-0.092	7.6	-22.9	0.001	24.514	0.010
	02	0.100	0.10	19	86.0	-0.081	6.3	-19.4	0.006	19.717	0.020
	03	0.100	0.05	19	86.0	-0.081	6.3	-19.4	0.006	19.717	0.020
	04	0.010	0.10	21	46.3	-0.042	3.4	-10.0	0.033	10.105	0.014
	05	0.010	0.20	21	46.3	-0.042	3.4	-10.0	0.033	10.105	0.014
	06	0.008	0.10	20	41.4	-0.038	3.1	-8.9	0.036	8.942	0.014
	07	0.006	0.10	20	35.2	-0.032	2.6	-7.5	0.041	7.511	0.015
	08	0.005	0.10	19	31.5	-0.028	2.3	-6.6	0.043	6.662	0.015

O módulo de fundação elástico é o único resultado numérico que pode ser directamente comparado com resultados experimentais (valores de K_1 expostos na Tabela 3.3) uma vez que estes modelos são baseados no comportamento elástico da madeira. Assim, os modelos foram calibrados usando este parâmetro como referência. Numa importante quantidade de simulações, os valores de FKN e FTOLN foram sendo alterados, de modo a permitir realizar uma análise de sensibilidade sobre estes parâmetros do modelo de contacto. Antes de prosseguir para a modelação do comportamento não-linear da madeira, é importante calibrar o modelo de contacto e obter uma boa resposta elástica do problema. As configurações de calibração dos modelos estão resumidas na Tabela 5.7.

Após a calibração verifica-se que a hipótese da cavilha simplesmente apoiada parece ser mais plausível, uma vez que os parâmetros numéricos usados no modelo de contacto (FKN e FTOLN) enquadram-se nas gamas de valores mais usuais sugeridos pelo código ANSYS. A outra condição de apoio, cavilha bi-encastrada, requer a utilização de parâmetros numéricos, FKN e FTOLN, mais extremos, levando consequentemente a custos de computação mais elevados, traduzidos por mais iterações.

Tabela 5.7 – Modelos de elementos finitos calibrados de acordo com o módulo de fundação elástico (K_1).

			K_1 (N/mm^3)
Experimental		Longitudinal	113.3
		Radial	37.2
Simulação	Bi-encastrada	Longitudinal (Configuração 07)	126.5
		Radial (Configuração 08)	49.0
	Simplesmente apoiada	Longitudinal (Configuração 02)	115.9
		Radial (Configuração 07)	35.2

A Fig. 5.3 ilustra o deslocamento na direcção de aplicação da carga correspondente às duas orientações do fio da madeira: paralela (Figs. 5.3a e 5.3b) e perpendicular (Figs. 5.3c e 5.3d). A análise destas figuras permite constatar a existência de um efeito de flexão da cavilha, sendo este mais evidente no ensaio de compressão longitudinal com a cavilha simplesmente apoiada. No ensaio de compressão radial o efeito de flexão da cavilha é menos notório, o que pode ser explicado pela baixa rigidez da madeira nesta direcção.

A Fig. 5.4 ilustra os campos de tensões que se tornam mais interessantes para avaliação das cargas de rotura associadas aos mecanismos de rotura ilustrados no Capítulo 3, na Fig. 3.25. Escolheu-se a ilustração das tensões de corte no plano de propagação das fendas, τ_{RL}, para as séries de compressão longitudinal (CL), e as tensões radiais normais, σ_R, para as séries de compressão radial (CR). Estas ilustrações foram obtidas das configurações referentes ao modelo calibrado, apresentadas na Tabela 5.7, e impondo um deslocamento de 0.1 mm na cavilha.

Adoptando critérios de rotura adequados é possível realizar uma previsão das cargas últimas de rotura. Procurou-se estabelecer um critério de rotura simplificado, associado à iniciação e propagação de fendas no sistema de propagação RL (faces da fenda normais à direcção radial com fenda a propagar na direcção longitudinal). Nas séries CL, o colapso final dá-se pela iniciação e propagação de fendas em modo II – propagação de fendas por acção de tensões de corte; nas séries RC, as fendas iniciam e propagam em modo I. Presume-se que a iniciação das fendas na série CL é ditada por uma tensão de corte no plano RL, τ_{RL}, igual à correspondente tensão de rotura ao corte da madeira nesse plano. Da mesma forma, para a série CR, é usado um critério de iniciação de fendas baseado numa tensão à tracção radial, σ_R, igual à tensão de tracção máxima da madeira na direcção radial.

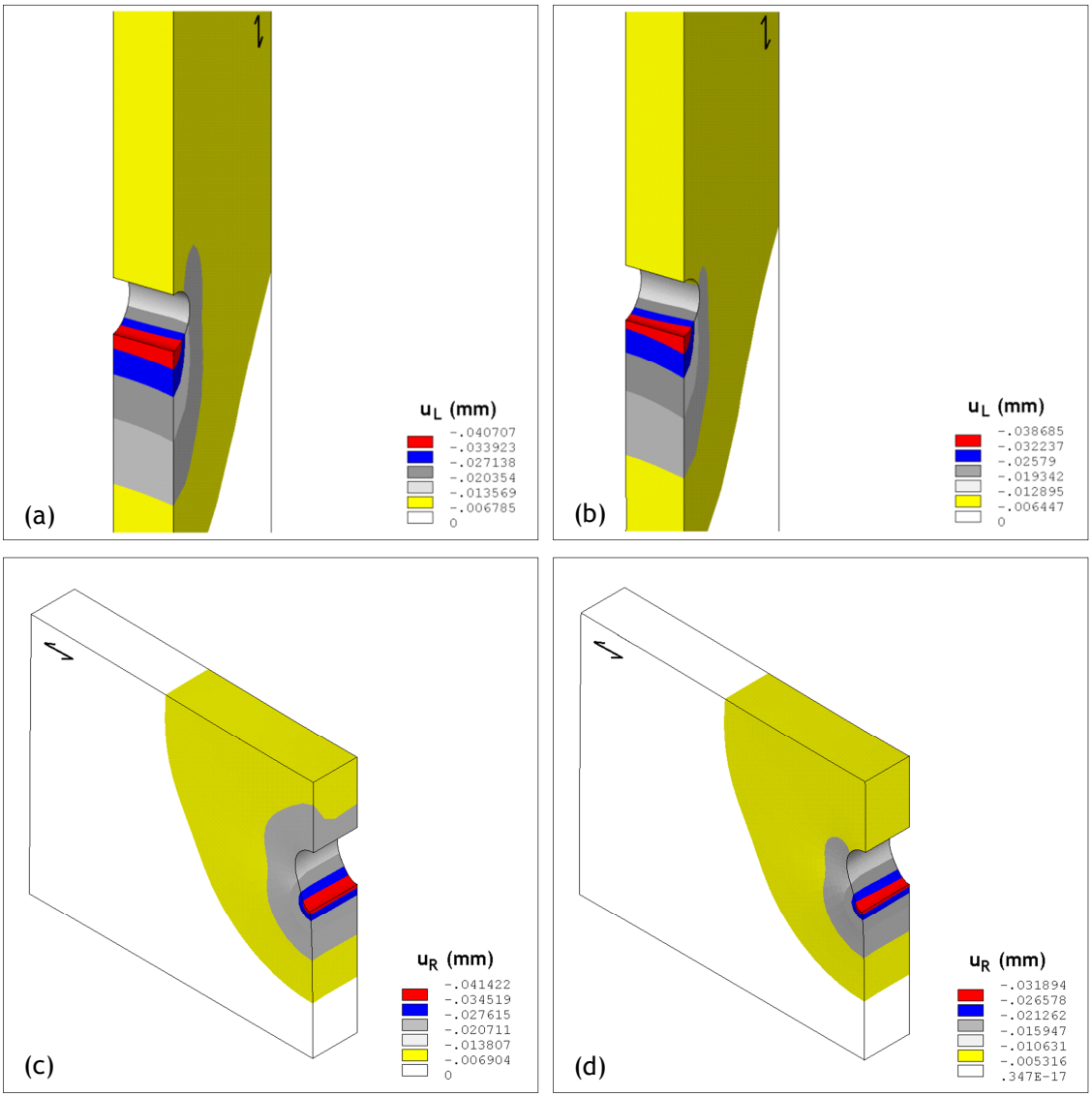


Figura 5.3 - Deslocamentos obtidos na simulação dos ensaios de esmagamento (configuração 01). Compressão na direcção longitudinal: (a) cavilha bi-encastrada; (b) cavilha simplesmente apoiada. Compressão na direcção radial: (c) cavilha bi-encastrada; (d) cavilha simplesmente apoiada.

Ao contrário dos ensaios de compressão longitudinais onde a iniciação e propagação de fendas é acompanhada de uma queda brusca da carga, nos ensaios de compressão radial não é evidente a associação dos processos de iniciação de fendas com pontos específicos nas curvas força-deslocamento. Este facto é ainda dificultado pela configuração do ensaio, uma vez que as placas laterais das amarras ocultam a superfície dos provetes não sendo possível detectar em tempo real a iniciação e fendas. É expectável que as primeiras fendas iniciais ocorram no final do troço linear das curvas força-deslocamento. No que respeita à série de compressão longitudinal, as fendas por corte aparecem depois da atingida a carga última de rotura, e após um processo de deformação da madeira que pode ser mais ou menos extenso.

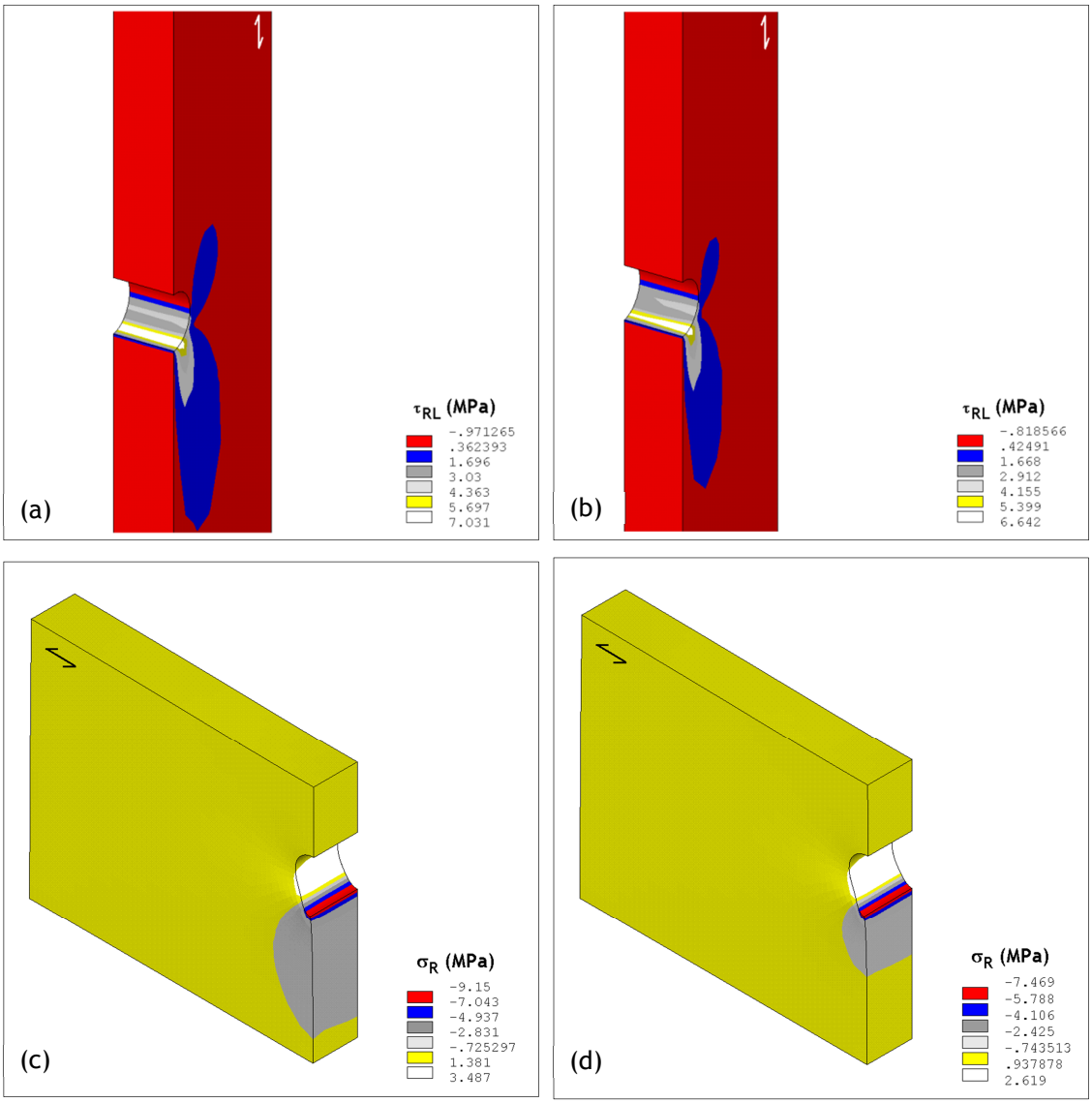


Figura 5.4 - Tensões obtidas na simulação dos ensaios de esmagamento (configuração 01). Tensão τ_{RL} obtida em compressão na direcção longitudinal: (a) cavilha bi-encastrada; (b) cavilha simplesmente apoiada. Tensão σ_R obtida em compressão na direcção radial: (c) cavilha bi-encastrada; (d) cavilha simplesmente apoiada.

Comparando a tensão normal máxima na direcção radial, σ_R, e a tensão máxima de corte no plano RL, τ_{RL}, ambas obtidas a partir dos campos de tensões em torno do furo (ver Fig. 5.4), com as correspondentes tensões de resistência experimentais, publicadas por Xavier *et al.* (2009), resultaram as cargas de rotura que foram resumidas na Tabela 5.8. Importa referir que as distribuições de tensões da Fig. 5.4 foram obtidas para um deslocamento da cavilha de 0.1 mm, não correspondendo às condições de colapso que foram estimadas por extrapolação assumindo comportamento linear. A análise de resultados revela que as cargas de rotura foram subestimadas. O erro das previsões situa-se entre 22.7 e 32.6%. Todavia pode ser considerada uma previsão razoável tendo em conta que os modelos de elementos finitos

propostos são baseados num modelo constitutivo linear para a madeira. Na realidade, estes tipos de ensaios revelam grande ductilidade a anteceder o colapso, facto que não é tido em conta com uma análise puramente elástica. Além disso, o critério de rotura aplicado para prever as cargas de rotura não tem em conta os estados de tensão multiaxiais. Adicionalmente, os critérios de rotura baseados nas tensões são critérios conservadores, sendo os modelos de dano coesivo alternativas mais apropriadas.

Tabela 5.8 – Estimativa das cargas de rotura.

			Cargas Rotura (N)	***Erro %***
Experimental		Longitudinal	19271	-
		Radial[1]	5873	-
Simulação	Bi-encastrada	Longitudinal (Conf*i*g. 07)	13812	-28.3
		Radial (Config. 08)	4537	-22.7
	Simplesmente apoiada	Longitudinal (Conf. 02)	12987	-32.6
		Radial (Config. 07)	4363	-25.7

[1]Carga obtida no fim do troço linear das curvas força-deslocamento

5.4 Análise não linear

Depois de realizada uma primeira análise no domínio linear elástico, procurou-se melhorar os modelos de elementos finitos com vista à simulação satisfatória quer do comportamento elástico dos ensaios experimentais, quer também do comportamento não linear, recorrendo a modelos constitutivos não lineares para a madeira. Para além do comportamento não linear da madeira também se considerou comportamento não linear geométrico, uma vez que as deformações envolvidas são significativas.

Da revisão bibliográfica realizada sobre a modelação numérica do comportamento não linear da madeira, a aplicação de modelos de plasticidade tem demonstrado resultados numéricos promissores (Dias *et al.*, 2005; Dias *et al.*, 2010; Moses e Prion, 2002; Moses e Prion, 2003; Moses e Prion, 2004). Pelo exposto, foi adoptado neste estudo um modelo de plasticidade baseado no critério de cedência de Hill para materiais anisotrópicos, que foi incorporado nos modelos de elementos finitos já preparados. A modelação da plasticidade baseada no modelo de cedência de Hill está disponível no código ANSYS (SAS, 2009), e aparece em duas modalidades: critério de Hill e critério de Hill generalizado.

Enquanto o critério de Hill é vocacionado para materiais que admitem tensões de cedência iguais para a compressão e tracção, o critério de Hill generalizado tem, teoricamente, em conta distintos comportamentos à tracção e compressão. Este último modelo, apesar de parecer atractivo para a madeira, impõe restrições à anisotropia do material, tornando-o de difícil aplicação em materiais com anisotropia elevada, como é o caso da madeira de pinho bravo. Este modelo tem sido aplicado em produtos de madeira transformada que apresenta

graus de anisotropia mais reduzidos do que observado na madeira de pinho bravo (Moses e Prion, 2002; Moses e Prion, 2003; Moses e Prion, 2004). Pelo exposto, foi adoptado neste estudo o modelo de plasticidade de Hill, que é descrito na subsecção seguinte. Como este modelo não distingue o comportamento à tracção do comportamento à compressão, é necessário um processo de identificação de constantes mais complexo, pois estas não resultam directamente de resultados experimentais de tracção e compressão, mas sim de um compromisso entre os dois tipos de ensaios. Em geral, um processo de tentativa e erro será o mais adequado, usando-se como limites para as constantes as que resultariam de processos de identificação baseados em resultados de ensaios de tracção e compressão simples.

5.4.1 - Modelo de plasticidade baseado no critério de cedência de Hill

O comportamento dúctil não-linear da madeira, sendo caracterizado por deformações irreversíveis, poderá ser descrito recorrendo a modelos constitutivos de plasticidade. Assumindo que as velocidades de deformação são reduzidas (comportamento quasi-estático), podem-se adoptar modelos de plasticidade sem efeitos viscosos (modelos independentes da taxa de deformação). Dentro das várias opções disponíveis na literatura, os modelos de plasticidade associada, baseados no critério de cedência de Hill proposto para materiais anisotrópicos, parece ser a melhor opção para modelar o comportamento dúctil da madeira. Este tipo de modelo encontra-se actualmente presente nos principais códigos comerciais de elementos finitos, o que facilita a sua utilização na modelação de problemas complexos, como é o caso das ligações por cavilhas de peças em madeira (ex: vários materiais, problemas de contacto). Nesta secção apresenta-se as equações fundamentais do modelo de plasticidade adoptado neste estudo e que se encontra disponível no código comercial de elementos finitos ANSYS®.

O modelo de plasticidade de Hill baseia-se numa superfície de cedência que tem em conta a anisotropia do material. Este critério de cedência é uma extensão do critério de Von Mises e assume a seguinte forma:

$$f = \sigma_{\mathrm{eq}} - \sigma_0 = \sqrt{\{S\}^T [M] \{S\}} - \sigma_0 = 0 \tag{5.1}$$

onde: σ_{eq} é a tensão equivalente, $\{S\}$ é a matriz das tensões de desvio, σ_0 é a tensão de cedência e $[M]$ é uma matriz que tem em conta a anisotropia do material. Assumindo que o material tem três planos de simetria (material ortotrópico) e que os eixos do referencial do material são perpendiculares a esses planos de simetria, a matriz $[M]$ pode ser escrita da seguinte forma:

$$[M] = \begin{bmatrix} M_2 + M_3 & -M_3 & -M_2 & 0 & 0 & 0 \\ -M_3 & M_1 + M_3 & -M_1 & 0 & 0 & 0 \\ -M_2 & -M_1 & M_1 + M_2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2M_6 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2M_4 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2M_5 \end{bmatrix} \tag{5.2}$$

M_1, M_2, M_3, M_4, M_5 e M_6 são constantes do material que podem ser determinadas experimentalmente. Estas constantes definem-se do modo seguinte:

$$M_1 = \frac{1}{2}\left(\frac{1}{R_{yy}^2} + \frac{1}{R_{zz}^2} - \frac{1}{R_{xx}^2}\right) \tag{5.3}$$

$$M_2 = \frac{1}{2}\left(\frac{1}{R_{zz}^2} + \frac{1}{R_{xx}^2} - \frac{1}{R_{yy}^2}\right) \tag{5.4}$$

$$M_3 = \frac{1}{2}\left(\frac{1}{R_{xx}^2} + \frac{1}{R_{yy}^2} - \frac{1}{R_{zz}^2}\right) \tag{5.5}$$

$$M_4 = \frac{3}{2}\left(\frac{1}{R_{yz}^2}\right) \tag{5.6}$$

$$M_5 = \frac{3}{2}\left(\frac{1}{R_{xz}^2}\right) \tag{5.7}$$

$$M_6 = \frac{3}{2}\left(\frac{1}{R_{xy}^2}\right) \tag{5.8}$$

onde R_{xx}, R_{yy}, R_{zz}, R_{xy}, R_{yz} e R_{xz} são coeficientes de anisotropia, que se definem como a razão entre as tensões de cedência em cada direcção, σ_{ij}^{y}, e uma tensão de cedência de referência, σ_0, correspondendo a uma direcção específica:

$$R_{xx} = \frac{\sigma_{xx}^{y}}{\sigma_0} \tag{5.9}$$

$$R_{xy} = \sqrt{3}\frac{\sigma_{xy}^{y}}{\sigma_0} \tag{5.10}$$

$$R_{yy} = \frac{\sigma_{yy}^{y}}{\sigma_0} \tag{5.11}$$

$$R_{yz} = \sqrt{3}\frac{\sigma_{yz}^{y}}{\sigma_0} \tag{5.12}$$

$$R_{zz} = \frac{\sigma_{zz}^{y}}{\sigma_0} \tag{5.13}$$

$$R_{xz} = \sqrt{3}\frac{\sigma_{xz}^{y}}{\sigma_0} \tag{5.14}$$

O modelo de plasticidade de Hill baseia-se numa superfície de cedência convexa que, no espaço das tensões principais (espaço de Haigh-Westergaard), tem a representação ilustrada na Fig. 5.5. Ao contrário do que acontece no modelo de Von Mises, o eixo da superfície de cedência de Hill não é coincidente com o eixo de pressão hidrostática.

Quando o material se encontra no domínio elástico verifica-se a condição $f < 0$; num processo de deformação plástica verificam-se as condições $f = 0$ e $df = 0$. A lei de escoamento determina o incremento de deformação plástica, $\{d\varepsilon^P\}$, através da seguinte relação:

$$\{d\varepsilon^P\} = \lambda \left\{\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right\} \tag{5.15}$$

onde λ é o multiplicador plástico e Q é uma função das tensões designada de potencial plástico. No presente estudo foi adoptado um modelo de plasticidade associada, pelo que o potencial plástico é considerado igual à superfície de cedência, $Q = f$. Nestas condições, o incremento de deformação plástica é normal à superfície de cedência (regra da normalidade).

Durante um processo de deformação plástica, ocorre uma evolução da superfície de cedência de forma a garantir permanentemente a condição $f = 0$. No presente estudo, e tendo em conta que se pretende modelar o comportamento monotónico de ligações, optou-se por um modelo de endurecimento isotrópico da superfície de cedência. Neste tipo de endurecimento, a superfície de cedência sofre uma expansão em torno de um centro fixo, à medida que ocorre a deformação plástica (ver Fig. 5.6).

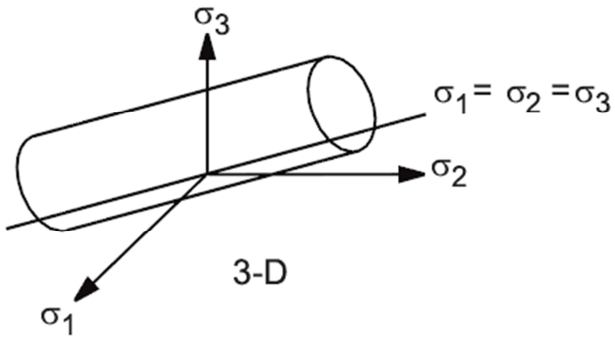


Figura 5.5 - Superfície de cedência anisotrópica representada no espaço das tensões de Westergaard (SAS, 2009).

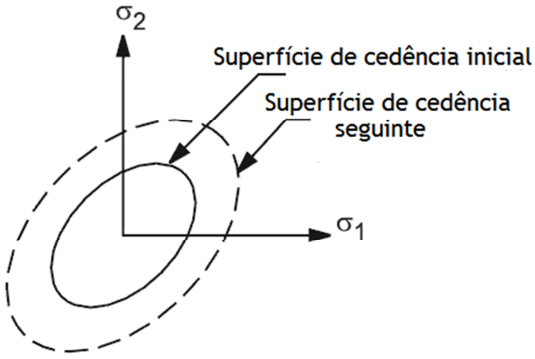


Figura 5.6 – Lei de endurecimento isotrópico (SAS, 2009).

A superfície de cedência é, então, uma função do trabalho de deformação plástica, k, que controla o diâmetro da superfície de cedência, σ_0:

$$f = \sqrt{\{S\}^T [M] \{S\}} - \sigma_0(k) = 0 \tag{5.16}$$

O trabalho de deformação plástico, k, é considerado uma variável de estado do modelo constitutivo, e pode ser determinado através da seguinte relação, que representa o trabalho plástico ao longo da história de carregamento:

$$k = \int \{\sigma\}^T [M] \{d\varepsilon^p\} \tag{5.17}$$

Neste estudo foi considerada uma lei linear para $\sigma_0(k)$, a qual dá origem a relações tensão-extensão uniaxiais com a forma bilinear ilustrada na Fig. 5.7. Este modelo assume comportamentos semelhantes à tracção e compressão do material. Esta lei de endurecimento permite estabelecer o comportamento particular plástico perfeito.

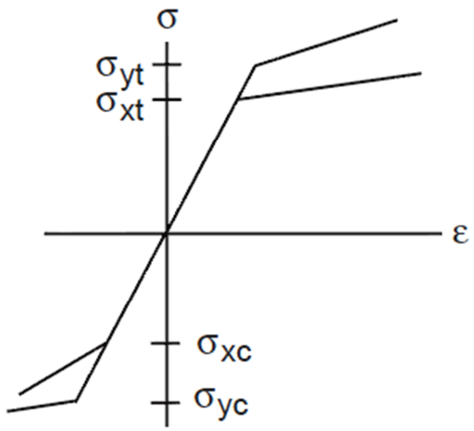


Figura 5.7 – Curvas tensão-extensão para plasticidade anisotrópica com endurecimento isotrópico linear (SAS, 2009).

Durante um processo de deformação plástica para se garantir permanentemente $f = 0$, é necessário verificar a condição de consistência, $df = 0$. Esta condição de consistência pode ser rescrita na forma seguinte, diferenciando a relação (5.16):

$$df = \{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\}^T [M] \{d\sigma\} + \frac{\partial f}{\partial k} dk = 0 \tag{5.18}$$

Sabendo que a partir da equação (5.17):

$$d\kappa = \{\sigma\}^T [M] \{d\varepsilon^p\} \tag{5.19}$$

a equação (5.18) resulta:

$$\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\}^T [M] \{d\sigma\} + \frac{\partial f}{\partial \kappa} \{\sigma\}^T [M] \{d\varepsilon^p\} = 0 \tag{5.20}$$

O incremento de tensão pode ser calculado através das relações elásticas tensão-deformação:

$$\{d\sigma\} = [D]\{d\varepsilon^e\} \tag{5.21}$$

onde $[D]$ é a matriz de elasticidade. A deformação total pode ser dividida numa parte referente à deformação elástica e noutra referente à deformação plástica:

$$\{d\varepsilon^e\} = \{d\varepsilon\} - \{d\varepsilon^p\} \tag{5.22}$$

resultando para o incremento de tensão a seguinte relação:

$$\{d\sigma\} = [D]\{d\varepsilon\} - [D]\{d\varepsilon^p\} \tag{5.23}$$

Substituindo as relações (5.15) e (5.23) na relação (5.20) resulta o multiplicador plástico:

$$\lambda = \frac{\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\}^T [M][D]\{d\varepsilon\}}{\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\}^T [M][D]\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\} - \frac{\partial f}{\partial \kappa}\{\sigma\}^T [M]\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\}} \tag{5.24}$$

A integração das equações anteriores é realizada através de esquema *backward Euler*, usado para impor a condição de consistência (equação (5.18) ou equação (5.20)). Deste modo é assegurado que a actualização do estado de tensão, estado de deformação e variáveis internas permanecem na superfície de cedência. O algoritmo de integração baseia-se numa estimativa elástica (*trial*) seguida de eventual correcção plástica, tal como se descreve de seguida:

1. Conhecido o estado de tensão, estado de deformação e variáveis internas, no instante $n-1$ e o incremento de deformação total, $\Delta\varepsilon_n$, é calculada a deformação no instante n , assumindo um incremento puramente elástico (estado *trial*), $\{\varepsilon_n^{tr}\}$:

$$\{\varepsilon_n^{tr}\} = \{\varepsilon_{n-1}\} + \{\Delta\varepsilon_n\} - \{\varepsilon_{n-1}^p\} = \{\varepsilon_n\} - \{\varepsilon_{n-1}^p\} \tag{5.25}$$

2. As tensões são calculadas com base nas deformações $\{\varepsilon_n^{tr}\}$:

$$\{\sigma_n^{tr}\} = [D]\{\varepsilon_n^{tr}\} \tag{5.26}$$

3. Com o estado de tensão *trial* é a avaliada a função de cedência, f . Se esta for inferior a zero, então o estado de tensão *trial* é confirmado.

4. Se a função de cedência f for superior a zero, é necessário determinar o incremento de deformação plástica. O multiplicador plástico, λ, é então determinado pelo método de Newton-Raphson local de acordo com o procedimento proposto por Simo e Taylor (1985).

5. Após o cálculo do multiplicador plástico, é calculado o incremento de deformação plástica, $\{\Delta\varepsilon_n^p\}$, pela equação (5.15), e actualizada a deformação plástica:

$$\{\varepsilon_n^p\} = \{\varepsilon_{n-1}^p\} + \{\Delta\varepsilon^p\} \tag{5.27}$$

A deformação elástica, $\{\varepsilon_n^e\}$, é calculada através de:

$$\{\varepsilon_n^e\} = \{\varepsilon_n^{tr}\} - \{\Delta\varepsilon^p\} \tag{5.28}$$

A matriz das tensões, $\{\sigma_n\}$, é dada por:

$$\{\sigma_n\} = [D]\{\varepsilon_n^e\} \tag{5.29}$$

As variáveis internas também são actualizadas:

$$\kappa_n = \kappa_{n-1} + \Delta\kappa \tag{5.30}$$

A matriz tensão-deformação elasto-plástica ou matriz tangente é determinada a partir do método de Newton-Raphson local, de acordo com o procedimento proposto por Simo e Taylor (1985), sendo portanto considerada uma matriz tangente consistente.

5.4.2 Implementação do modelo de Hill

Numa primeira fase deste estudo implementou-se o modelo de Hill generalizado nos modelos de elementos finitos previamente preparados para a análise linear elástica. As tensões de cedência normais e ao corte foram seleccionadas a partir dos valores experimentais apresentados nas Tabelas 5.1-5.3, procurando-se garantir uma combinação de valores que satisfizessem as equações de consistência e garantissem uma superfície de cedência convexa; para simplificar, considerou-se a madeira transversalmente isotrópica (radial e tangencialmente). Apesar de se propor um modelo de plasticidade inicialmente consistente e compatível com uma superfície de cedência convexa, facilmente, durante o processo de cedência, estas condições são violadas, impossibilitando a convergência do modelo. Este modelo revelou-se ineficaz sobretudo para a madeira de pinho bravo que apresente elevada anisotropia. Pelo exposto, o modelo de Hill foi usado em detrimento do modelo de Hill generalizado. Este modelo considera igual comportamento à tracção e compressão. A identificação dos parâmetros deste modelo passa por definir uma curva tensão-extensão de referência. Através de coeficientes de anisotropia adequados, esta curva é transformada nas curvas tensão-extensão para qualquer direcção principal da madeira (tensões normais vs. extensões lineares) ou pares de direcções (corte). Portanto, a aplicação do critério de Hill implica o conhecimento das tensões de cedência para as três direcções principais da madeira e das tensões de cedência ao corte nos três planos de simetria material e definir a sua

relação com a tensão de cedência da curva de referência. No presente estudo considerou-se uma curva de referência com comportamento plástico perfeito, pelo que as curvas tensão-extensão (normais e corte) também apresentam a mesma característica. Em resumo, para além das constantes elásticas usadas na secção precedente, é necessário definir a tensão de cedência da curva de referência e as razões entre as tensões de cedência para as várias direcções de simetria da madeira e a referida tensão de referência (equações (5.9) a (5.14)).

Dias *et al*. (2010) estimou esta tensão de referência com base nos valores de resistência do esmagamento localizado obtida em ensaios experimentais. Tirando vantagem do estudo extensivo que tem vindo a ser realizado para caracterização das propriedades mecânicas da madeira de pinheiro bravo (secção 5.2), é possível obter modelos mais precisos no que respeita à estimativa destas tensões de referência.

Uma vez que as simulações no domínio elástico, com a cavilha simplesmente apoiada, produziram melhores resultados, isto é revelou melhor convergência e usou parâmetros de contacto mais próximos dos valores por defeito estabelecidos pelo modelo de contacto, as simulações no domínio plástico apenas incluíram os modelos com cavilha simplesmente apoiada.

Na Fig. 5.8 apresentam-se as curvas força-deslocamento numéricas com a melhor aproximação às curvas experimentais. Esta boa aproximação resulta da aplicação de diferentes valores das constantes do modelo de Hill (diferentes conjuntos de razões entre as tensões de cedência e a tensão de cedência da mesma curva de referência) – materiais distintos - na simulação dos ensaios de compressão longitudinal e ensaios de compressão radial. Procurando usar os mesmos parâmetros de plasticidade para os dois ensaios, pois o material é o mesmo, verifica-se que a aproximação das curvas é prejudicada, mesmo assim conseguindo-se uma boa relação de compromisso entre as curvas força-deslocamento experimentais e numéricas, como se pode ver na Fig. 5.9. Os valores das tensões de cedência usados nestas aproximações numéricas, nas três direcções e nos três planos da madeira de pinheiro bravo, e também os quocientes experimentados no modelo de plasticidade de Hill, estão resumidos na Tabela 5.9. A tensão de cedência de referência usada foi de 50 MPa e considerou-se o módulo tangente nulo (comportamento plástico perfeito). A aplicação destes quocientes não compromete os valores das tensões de cedência fornecidas experimentalmente, pois como se pode verificar existe uma variabilidade significativa nos valores experimentais destas propriedades.

Nas simulações realizadas no domínio elástico, apresentadas na secção anterior, ficou demonstrada a fraca influência do coeficiente de atrito nos resultados numéricos. No entanto, com a implementação do modelo de plasticidade, o coeficiente de atrito passou a influenciar significativamente os resultados numéricos, em particular na direcção longitudinal da madeira. Assim, por forma a não relaxar demasiado os valores experimentais das tensões

de cedência, baixou-se o coeficiente de atrito para 0.3. Relativamente à folga entre os diâmetros da cavilha e do furo, continuou a demonstrar-se a sua influência nos resultados, porém manteve-se o valor de 0.3 mm, por se tratar de um valor medido experimentalmente. Mais à frente, na Secção 5.5, é apresentado um estudo paramétrico, que visa mostrar a influência do coeficiente de atrito (μ) e da folga na resposta dos modelos numéricos dos ensaios de esmagamento.

Tabela 5.9 – Valores das tensões de cedência do pinho bravo e quocientes usados no modelo de plasticidade de Hill.

	σ_{ced}			τ_{ced}		
	L	R	T	LR	RT	LT
Experimentais[1]	50	7.6	7.6	16.0	4.5	16.0
Quocientes individuais CL	1.8	0.7	0.7	0.8	0.9	0.9
Quocientes individuais CR	1.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7
Quocientes uniformes CL e CR	1.6	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8

[1] Valores médios extraídos das Tabelas 5.2 e 5.3.

Em termos de curvas força-deslocamento, conseguiram-se resultados numéricos satisfatórios, beneficiando da eliminação de alguns resultados experimentais discrepantes, em particular de algumas curvas dos ensaios de esmagamento na direcção longitudinal. As curvas numéricas foram corrigidas por translação na direcção do eixo dos deslocamentos, para que seja ultrapassada a zona de acomodação verificada na zona inicial dos ensaios de esmagamento experimentais (0.1 mm e 0.05 mm, nos ensaios CL e CR, respectivamente). O deslocamento máximo estabelecido foi de 4 mm; experimentalmente está bem para além das condições de projecto pois é um deslocamento ao fim do qual a madeira já sofreu dano muito significativo. Numericamente, para valores de deslocamento desta ordem de grandeza, o modelo apresenta já grande distorção dos elementos finitos. Na zona linear, a rigidez foi bem reproduzida, confirmando o bom desempenho do modelo de contacto calibrado na análise linear elástica. As transições para as zonas de cedência são bem reproduzidas, mais suave nos ensaios de compressão radial e patamar com pico inicial nos ensaios de compressão longitudinal. Após a cedência são também reproduzidos tanto o patamar de cedência característico dos ensaios de compressão longitudinal, como o endurecimento após cedência, que caracteriza o comportamento da madeira quando carregada radialmente.

Nas Figs. 5.10, 5.11 e 5.12 ilustra-se a evolução de alguns parâmetros, nas zonas dos furos das peças de madeira, em três fases importantes da simulação dos ensaios de esmagamento localizado, para as duas direcções da madeira, longitudinal e radial. As fases seleccionadas estão identificadas na Fig. 5.9, pelos pontos (a), (b) e (c), para a direcção longitudinal, e pelos pontos (d), (e) e (f), para a direcção radial. Em termos de posição na curva, seleccionou-se a primeira fase após o regime elástico (pontos (a) e (d)), outra durante a cedência para a zona plástica (pontos (b) e (e)) e uma última após a cedência, portanto já na

zona plástica (pontos (c) e (f)). Os modelos numéricos referentes aos ensaios nas duas direcções da madeira apresentam os mesmos parâmetros do modelo de plasticidade (ver Tabela 5.9). Na Fig. 5.10 avaliam-se os deslocamentos nas zonas dos furos. Os ensaios realizados na direcção paralela ao fio da madeira apresentam uma evolução dos deslocamentos uniforme nas três fases do ensaio; nos ensaios com aplicação da carga na direcção perpendicular ao fio da madeira, no fim da zona elástica o deslocamento começa por ser mais acentuado nas zonas laterais do provete, vindo a uniformizar-se ao longo da espessura do provete com o decorrer do ensaio, consequentemente com mais esmagamento. No que respeita à distribuição das tensões nos dois ensaios, à semelhança do que foi feito na análise linear, escolheu-se a ilustração das tensões de corte no plano de propagação das fendas, τ_{RL}, para as séries de compressão longitudinal (CL), e as tensões radiais normais, σ_R, para as séries de compressão radial (CR). A análise da Fig. 5.11 mostra que a distribuição de tensões é mais uniforme na simulação dos ensaios de esmagamento na direcção longitudinal. O ensaio na direcção radial revela tensões à tracção importantes no plano horizontal diametral. Por fim na Fig. 5.12 ilustram-se as deformações plásticas equivalentes resultantes da aplicação do modelo de plasticidade, nas três fases da zona da cedência. A deformação plástica abrange uma zona maior no ensaio à compressão radial, e mais concentrada no ensaio à compressão longitudinal. Este fenómeno pode estar na origem do maior endurecimento verificado nos ensaios na direcção radial após a cedência. Em conclusão, a análise feita anteriormente revela bem o bom desempenho obtido pelo modelo de Hill implementado.

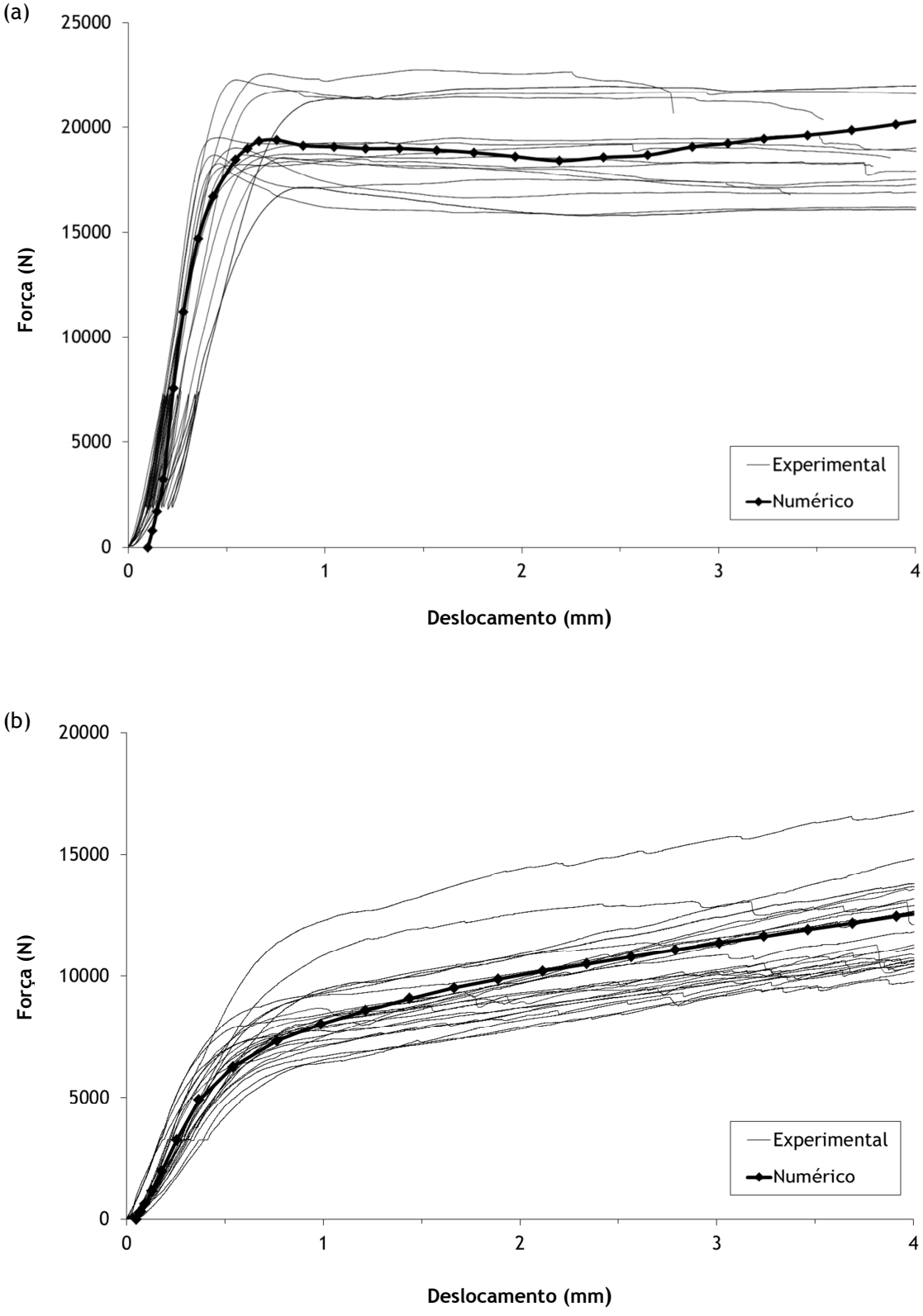


Figura 5.8 – Curvas força-deslocamento experimentais e numéricas obtidas com diferentes parâmetros do modelo de Hill: (a) direcção longitudinal; (b) direcção radial.

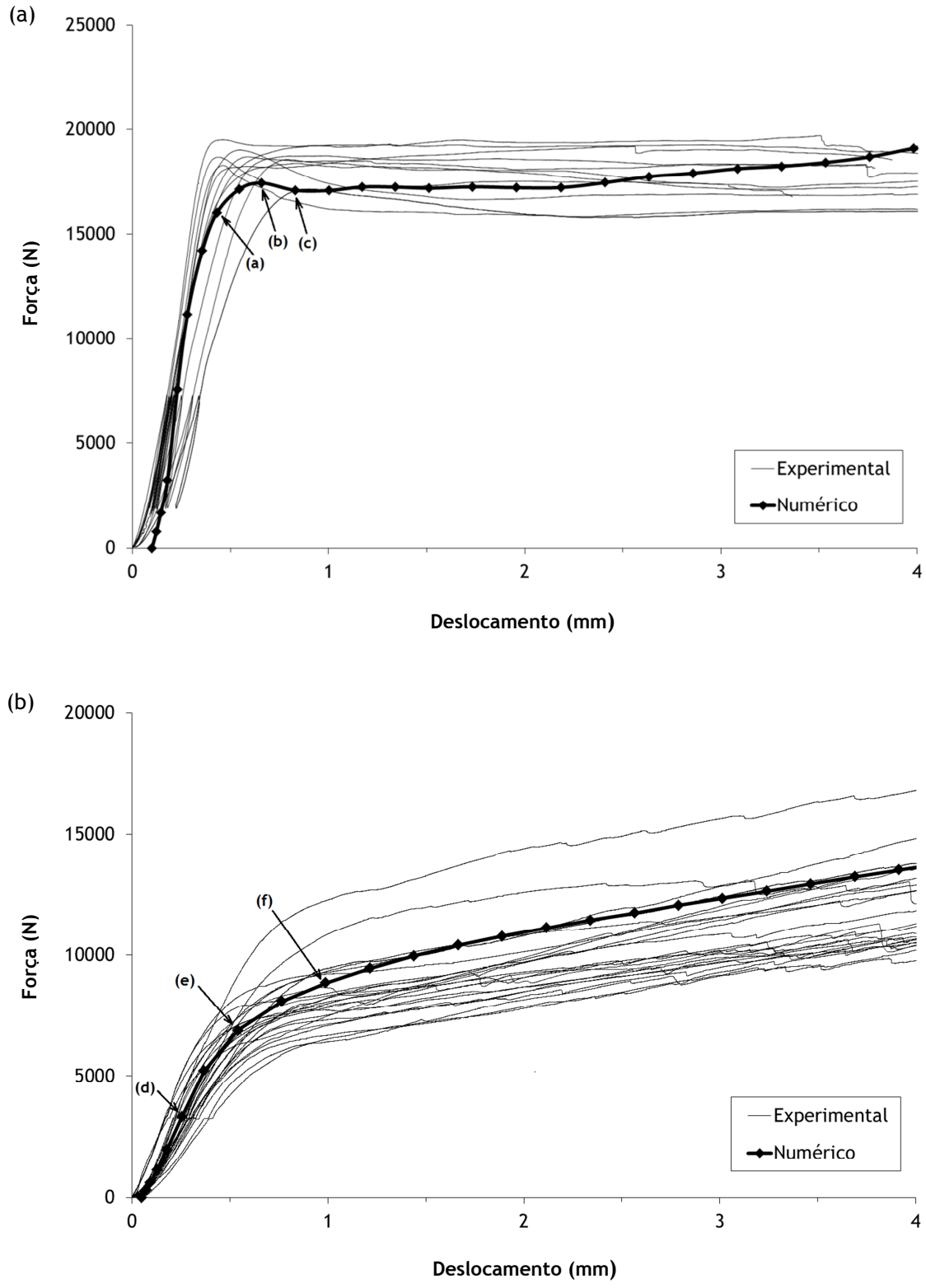


Figura 5.9 – Curvas força-deslocamento experimentais e numéricas obtidas com os mesmos parâmetros do modelo de Hill: (a) direcção longitudinal; (b) direcção radial.

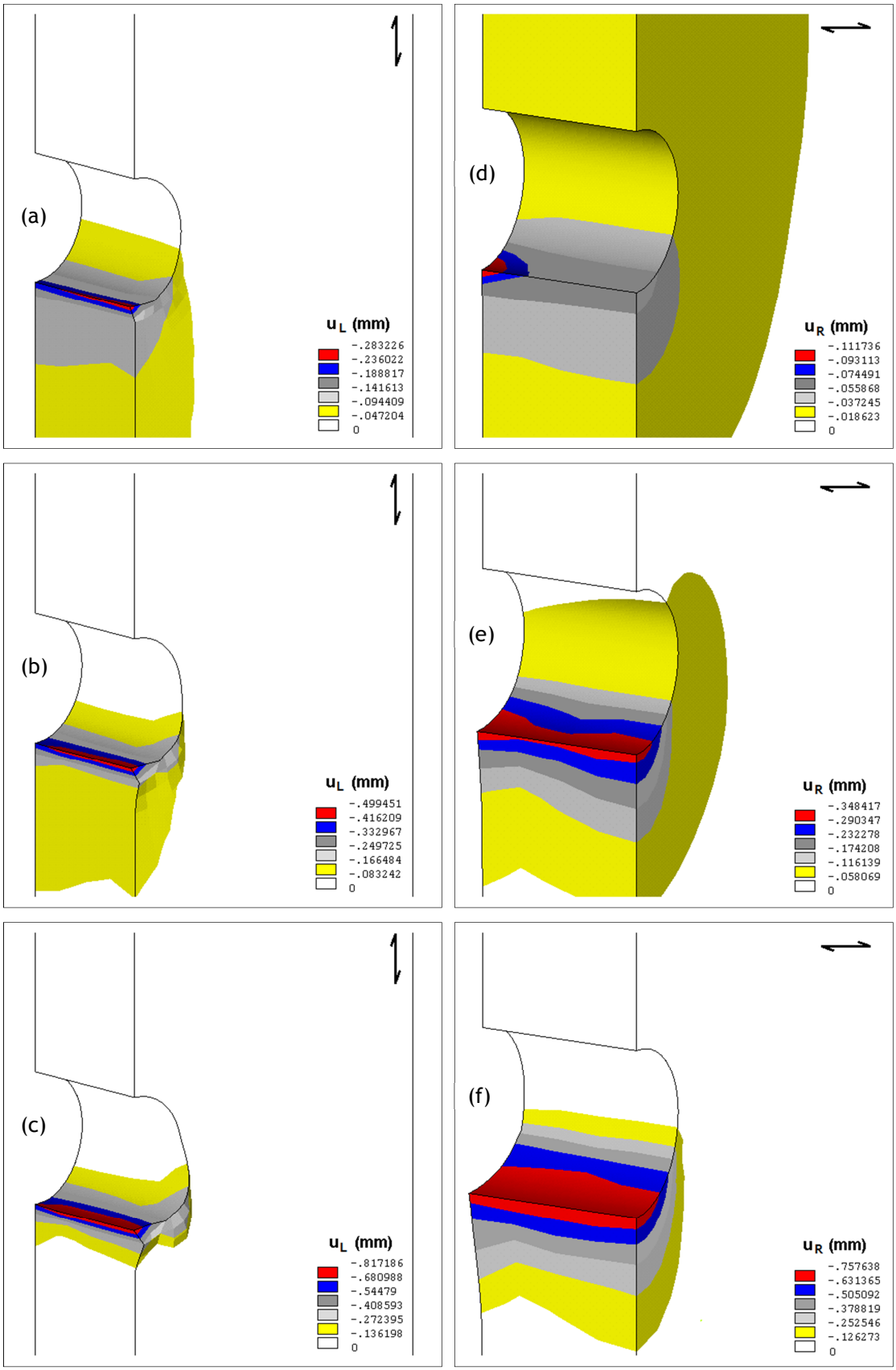


Figura 5.10 - Deslocamentos obtidos na direcção da carga em três instantes das simulações dos ensaios de esmagamento. (a), (b) e (c): esmagamento longitudinal; (d), (e) e (f): esmagamento radial.

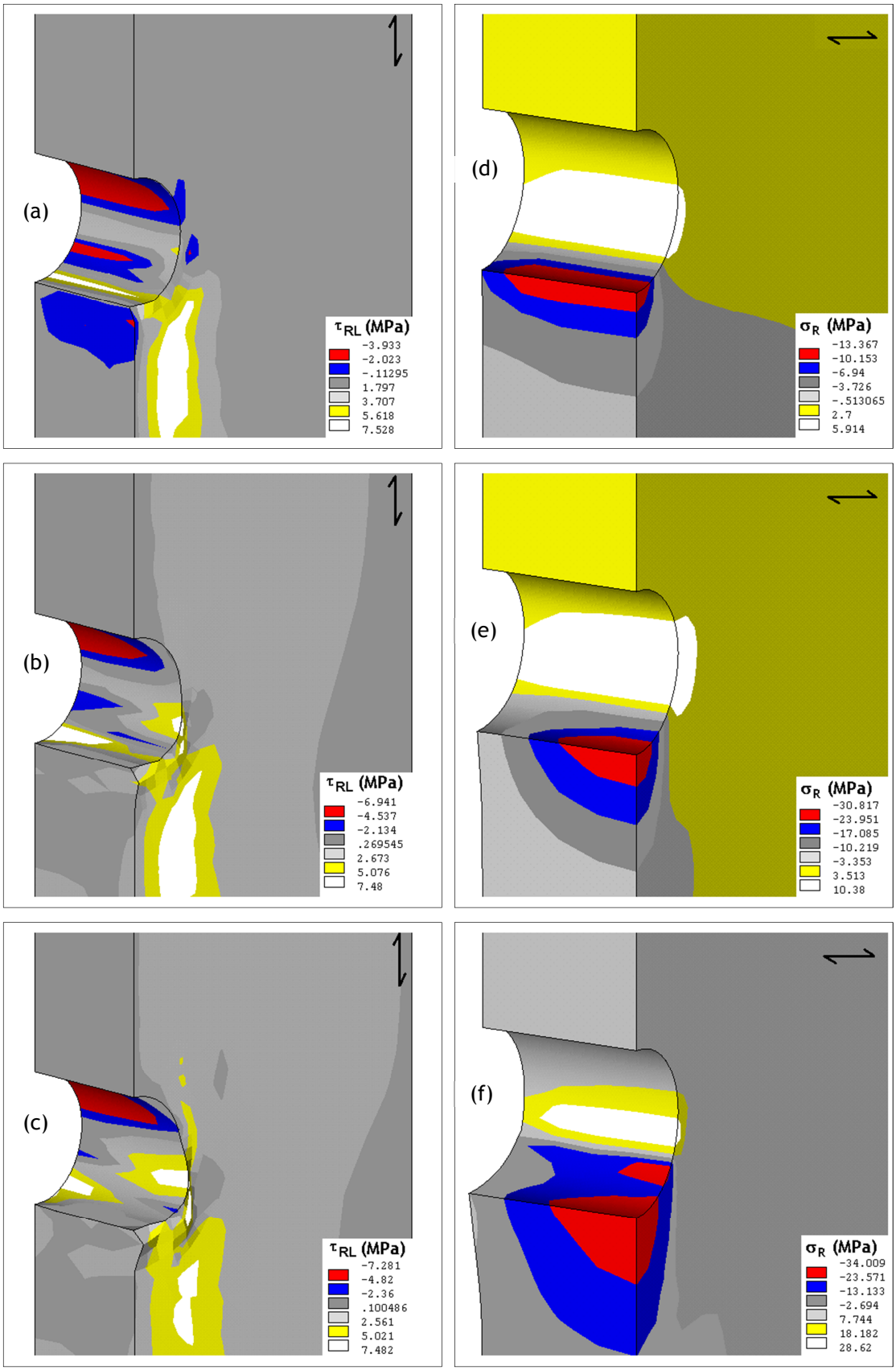


Figura 5.11 - Tensões obtidas em três instantes das simulações dos ensaios de esmagamento. (a), (b) e (c): esmagamento longitudinal; (d), (e) e (f): esmagamento radial.

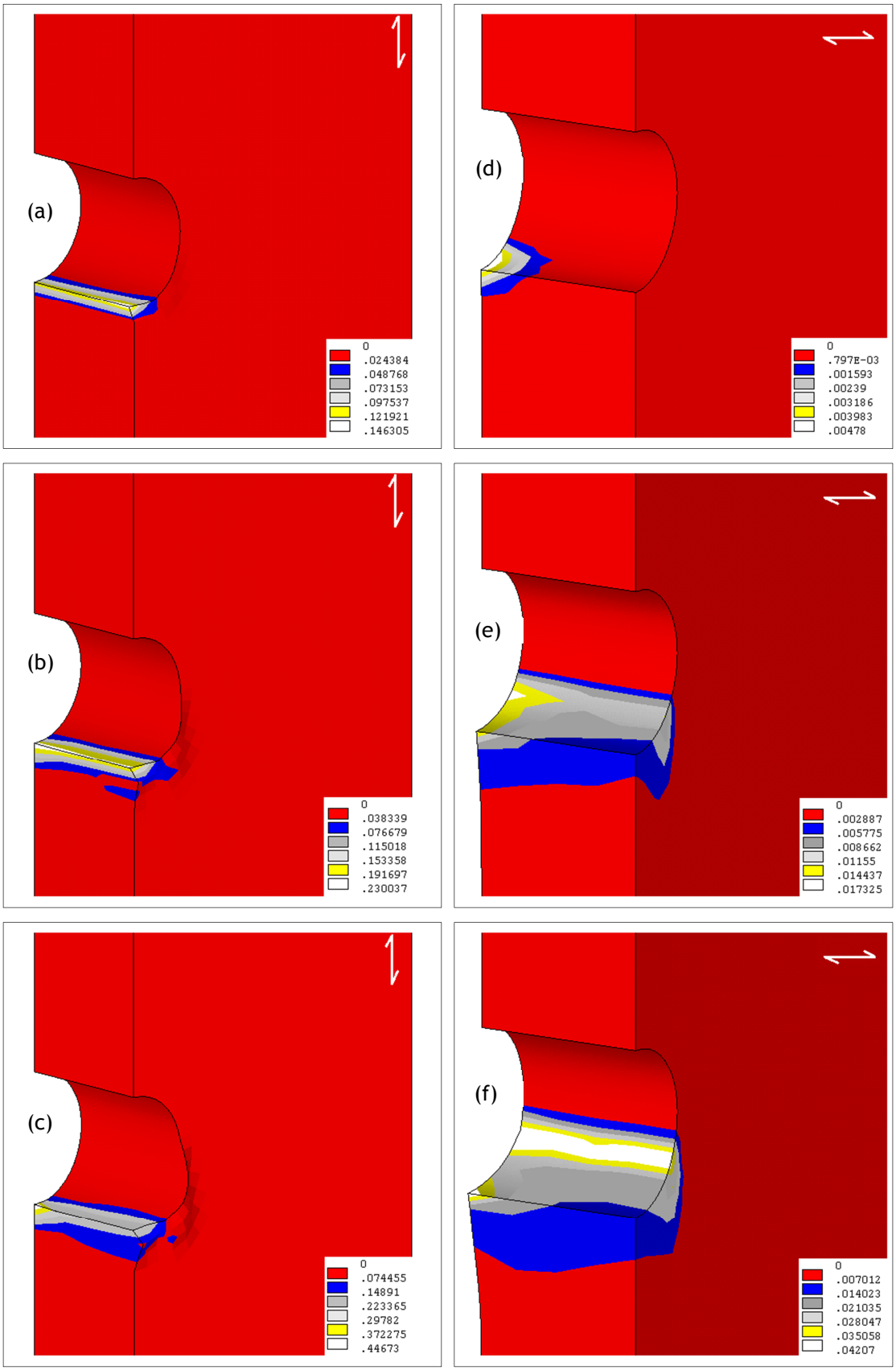


Figura 5.12 - Deformações plásticas equivalentes obtidas na direcção da carga em três instantes das simulações dos ensaios de esmagamento. (a), (b) e (c): esmagamento longitudinal; (d), (e) e (f): esmagamento radial.

5.5 Análise paramétrica (efeito da folga e atrito)

Como foi abordado, o modelo de elementos finitos desenvolvido evidencia uma grande sensibilidade dos ensaios de esmagamento ao coeficiente de atrito entre o aço e a madeira (μ) como também à folga entre os diâmetros do furo e da cavilha. Com efeito, é importante controlar estes dois parâmetros na concepção de ligações de madeira do tipo cavilha. Por um lado, os furos obtidos na madeira são em geral de baixo rigor dimensional e geométrico, com estados de superfície (rugosidades) muito variáveis fruto da variabilidade na anatomia da própria madeira. Ao longo do tempo, a absorção/perda de humidade por parte da madeira, também se traduz em variações de volume, originando directamente variações dimensionais e geométricas nos furos das ligações. Por outro lado, as cavilhas de aço podem ser fabricadas com toleranciamentos dimensionais e geométricos controlados e estados de rugosidade desejados. Como a interacção do efeito destes dois parâmetros, μ e folga, é de difícil compreensão pela via experimental, foi feito um estudo paramétrico recorrendo aos modelos numéricos preparados. A Fig. 5.13 apresenta as respostas dos modelos numéricos, em termos de curvas força-deslocamento, resultantes da aplicação de diferentes valores de folga e de coeficientes de atrito. Para que fosse mais claro o efeito destes dois parâmetros foram mantidos os mesmos coeficientes usados no modelo de plasticidade (Tabela 5.9).

Da análise da Fig. 5.13, constata-se que a modelação numérica adoptando valores de folga nulos resulta no aumento directo da capacidade de carga dos ensaios. Esse efeito é mais evidente no ensaio à compressão longitudinal. Segundo estes resultados, uma redução no valor da folga conduz também a aumentos ligeiros de rigidez, beneficiando mais a direcção radial. Portanto, está claro que deve haver controlo sobre a folga entre cavilha e furo de madeira. Este controlo é deficitário uma vez que o ajustamento entre os furos da madeira e as cavilhas de aço, recorrendo a cavilhas normalizadas (de diâmetro fixo), fica dependente do baixo rigor dimensional do furo, causado quer pela anatomia, quer pela variação de volume da madeira. A solução deste problema, passa pela aplicação de reforços nas zonas dos furos, de modo a ser possível uma furação toleranciada, ou em alternativa pelo emprego de cavilhas elásticas, isto é que se ajustem ao diâmetro variável dos furos. Todavia, a opção por cavilhas elásticas pode ser desaconselhada, uma vez que pode introduzir níveis elevados de tensão, que por sua vez pode levar à ocorrência de iniciação de fendas na madeira.

A variação do coeficiente de atrito também é influente nos resultados numéricos, em especial nas zonas de transição e após cedência (Fig. 5.13). Este efeito é mais visível no ensaio de esmagamento na direcção paralela ao fio da madeira, como se observa na Fig. 5.13a. Na verdade, em termos experimentais o coeficiente de atrito é um parâmetro de difícil controlo, contudo pode ser melhorado recorrendo a cavilhas estriadas ou mais rugosas.

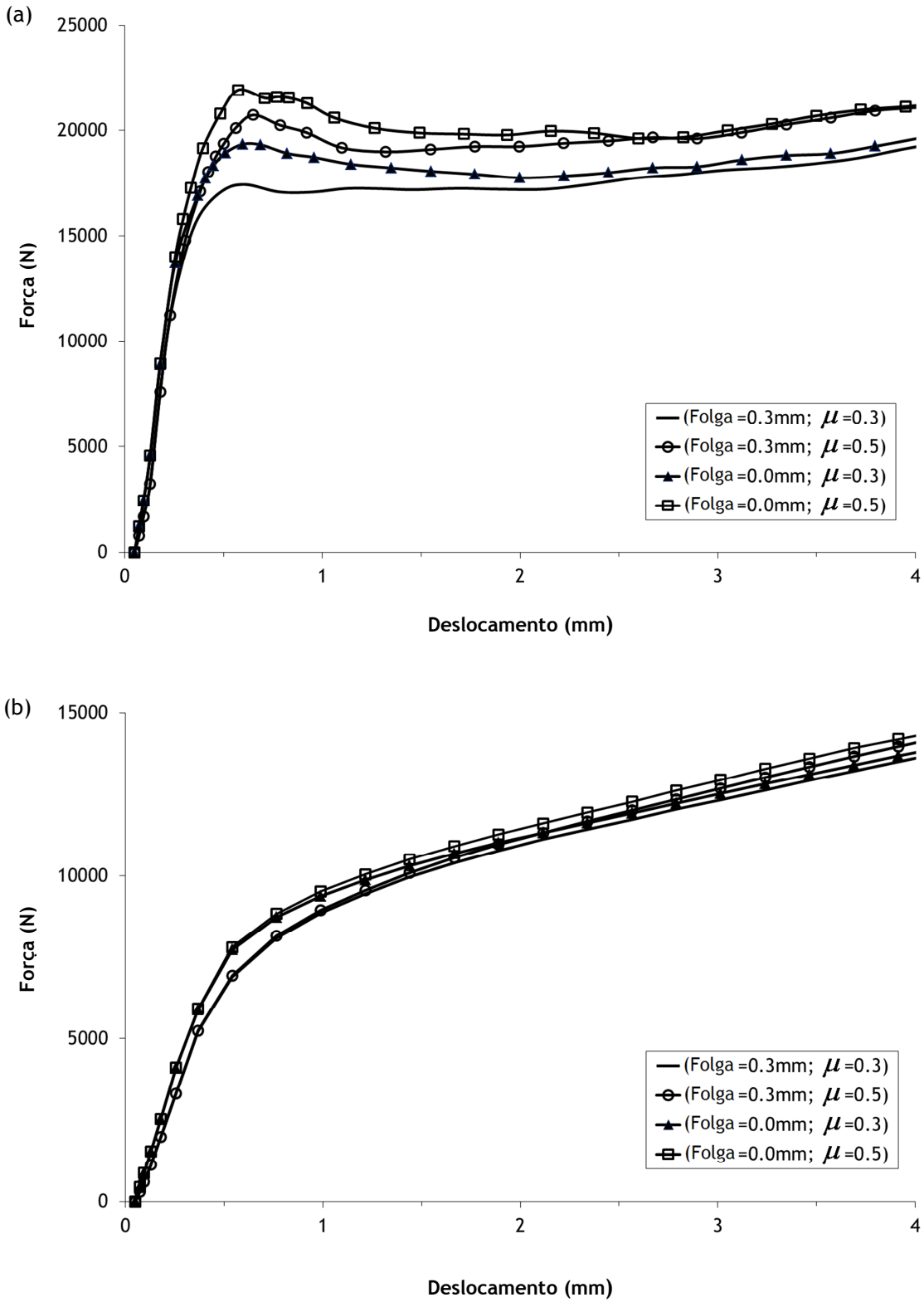


Figura 5.13 – Curvas força-deslocamento numéricas obtidas para diferentes valores de folga e atrito: (a) ensaio de esmagamento longitudinal; (b) ensaio de esmagamento radial.

5.6 Conclusão

Neste capítulo foi apresentada a simulação numérica dos ensaios de esmagamento localizado referidos no Capítulo 3. Para tal foram construídos modelos de elementos finitos 3D, incluindo pares de contacto entre a cavilha de aço e os furos nas peças de madeira.

Numa análise linear foi possível analisar a influência de diversos parâmetros das simulações. Em concreto, uma análise de sensibilidade permitiu a identificação dos parâmetros determinantes do modelo de contacto, sendo o factor de rigidez normal (FKN) um dos mais importantes. Constatou-se também que a folga entre a cavilha e o furo influencia de forma determinante os resultados. Já o coeficiente de atrito não é determinante na simulação da rigidez dos ensaios. A calibração dos modelos foi feita usando como comparação os valores experimentais do módulo de fundação elástico, o que implicou o uso de valores de FKN significativamente menores do que o valor atribuído por defeito (igual a 1.0) pelo ANSYS®. Esta conclusão é importante para auxiliar na calibração de modelos numéricos de futuros trabalhos sobre simulação de ligações de madeira de pinheiro bravo, do tipo cavilha, sobretudo quando não há disponibilidade de resultados experimentais.

Numa fase posterior, implementou-se o modelo de plasticidade de Hill. Na implementação deste modelo, as propriedades da madeira usadas estiveram sempre entre limites aceitáveis para as propriedades da madeira de pinheiro bravo obtidas na literatura. Neste caso, o coeficiente de atrito tem influência significativa na simulação da transição de cedência dos ensaios de esmagamento. A folga entre os diâmetros da cavilha e do furo, nesta fase mais avançada da simulação, continuou a ser determinante nos resultados. Estas conclusões salientam a importância que os reforços oferecem ao nível do controlo dos ajustamentos e estados de superfície entre o par cavilha-furo.

Embora se trate de um modelo que não tem em conta as fendas ocorridas na madeira nas fases mais avançadas dos ensaios experimentais, obtiveram-se boas aproximações entre os resultados numéricos e os resultados experimentais. Quando se tratou dos modelos de forma isolada, isto é adaptando parâmetros do modelo de plasticidade diferentes para os ensaios nas duas direcções da madeira, as respostas força-deslocamento tiveram aproximações muito boas às mesmas curvas experimentais. Quando se pretendeu a construção de um modelo baseado no critério de plasticidade de Hill que funcionasse com os mesmos parâmetros para as duas direcções da madeira (paralela e perpendicular ao fio), a curva força-deslocamento perdeu alguma aproximação face aos resultados experimentais, sendo mesmo assim bastante satisfatória.

Capítulo 6

Simulação numérica de uma ligação por cavilha

6.1 Introdução

As ligações do tipo cavilha, típicas de estruturas de madeira, têm sido objecto de inúmeros trabalhos de investigação, quer ao nível experimental, recorrendo a ensaios de vários detalhes estruturais com diferentes escalas e números de ligadores, quer ao nível de simulações numéricas através de modelos cada vez mais sofisticados. A modelação numérica de ligações do tipo cavilha é bastante complexa, abordando questões relacionadas com mecanismos de contacto entre materiais bem diferentes (madeira anisotrópica e aço isotrópico), e tem de ter em conta comportamentos não lineares distintos dos membros de madeira sob carregamentos com orientações diversas. Tendo em conta estas exigências, a modelação numérica baseada em modelos tridimensionais cada vez mais complexos, representa um custo computacional significativo só suportável com os meios de cálculo actuais. A modelação numérica de ligações do tipo cavilha apresenta a vantagem de permitir analisar os efeitos de diversos parâmetros físicos, geométricos e materiais (ex: atrito; folga entre cavilha e furos), muitos dos quais não seriam fáceis de investigar através de ensaios experimentais, ou exigiriam uma grande quantidade de ensaios, sendo esta via muito dispendiosa. A construção de modelos de elementos finitos paramétricos torna-se muito atractiva dado que possibilita a fácil alteração de vários parâmetros do modelo, facilitando a realização de estudos paramétricos e análises de sensibilidade. Actualmente existe ainda uma grande carência de modelos numéricos que abordem de forma integrada a interacção dos vários factores que governam o desempenho de uma ligação do tipo cavilha. Pelo exposto, propõe-se, neste capítulo, apresentar um conjunto de modelos de elementos finitos tridimensionais para ligações do tipo cavilha a usar em estruturas de madeira. Em particular, são propostos modelos de elementos finitos para a ligação em T sem reforço, cuja análise experimental foi apresentada no Capítulo 4.

A análise experimental revelou que a ligação em T quando solicitada até ao colapso apresenta dois modos de rotura distintos: dúcteis quando a rotura ocorre nas peças centrais; e frágeis quando a rotura ocorre numa das peças laterais. Mesmo quando o colapso ocorre na peça central ele é ditado pela formação final de fendas nesta peça, após um processo de deformação plástica significativo, promovendo a redução instantânea de resistência residual. Neste caso, a carga máxima é ditada pela cedência plástica da peça central (esmagamento localizado).

Este comportamento da ligação exige dos modelos numéricos duas capacidades distintas: i) capacidade de modelar o comportamento elasto-plástico geral da ligação (comportamento dúctil) e ii) capacidade para modelar a iniciação e propagação de fendas (comportamento frágil). Para modelação destes dois comportamentos distintos propôs-se a utilização de modelos de plasticidade em conjunto com modelos de dano coesivo. Neste sentido, e recorrendo ao código comercial ANSYS® (SAS, 2009), foram construídos modelos paramétricos de elementos finitos 3D, em linguagem APDL (Ansys Parametric Design Language); foram modelados os diversos pares de contacto; adicionalmente foram implementados os modelos de plasticidade e de dano coesivo, em várias etapas, de modo a demonstrar o efeito isolado e combinado destes dois tipos de modelos constitutivos.

Basicamente, este capítulo descreve as várias fases do desenvolvimento da modelação numérica da ligação em T. Numa primeira fase, aproveitando a calibração do modelo de Hill obtida com a simulação dos ensaios de esmagamento localizado nas duas direcções da madeira (Capítulo 5), apresenta-se um modelo da ligação, aplicando o modelo de plasticidade a todas as peças de madeira. Seguidamente apresenta-se um modelo com a implementação de dano coesivo nas peças laterais de madeira assumindo-se comportamento elástico geral para a madeira; nesta fase é descrito o modelo de dano coesivo usado, e avaliado o seu desempenho. Por último, apresentam-se modelos que recorrem a modelos de plasticidade em conjunto com dano coesivo. Esta última abordagem de modelação está em sintonia com as actuais tendências para a modelação das ligações de madeira (Resch e Kaliske, 2010; Resch e Kaliske, 2012), sendo uma abordagem com potencial para modelar os comportamentos dúcteis e frágeis das ligações, usando apenas um modelo.

6.2 Análise elasto-plástica da ligação em T

Nesta fase, a modelação da ligação consistiu basicamente na construção geométrica do modelo, criação da malha de elementos finitos, na definição dos pares de contacto e implementação do modelo de plasticidade a todas as peças de madeira da ligação em T. Tendo em conta os resultados experimentais obtidos para a ligação em T, considerar as peças laterais da ligação com comportamento elasto-plástico constitui uma abordagem que se pode considerar à priori deficitária, uma vez que estas peças apresentam um comportamento caracterizado por pequenas deformações plásticas, apresentando roturas caracterizadas pela formação de fendas, não captadas por modelos de plasticidade. No entanto, esta primeira abordagem serve sobretudo para avaliar o comportamento geral da ligação, e o desempenho do modelo de plasticidade já experimentado, e calibrado, na modelação dos ensaios de esmagamento, mesmo reconhecendo-se previamente limitações do modelo. Serve também para avaliar o modelo de contacto, que por se tratar de um conjunto de várias peças de madeira, implicou a criação de vários pares de contacto.

De modo a reduzir os custos computacionais, apenas ¼ da geometria global do detalhe estrutural com a configuração em T foi modelada, tirando-se assim partido dos dois planos de simetria existentes. Deste modo, a geometria modelada inclui ¼ da peça central e ½ da peça lateral. Dado que os modelos propostos apenas contemplam ¼ da geometria global da ligação, foi necessário criar condições de fronteira de simetria adequadas. Com este propósito, os deslocamentos dos nós localizados nos planos de simetria foram considerados nulos, na direcção normal a estes planos de simetria. A solicitação consistiu na aplicação de deslocamentos no topo da peça central. A transmissão de esforços da peça central, para a peça lateral, foi realizada com base em pares de contacto do tipo flexível-flexível, envolvendo a cavilha de aço. As peças laterais foram simplesmente apoiadas através do impedimento do deslocamento vertical de uma linha de nós localizados na posição dos apoios. Relativamente aos pares de contacto mais importantes, foram adoptadas as configurações dos modelos de contacto calibrados nos ensaios de esmagamento para as duas direcções de carregamento da madeira, paralela e perpendicular ao fio da madeira.

Os materiais foram modelados como sendo elásticos e homogéneos. Enquanto o aço foi considerado isotrópico, a madeira foi considerada ortotrópica. Considerou-se para o aço módulo de elasticidade de 210 GPa e coeficiente de Poisson de 0.3; para as propriedades elásticas da madeira consideraram-se valores médios das Tabelas 5.1 e 5.2. Quer a madeira quer a cavilha de aço foram modeladas usando elementos hexaedros isoparamétricos de 20 nós (SOLID95) com integração completa. Foram criados três pares de contacto: um entre a cavilha e o furo da peça central; outro similar entre a cavilha e o furo da peça lateral; adicionalmente foi criado um par de contacto entre as duas peças de madeira; estes pares de contacto foram modelados com recurso a elementos de contacto disponíveis na livraria de elementos do ANSYS. Este modelo de contacto é governado por um conjunto vasto de parâmetros dos quais se destaca o modelo de atrito, penetração máxima, rigidez normal e tangencial de contacto e algoritmo de contacto, como já foi referido no capítulo anterior, na modelação dos ensaios de esmagamento. De entre as diversas possibilidades de contacto disponíveis, foram usados elementos que permitem modelar o contacto superfície – superfície, nomeadamente o par formado pelos elementos CONTA174 e o TARGE170. Simulações preliminares produziram resultados mais estáveis, sobretudo em termos de regularidade na distribuição de tensões, nos pares de contacto formados pelas superfícies da cavilha e do furo de madeira (peças central e lateral), quando se usou o elemento CONTA174 para modelar a superfície do furo da madeira e o elemento TARGE170 para modelar a superfície da cavilha de aço. Todas as superfícies envolvidas nos pares de contacto foram consideradas flexíveis.

As análises de contacto foram realizadas usando o algoritmo de contacto Lagrange Aumentado (SAS, 2009). A definição dos parâmetros do algoritmo de contacto (FKN e FTOLN), para os pares de contacto entre a cavilha e os furos das peças de madeira, foi baseada na experiência

obtida nos ensaios de esmagamento. Para o par adicional, tangencial entre as duas peças de madeira, adoptaram-se, nesta fase, os valores de FKN e FTOLN fornecidos por defeito (*FKN*=1.0 e *FTOLN*=0.1). Para os restantes parâmetros intrínsecos ao algoritmo de contacto Lagrange Aumentado não mencionados, foram usados os valores sugeridos por defeito pelo ANSYS®.

Sabendo da importância que a folga entre as cavilhas e os furos tem no desempenho das ligações, foi considerado no modelo um parâmetro específico para a folga. Neste modelo considerou-se uma folga entre a cavilha e o furo de 0.1 mm, pois foram construídas novas cavilhas para estes ensaios procurando-se reduzir a folga verificada nos ensaios de esmagamento. Com efeito, na prática de construção de estruturas, as cavilhas são aplicadas com ligeiro aperto ou com folga muito reduzida, não sendo comum folgas elevadas. Relativamente ao coeficiente de atrito optou-se por manter o valor 0.3 já usado nos ensaios de esmagamento.

Os resultados das simulações podem ser significativamente influenciados pela densidade e qualidade da malha de elementos finitos utilizada. Em todos os modelos foi criada uma malha de elementos regulares. A densidade da malha foi ajustada de modo a resultar um bom compromisso entre o refinamento da malha e o custo computacional associado. Na Fig. 6.1 ilustra-se a malha de elementos finitos construída para a ligação em T, sendo claro o maior refinamento de malha na vizinhança dos furos das cavilhas.

A Fig. 6.2 ilustra a comparação entre as curvas força-deslocamento obtidas experimentalmente e numericamente. Na implementação do modelo de Hill foram experimentados os coeficientes e valores de tensões de cedência da madeira usados nos ensaios de esmagamento (ver Tabela 5.9). Consideraram-se quer coeficientes de Hill uniformizados (modelo de plasticidade único para as duas peças de madeira) – fase 1, quer coeficientes diferenciados (modelo de plasticidade calibrado em função da direcção de solicitação) – fase 2. As curvas resultaram da imposição de um deslocamento máximo de 3 mm, aplicado no topo da peça central, de modo a simular a acção do prato superior da máquina de ensaios.

Em termos gerais, as curvas numéricas reproduzem satisfatoriamente a parte inicial do ensaio inclusive o início da cedência, revelando que tanto o modelo de plasticidade como o de contacto se adequaram bem ao comportamento geral da ligação. Em particular, a curva numérica obtida através de modelos de plasticidade calibrados para cada direcção de solicitação das peças (fase 2), revelou melhor comportamento na zona de cedência, em coerência com os resultados numéricos obtidos no Capítulo 5. A rigidez calculada com base nos modelos numéricos foi de 9350 N/mm e 8784 N/mm, respectivamente, para o modelo de Hill único e modelos de Hill diferenciados, sendo estes valores numéricos superiores à média experimental, mas estando ainda enquadrados pela dispersão dos resultados experimentais. O

uso exclusivo de modelos de plasticidade não possibilita a melhor descrição das cargas últimas do ensaio, mostrando uma tendência para a sua sobre estimativa. As curvas experimentais exibem uma não linearidade no início do ensaio que se deve à acomodação das peças (eliminação de folgas e estabelecimento de contacto entre as peças). O modelo numérico não descreve este comportamento, sendo as curvas numéricas submetidas a uma translação na direcção do eixo dos deslocamentos (0.5 mm), de modo a possibilitar uma comparação com as curvas experimentais, filtrando este efeito não linear inicial observado nas curvas experimentais.

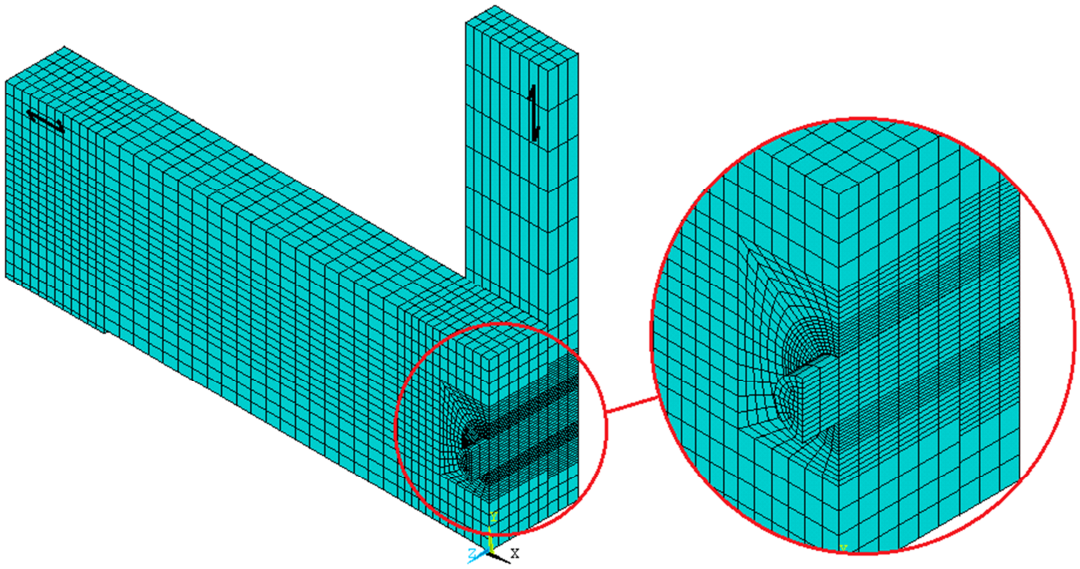


Figura 6.1 - Malha de elementos finitos da ligação em T.

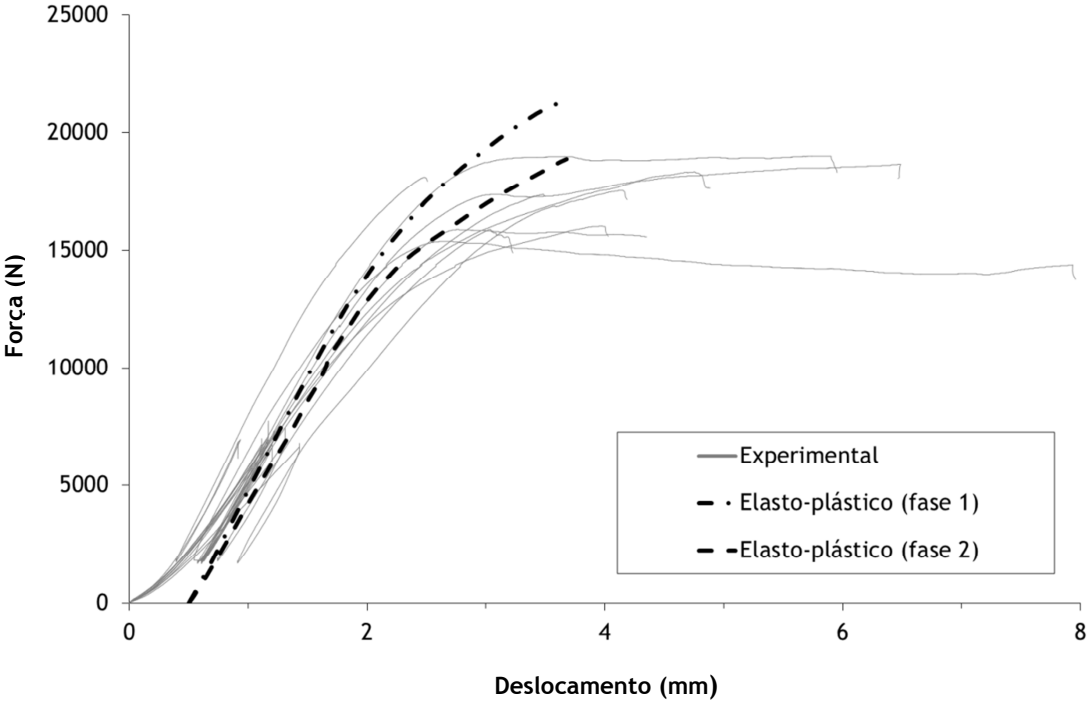


Figura 6.2 – Curvas força-deslocamento. Comparação entre resultados experimentais e resultados numéricos resultantes da análise elasto-plástica.

Recorrendo ao modelo numérico, procurou-se ilustrar os campos de deslocamentos, tensões e deformações nas duas peças de madeira, para um instante correspondendo ao início da cedência. A análise destes resultados está exposta nas figuras seguintes, e foi obtida com o modelo de Hill único para as duas peças (parâmetros de plasticidade uniformizados) no ponto correspondente a 14000 N de carga e aproximadamente 2 mm de deslocamento.

Nas Figs. 6.3 e 6.4 ilustram-se as distribuições de deslocamentos e de tensões na direcção do carregamento. Observando as peças laterais, na zona dos furos, os deslocamentos são máximos, superiores a 1 mm, correspondendo à flecha sofrida por estas peças, e que nos ensaios experimentais foi medida entre a cavilha e a base da máquina por um par de LVDT's. A peça central tem uma componente de deslocamento de corpo rígido importante, sendo o deslocamento distribuído praticamente uniforme, variando menos do que 0.2 mm em toda a peça. Relativamente à distribuição de tensões nas peças, nomeadamente a tensão de corte no plano RL, para a peça central, e a tensão normal, na direcção R, para as peças laterais, comprova-se que os valores extremos são observados junto aos furos das peças de madeira. Na peça lateral, além de verificadas fortes tensões à compressão (negativas) na zona inferior do furo, também se desenvolvem importantes tensões de tracção (positivas) na zona diametral horizontal desse mesmo furo. No que respeita às peças centrais, constata-se uma concentração de tensões no plano RL, na parte superior do furo, nas localizações onde iniciaram e propagaram fendas nesta peça. A avaliar pelo campo de tensões de corte, estas fendas devem ter propagado em modo II.

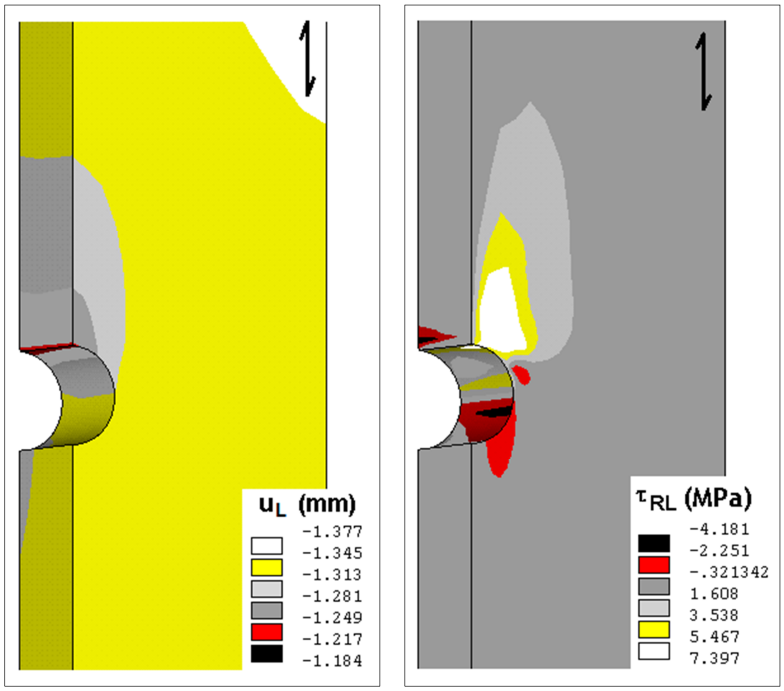


Figura 6.3 – Distribuição de deslocamentos (u_L) e tensões de corte (τ_{RL}) na peça central resultantes da análise elasto-plástica.

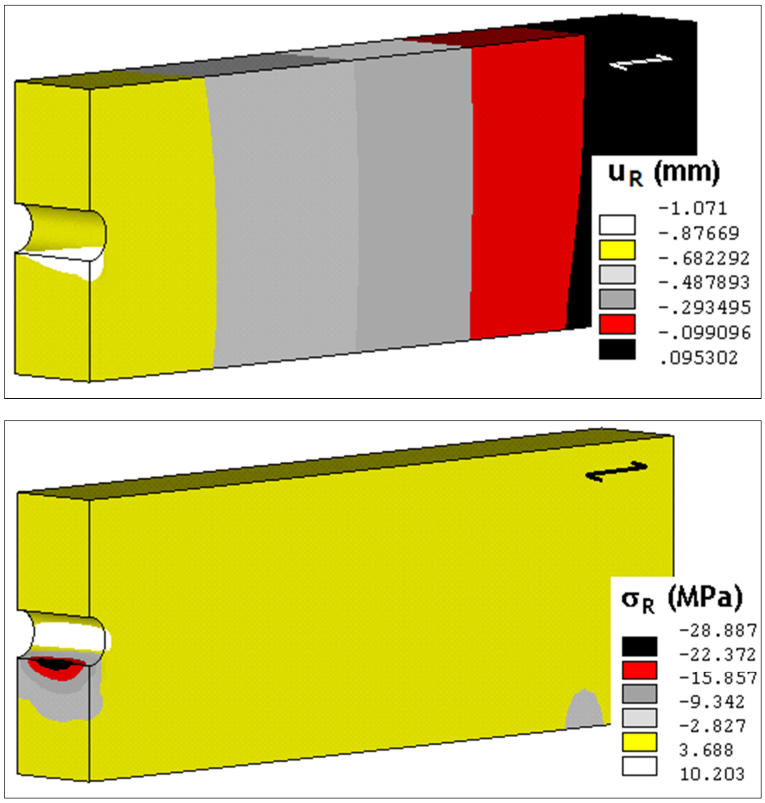


Figura 6.4 – Distribuição de deslocamentos (u_R) e tensão radial (σ_R) na peça lateral resultantes da análise elasto-plástica.

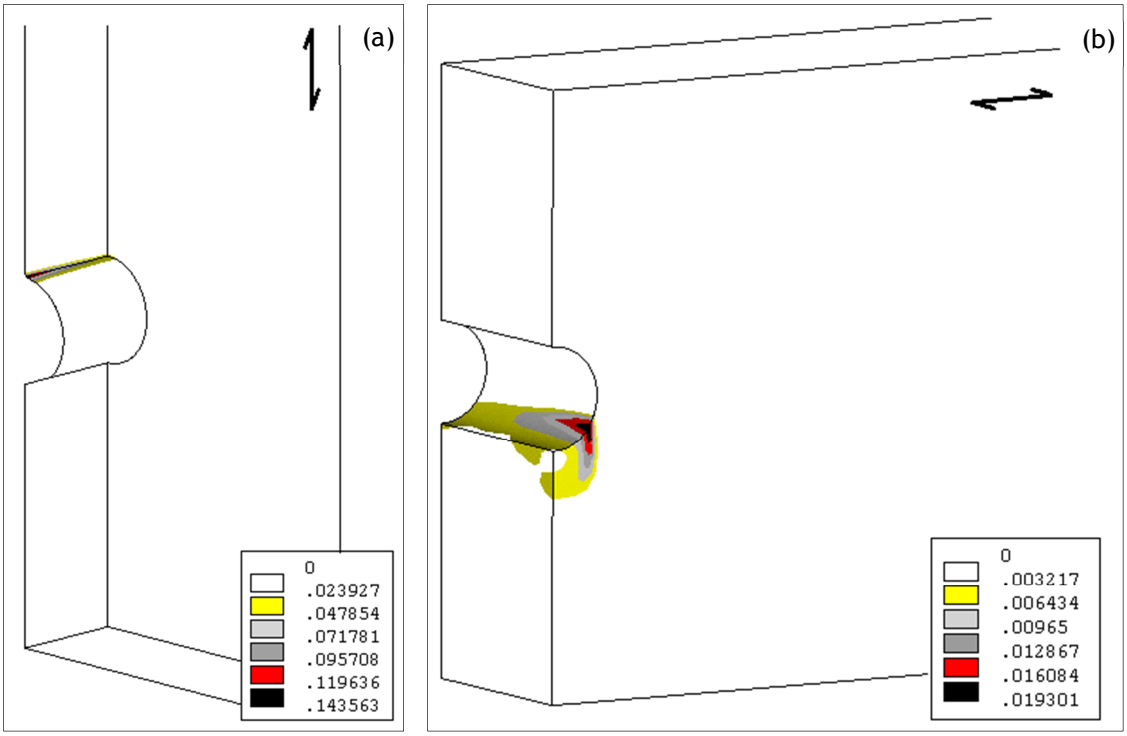


Figura 6.5 – Deformações plásticas equivalentes resultantes da análise elasto-plástica: (a) peça central; (b) peça lateral.

Na Fig. 6.5 apresenta-se a deformação plástica equivalente para as duas peças da ligação em T. Constata-se na Fig. 6.5, que deformação plástica equivalente é significativamente superior e mais concentrada na peça central, o que revela menor plastificação na zona do furo da peça lateral; também experimentalmente foi verificado um efeito similar, traduzido por esmagamento superior nos furos das peças centrais.

A análise dos resultados das simulações recorrendo apenas a modelos de plasticidade mostram que tanto a rigidez inicial do ensaio como a transição para a zona plástica são reproduzidas de forma satisfatória. Dada a incapacidade do modelo de plasticidade em modelar o processo de iniciação e propagação de fendas, verifica-se um desajuste entre e curva numérica e a resposta experimental na zona não linear. Com efeito, o modelo necessita de critérios de dano capazes de modelar os processos de iniciação e propagação de fendas que conduzem ao colapso final da ligação. Nos ensaios experimentais, as roturas ocorridas nas peças laterais têm um caracter quase frágil sendo precedidas por pequenos esmagamentos nas zonas de contacto dos furos, ao contrário das ocorridas na peça central que foram precedidas de um patamar de cedência e um esmagamento significativo. Em face destas observações, articulado com a revisão bibliográfica feita sobre modelação numérica de ligações do tipo cavilha, entendeu-se que o recurso a modelos de dano coesivo seriam indicados para simular as roturas frágeis ocorridas nos membros laterais da ligação em T investigada.

Na secção seguinte é aplicado um modelo de dano coesivo à ligação em T, estando este tipo de modelo disponível no código comercial de elementos finitos, ANSYS® (SAS, 2009).

6.3 Análise do comportamento frágil da ligação em T

Através da análise de resultados numéricos resultantes das simulações realizadas apenas com modelo de plasticidade (Secção 6.2), pode observar-se, na Fig. 6.4, a distribuição das tensões em torno dos furos das peças laterais de madeira. Esta distribuição das tensões mostra um elevado nível de tensões de tracção na zona diametral horizontal dos furos. Estas tensões de tracção são responsáveis pela iniciação e propagação instável, sobretudo em modo I, de fendas verificadas experimentalmente nessas zonas dos membros laterais. A ocorrência desta fissuração conduz ao fim abrupto do ensaio experimental (rotura catastrófica), caracterizando bem o comportamento frágil da madeira quando solicitada na direcção perpendicular às fibras. Portanto, para que o modelo numérico seja capaz de simular a rotura dos membros laterais da ligação, este carece da implementação de novos modelos constitutivos capazes de ter em conta este comportamento frágil. A modelação da rotura frágil tem sido motivo de investigações consideráveis; as recomendações actuais do EC5 (CEN1995-1-1, 2004), de uma maneira geral, baseiam-se em critérios de resistência clássicos, embora os critérios baseados na Mecânica da Fractura (MF) se revelem mais adequados. Em materiais quase frágeis a fenda inicia-se em entalhes severos, pelo que se se aplicarem os critérios convencionais da Teoria da Resistência dos Materiais (TRM), originar-se-iam tensões

que tenderiam para infinito, o que não acontece na realidade. Por outro lado, para se poder aplicar os critérios baseados na MF, é preciso conhecer, previamente, a localização de uma fenda ou defeito no material, o que por vezes não é visível numa estrutura real. Assim, é de especial importância a aplicação de modelos de dano coesivos, pois estes permitem ultrapassar as desvantagens inerentes à aplicação da TRM e da MF. Estes modelos recorrem a uma análise de tensões para simular a iniciação do dano e à MF para lidar com a sua propagação. Assim, é dispensável a consideração de um defeito inicial e os problemas associados às singularidades dos campos de tensão são minimizados.

Para além das fendas geradas no fabrico das peças/componentes em madeira, as características de resistência/durabilidade das estruturas de madeira estão dependentes também do desempenho das suas ligações, que são consideradas pontos críticos das estruturas, isto é, pontos onde pode ocorrer a fissuração, como se verificou na ligação em T incluída neste estudo.

Os modelos coesivos baseiam-se numa relação que traduz o amaciamento, isto é, redução de forma progressiva do campo de tensões (σ) em função dos deslocamentos relativos entre as faces da fenda (u_n), simulando assim uma degradação gradual das propriedades do material. Esta relação de amaciamento traduz a lei coesiva $\sigma = f(u_n)$ cuja determinação é fundamental para o correcto dimensionamento de estruturas de madeira (Fig. 6.6).

Seguidamente apresenta-se uma breve descrição do modelo de dano coesivo disponível no código comercial ANSYS, em particular a sua aplicação através de elementos de contacto, que foi a opção seleccionada para o modelo da ligação.

6.3.1 Descrição do modelo de dano coesivo (ANSYS®)

Os códigos comerciais de elementos finitos têm adoptado ferramentas numéricas capazes de abordar o comportamento quasi-frágil de alguns materiais. No caso do código de elementos finitos ANSYS® (SAS, 2009), este disponibiliza o modelo de dano coesivo (*Cohesive Zone Material Model*). Basicamente, este modelo pode ser utilizado para caracterizar o comportamento do material na região de propagação da fenda, através de interfaces que podem sofrer descoesão por acção do dano. As interfaces dos materiais podem ser modeladas recorrendo a um conjunto especial de elementos de interface ou de contacto, tendo-se neste trabalho optado pela implementação do modelo de dano coesivo com elementos de contacto, uma vez que estes elementos de contacto já são usados nos modelos das ligações. Assim, para modelar a propagação de uma fenda nas peças laterais da ligação em T, estas peças foram separadas em duas metades iguais que foram unidas através de um par de contacto com propriedades coesivas. Ou seja, as superfícies que estão inicialmente em contacto podem sofrer uma separação por acção do dano, de acordo com uma lei de degradação adequada. O modelo de dano coesivo adoptado baseia-se na implementação de uma lei de dano linear, definida por Alfano e Crisfield (2001).

A lei de dano para os modos de fractura puros (I e II) está apresentada na Fig. 6.6. O dano no material inicia-se, uma vez aplicado, localmente, o deslocamento relativo $\bar{u}_i$ (ou abertura de fenda em modo i = I ou II), a que corresponde a tensão σ_{max}, τ_{max}. Para deslocamentos relativos u_i superiores a $\bar{u}_i$, a tensão instalada na interface decresce linearmente (amaciamento do campo das tensões na frente de fenda), até promover a descoesão completa ($u_i = u_i^c$). Na simulação deste processo de degradação material, associado à iniciação e à propagação do dano, a área do diagrama da lei ilustrada na Fig. 6.6 é igual à taxa crítica de libertação de energia G_{ic}, propriedade do material. Nesse sentido, o processo de rotura progressivo é sustentado pelo modo de rotura típico do material (i.e., I ou II).

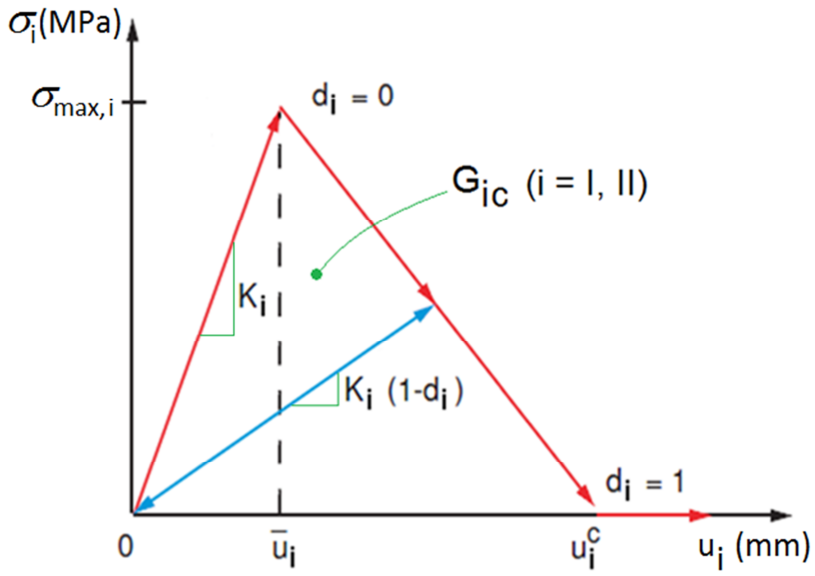


Figura 6.6 – Relação tensão – deslocamento relativo para modos puros (adaptado de SAS, 2009)

Os valores de tensão são governados pela seguinte expressão:

$$\sigma_i = K_i u_i (1 - d_i) \tag{6.1}$$

onde:

σ_i – tensão;

K_i - função de penalidade;

u_i - deslocamento relativo;

$\bar{u}_i$ – deslocamento de início de dano;

u_i^c – deslocamento crítico;

d_i – parâmetro de dano ou descoesão.

O parâmetro de descoesão é dado pela seguinte expressão:

$$d_{\mathrm{i}} = \left(\frac{u_{\mathrm{i}} - \overline{u}_{\mathrm{i}}}{u_{\mathrm{i}}}\right)\left(\frac{u_{\mathrm{i}}^{c}}{u_{\mathrm{i}}^{c} - \overline{u}_{\mathrm{i}}}\right) \tag{6.2}$$

A taxa crítica de libertação de energia para os modos I e II é definida pelas expressões (6.3) e (6.4), respectivamente:

$$G_{\mathrm{IC}} = \frac{1}{2}\sigma_{max}u_{\mathrm{I}}^{c} \tag{6.3}$$

$$G_{\mathrm{IIC}} = \frac{1}{2}\tau_{max}u_{\mathrm{II}}^{c} \tag{6.4}$$

Para o modo misto as equações anteriores tomam a seguinte forma:

$$\sigma = K_{\mathrm{I}}u_{\mathrm{I}}(1 - d_{\mathrm{m}}) \tag{6.5}$$

$$\tau = K_{\mathrm{II}}u_{\mathrm{II}}(1 - d_{\mathrm{m}}) \tag{6.6}$$

Neste caso, o parâmetro de descoesão, d_{m}, é dado por:

$$d_{\mathrm{m}} = \left(\frac{\Delta_{\mathrm{m}} - 1}{\Delta_{\mathrm{m}}}\right)\chi \tag{6.7}$$

em que Δ_{m} e χ são definidos por:

$$\Delta_{\mathrm{m}} = \sqrt{\Delta_{\mathrm{I}}^{2} + \Delta_{\mathrm{II}}^{2}} \qquad \text{onde: } \Delta_{\mathrm{i}} = \frac{u_{\mathrm{i}}}{\overline{u}_{\mathrm{i}}} \tag{6.8}$$

$$\chi = \left(\frac{u_{\mathrm{I}}^{c}}{u_{\mathrm{I}}^{c} - \overline{u}_{\mathrm{I}}}\right) = \left(\frac{u_{\mathrm{II}}^{c}}{u_{\mathrm{II}}^{c} - \overline{u}_{\mathrm{II}}}\right) \tag{6.9}$$

Sendo Δ_{m} um parâmetro que representa o deslocamento de modo misto e χ uma relação de deslocamentos relativos.

A propagação do dano em modo misto é simulada considerando um critério energético linear, que tem em consideração os dois modos de rotura, sendo definido pela seguinte expressão:

$$\left(\frac{G_{\mathrm{I}}}{G_{\mathrm{IC}}}\right) + \left(\frac{G_{\mathrm{II}}}{G_{\mathrm{IIC}}}\right) = 1 \tag{6.10}$$

6.3.2 Implementação do modelo de dano coesivo (ANSYS)

Nesta fase pretendeu-se avaliar o desempenho do modelo de dano coesivo disponível no ANSYS®, quando integrado no modelo completo da ligação em T. O modelo foi implementado, por meio de um par de contacto que une dois volumes iguais da peça lateral, constituindo uma interface coincidente com um plano LT e que contém o eixo dos furos da peça lateral (ver Fig. 6.7). Esta interface foi colocada na posição mais provável para iniciação de fendas na peça lateral, a avaliar pela distribuição de tensões da Fig. 6.4. Dada a elevada anisotropia desta madeira, também é de esperar que as fendas se propaguem na peça lateral, preferencialmente, segundo o sistema de propagação RL. Os resultados experimentais confirmam estas hipóteses relativas à propagação da fenda.

Com o intuito de verificar e calibrar a resposta do modelo de dano coesivo, considerou-se, numa fase inicial, comportamento elástico de todos os membros da ligação. Simultaneamente implementou-se o modelo de dano coesivo na zona de interesse da peça lateral. Além disso, foram mantidos os pares de contacto calibrados.

O modelo de dano coesivo requer a definição das propriedades de rotura da madeira, nomeadamente tensão de rotura na direcção radial (σ_R), tensão de rotura ao corte no plano RL (τ_{RL}) e as taxas críticas de libertação de energia para os modos de rotura I e II (G_{IC} e G_{IIC}). Os valores das propriedades de fractura da madeira usadas foram extraídos de trabalhos experimentais em madeira de pinheiro bravo, também dos mesmos povoamentos, e apresentam-se na Tabela 6.1 (Oliveira *et al.*, 2009).

Tabela 6.1 – Propriedades de fractura (Oliveira *et al.*, 2009)

σ_R (MPa)	τ_{RL} (MPa)	G_{IC} (N/mm)	G_{IIC} (N/mm)
7.93	16	0.264	0.9

Na Fig. 6.8 apresenta-se um gráfico com as curvas força-deslocamento experimentais e numéricas, incluído a curva produzida pelo modelo elástico global com dano coesivo. Esta curva numérica representa um comportamento praticamente linear até à rotura, e com rigidez ligeiramente superior às curvas obtidas pela análise elasto-plástica. A simulação não previu qualquer redução de carga antes da ocorrência da propagação de fendas, sendo portanto um comportamento tipicamente frágil. O modelo de dano coesivo impediu que a curva carga-deslocamento crescesse de forma ilimitada. Assim, ficou demonstrado o bom desempenho do modelo coesivo na previsão da carga máxima. No entanto, a carga máxima prevista situou-se no limite superior dos resultados experimentais.

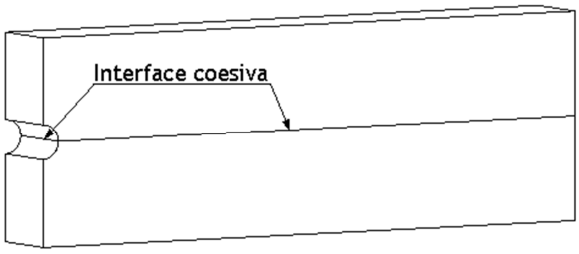


Figura 6.7 – Representação da interface coesiva na peça lateral.

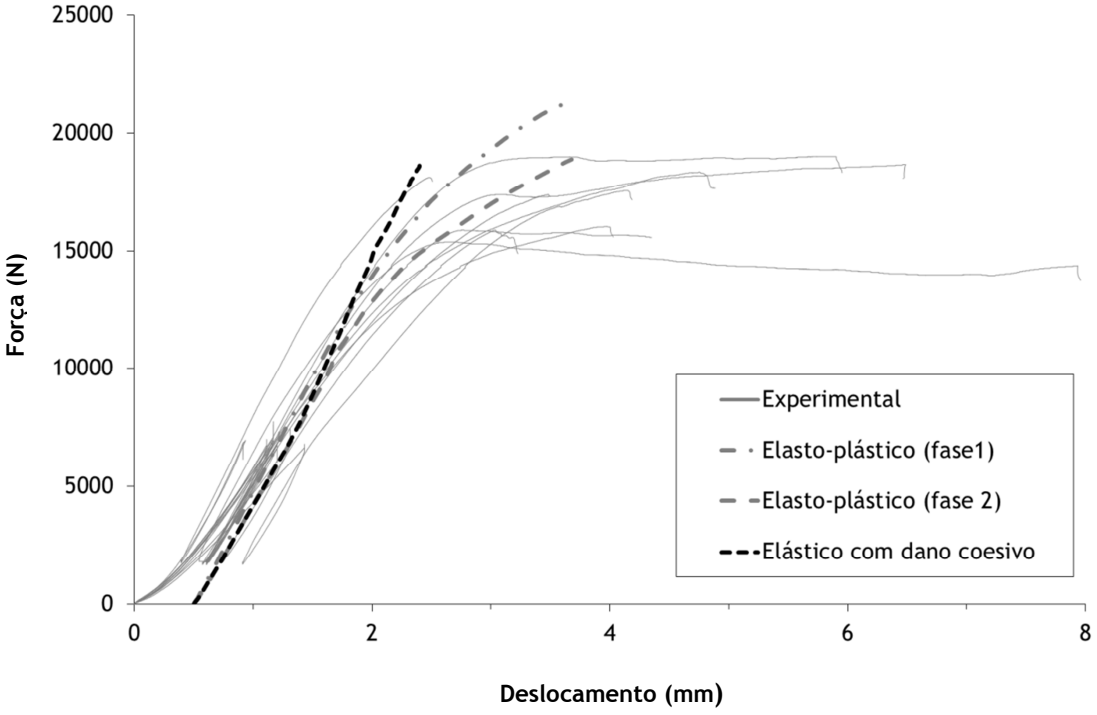


Figura 6.8 – Curvas força-deslocamento. Comparação entre resultados experimentais e resultados numéricos incluindo o modelo elástico global com dano coesivo na peça lateral.

Para além da curva carga-deslocamento também se procurou ilustrar os campos de deslocamentos e tensões assim como a forma da fenda desenvolvida na peça lateral. Além destes parâmetros, também se procurou analisar alguns parâmetros relativos ao dano coesivo, nomeadamente a abertura de fenda e a evolução das tensões radiais nos nós da interface localizados na superfície do furo. Os resultados referidos estão apresentados nas figuras seguintes e foram registados no último incremento de carga que antecedeu a rotura.

Na Fig. 6.9 estão ilustrados o campo de deslocamentos e tensões no plano RL para a peça central. Esta peça central continua a apresentar algum movimento de corpo rígido, apresentando uma gama de deslocamentos pouco diferenciados por toda a peça (< 0.2 mm). Em termos de tensões de corte desenvolvidas, constata-te uma forte concentração de

tensões, na parte superior do furo junto à interface com a peça lateral. Relativamente à peça lateral, com a implementação do modelo de dano coesivo, os campos de deslocamentos e de tensões radiais são afectados na fase final do ensaio pela descontinuidade criada por uma fenda. Na Fig. 6.10 pode-se observar a peça lateral no final da simulação; a descoesão originou uma fenda de canto, com início no nó encostado à peça central. O campo de deslocamentos passou a ser descontínuo na zona da interface, resultando maior deslocamento da parte inferior da peça. A distribuição de tensões continua com uma forte concentração de tensões de compressão na zona de contacto com a cavilha; no entanto as tensões de tracção deslocaram-se para a zona abaixo da linha da interface e para os nós correspondentes à frente de fenda.

Na Fig. 6.11 está quantificada a abertura de fenda, confirmando a fenda de canto, sendo a abertura máxima de fenda de aproximadamente 0.19 mm. Na Fig. 6.12 ilustra-se a degradação de resistência (evolução das tensões radiais) nos nós da interface situados na superfície do furo da peça lateral. Verifica-se que a maioria dos nós já sofreu uma degradação total de resistência; apenas o par de nós mais distante da interface entre as duas peças ainda não atingiu níveis de tensão capazes de provocar a sua descoesão total.

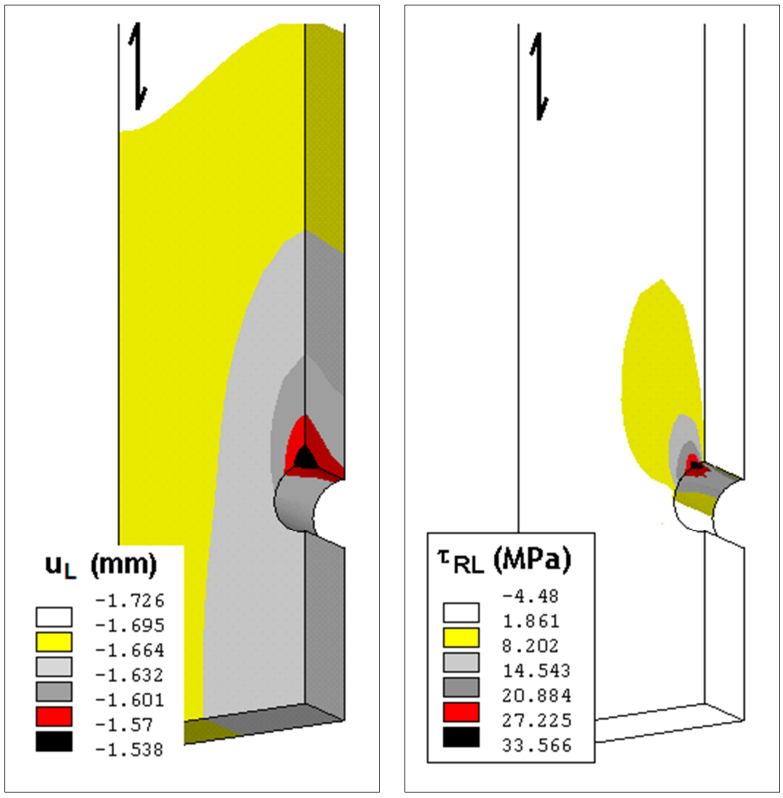


Figura 6.9 – Distribuição de deslocamentos (u_L) e tensão de corte (τ_{RL}) na peça central, resultantes da análise elástica global e modelo coesivo na peça lateral.

Os resultados apresentados nas Fig. 6.9-6.11 correspondem ao último incremento de carga para o qual ainda foi possível obter convergência. Apesar de nas simulações se ter usado uma bissecção automática dos incrementos de carga, não foi possível obter convergência com incrementos de carga reduzidos. Este facto tem uma explicação física, pois nos ensaios o colapso das peças laterais foi frágil, acompanhado por propagação instável de fendas que levaram à separação das peças laterais em duas partes e queda de carga abrupta. No modelo numérico, a fenda atingiu um estágio que a partir do qual iria sofrer essa propagação instável conduzindo à separação do provete em duas metades, logo com problemas de condições de fronteira.

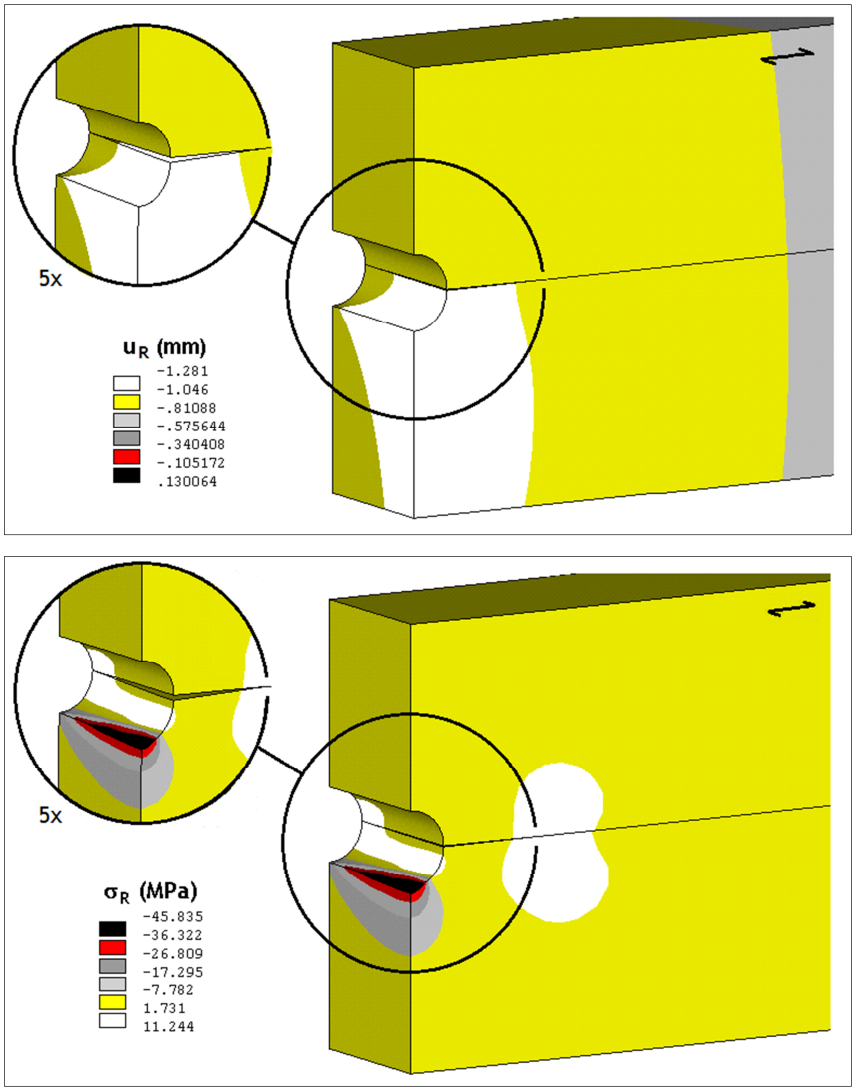


Figura 6.10 – Distribuição de deslocamentos (u_R) e tensão radial (σ_R) na peça lateral, resultantes da análise elástica global e modelo coesivo na peça lateral.

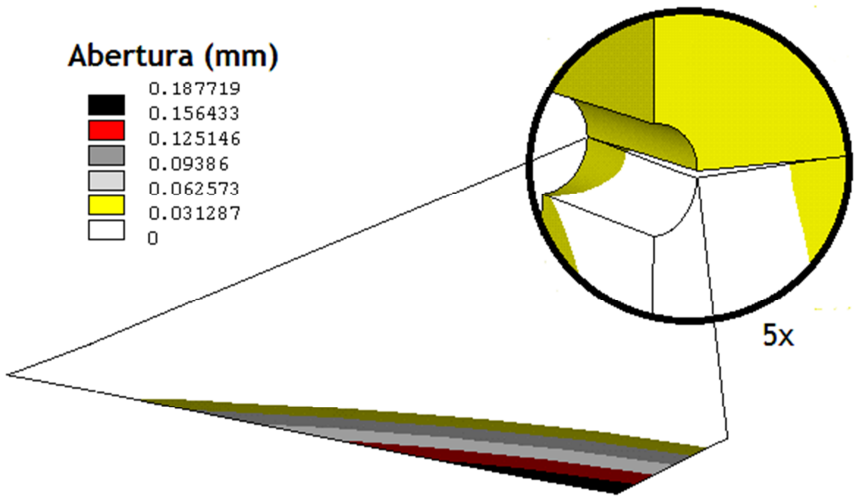


Figura 6.11 – Abertura de fenda resultante da análise com modelo elástico nas peças central e lateral e dano coesivo na peça lateral.

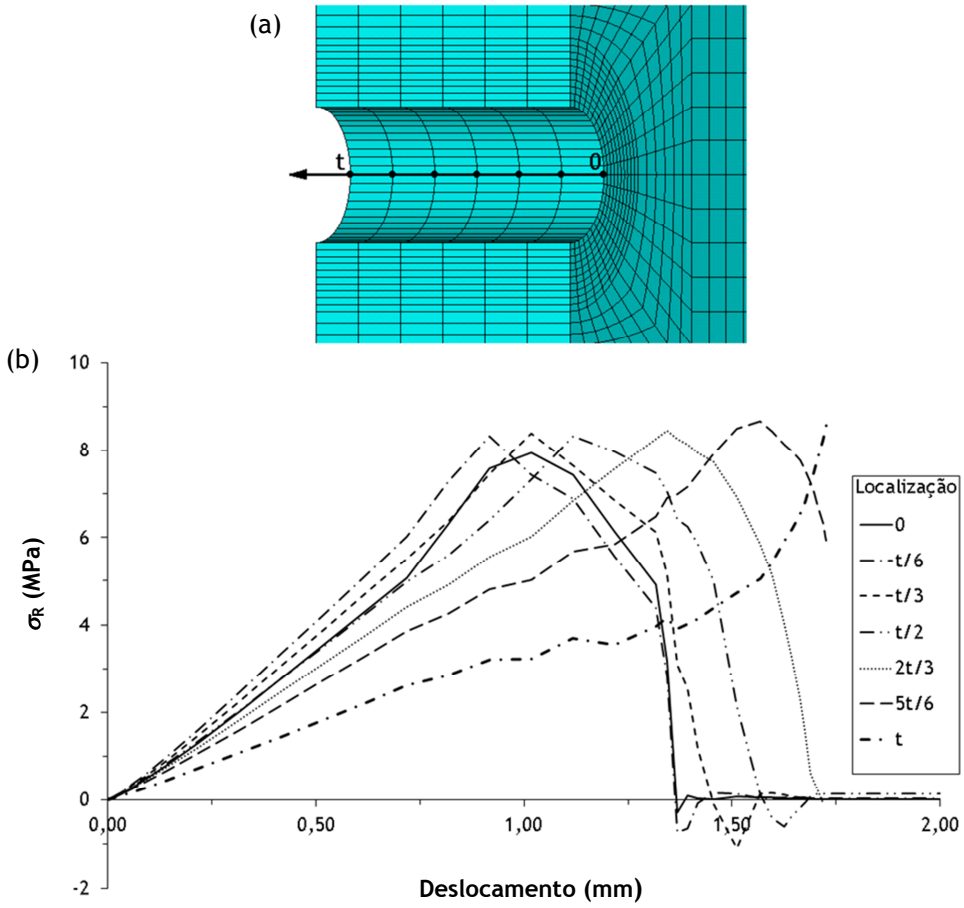


Figura 6.12 – Curvas de evolução da tensão radial nos nós da interface situados na superfície do furo da peça lateral (modelo elástico global): (a) localização dos nós; (b) evolução das tensões com o deslocamento aplicado à ligação.

6.4 Análise elasto-plástica com dano da ligação em T

Nas secções anteriores foram apresentados os resultados de duas simulações numéricas distintas da ligação em T. No primeiro caso considerou-se comportamento elasto-plástico para as duas peças de madeira procurando-se representar o comportamento dúctil dos membros da ligação. No segundo caso considerou-se comportamento elástico para as peças de madeira, mas foi adoptado um modelo de dano coesivo para modelar o comportamento frágil dos membros laterais da ligação. A abordagem puramente elasto-plástica conduziu a resultados interessantes ao nível da previsão ductilidade da ligação, no entanto não permitiu uma previsão clara das cargas de rotura; no caso da abordagem linear elástica articulada com um modelo de dano coesivo, foi possível estimar a carga máxima de colapso através da paragem da simulação motivada pela progressão de uma fenda. No entanto, esta última abordagem não modelou qualquer comportamento dúctil da ligação. Para resolver estas limitações propõe-se a utilização conjunta dos modelos de plasticidade e dano coesivo, para permitir a previsão do comportamento dúctil e cargas de rotura da ligação. Assim, depois de conhecidas as respostas isoladas dos modelos de plasticidade e dano coesivo, propôs-se duas novas abordagens na modelação da ligação em T. Na primeira destas abordagens considerou-se comportamento elasto-plástico da peça central, através da implementação do modelo de plasticidade aferido na Secção 6.2, e considerou-se comportamento elástico na peça lateral com uma interface coesiva. Esta abordagem tem em conta a evidência experimental que mostrou maior esmagamento localizado na peça central do que na lateral. A segunda abordagem considera comportamento elasto-plástico nas duas peças e ainda uma interface coesiva na peça lateral. O modelo de plasticidade usado nestas simulações foi o modelo de Hill baseado numa identificação única através de ensaios de esmagamento radiais e longitudinais (parâmetros do modelo de plasticidade uniformes). Também se procurou manter os parâmetros do modelo de dano coesivo assim como todos os outros parâmetros dos modelos anteriores apresentados neste capítulo (ex: folga entre cavilha e furos, coeficiente de atrito, parâmetros de contacto).

Nas Figs. 6.13 e 6.14 apresentam-se as curvas força–deslocamento obtidas com as duas abordagens. A Fig. 6.13 apresenta a curva obtida com a simulação elasto-plástica na peça central e elástica com dano coesivo na peça lateral (série elasto-plástico + dano coesivo (fase 1)). A Fig. 6.14 apresenta a curva obtida com a simulação elasto-plástica nas duas peças e dano coesivo na peça lateral (série elasto-plástico + dano coesivo (fase 2)). Cada uma destas figuras apresenta também os resultados experimentais e os resultados numéricos anteriores. A análise destas figuras revela uma melhoria muito significativa da previsão da resposta global da ligação, quer em termos de ductilidade, quer em termos de cargas de rotura. Também se constata ainda que o modelo que considerou comportamento elasto-plástico nas duas peças de madeira apenas trouxe uma ligeira redução na resistência da ligação, confirmando o facto das peças lateriais sofrerem pouca deformação plástica. No entanto, a curvatura da curva

força-deslocamento da simulação baseada em comportamento elasto-plástico global aproximou-se mais dos registos experimentais.

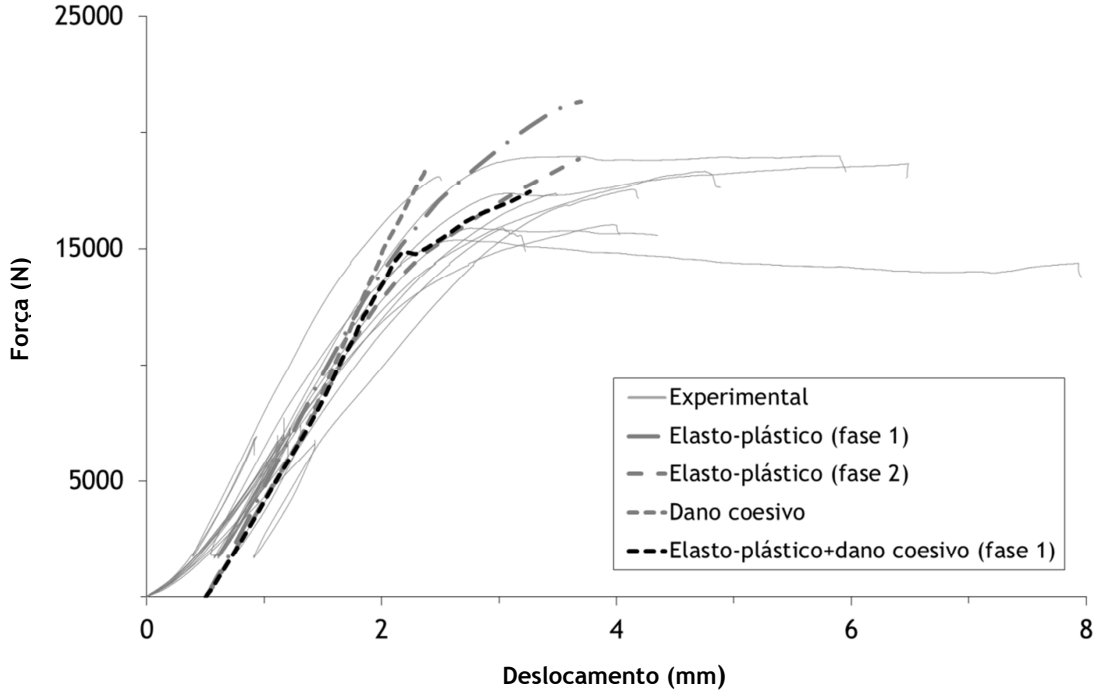


Figura 6.13 – Curvas força-deslocamento. Comparação entre resultados experimentais e resultados numéricos incluindo o modelo com comportamento elasto-plástico na peça central e elástico com dano coesivo na peça lateral.

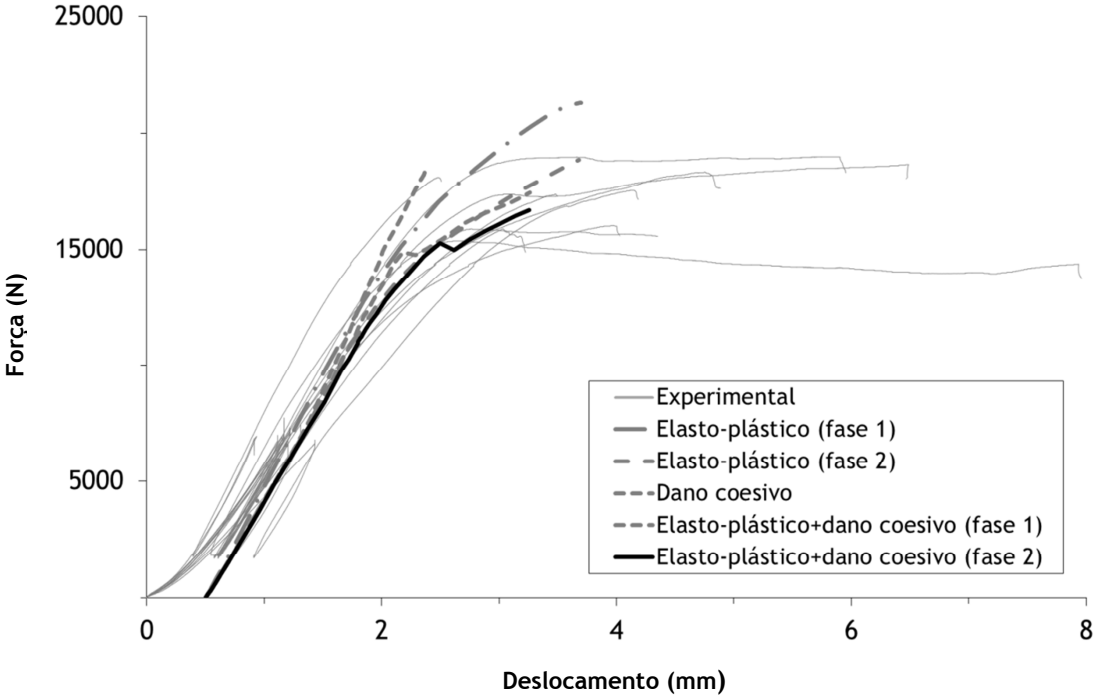


Figura 6.14 – Curvas força-deslocamento. Comparação entre resultados experimentais e resultados numéricos incluindo o modelo com comportamento elasto-plástico global e comportamento elástico com dano coesivo na peça lateral.

Os registos carga-deslocamento obtidos com as simulações elasto-plásticas com dano coesivo exibem uma pequena instabilidade que se deve à activação de uma zona de processo na interface coesiva, no entanto a carga continua a aumentar até se desenvolver uma fenda que propaga de forma instável. Nas Figs. 6.15 apresentam-se os campos de deslocamentos, campos de tensões e deformações plásticas equivalentes na peça central, para a carga máxima, resultantes de comportamentos elasto-plástico na peça central e elástico com dano coesivo na peça lateral. Os comentários realizados na secção 6.2 sobre os campos de tensões, deformações e deslocamentos na peça central são extensíveis a este caso.

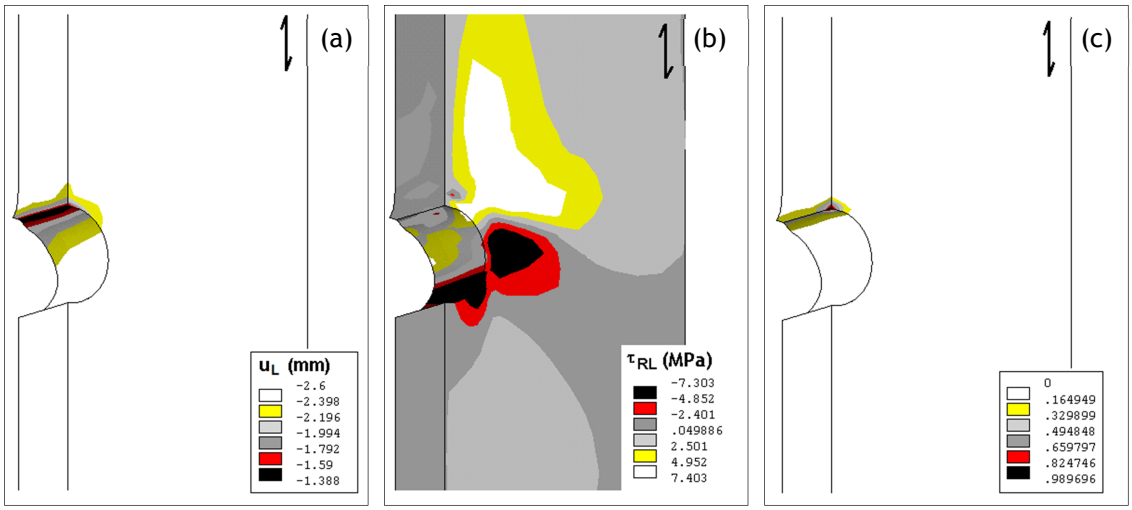


Figura 6.15 – Campo de deslocamentos (a), tensões de corte (b) e deformações plásticas equivalentes (c) na peça central, resultantes da análise numérica com comportamentos elasto-plástico na peça central e elástico com dano coesivo na peça lateral.

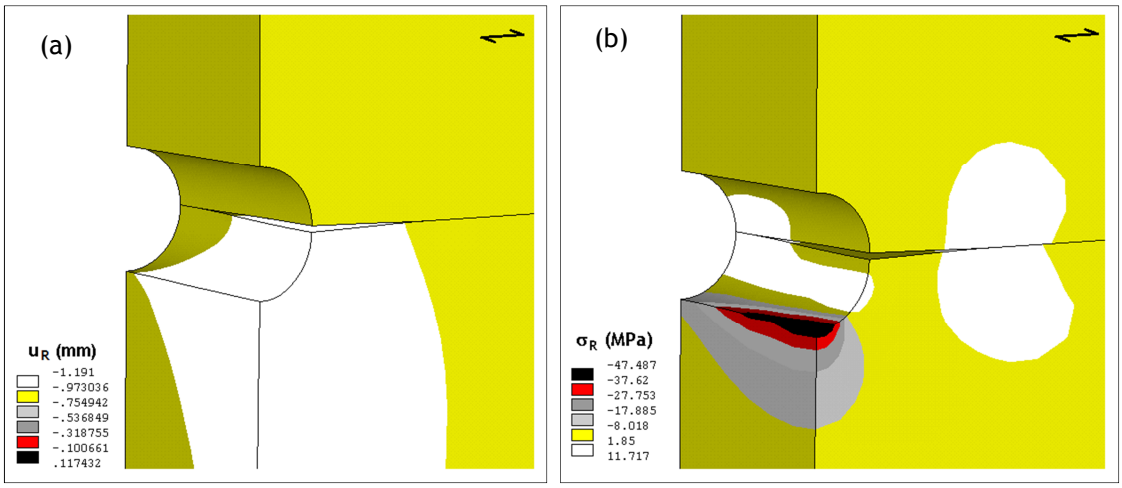


Figura 6.16 – Campo de deslocamentos (a) e tensões normais (b) na peça lateral, resultantes da análise numérica com comportamentos elasto-plástico na peça central e elástico com dano coesivo na peça lateral.

Na Fig. 6.16 apresentam-se os campos de deslocamentos radiais e tensões normais radiais na peça lateral, constatando-se uma descontinuidade resultado do desenvolvimento de uma fenda de canto com dimensões significativas. Na Fig. 6.17 ilustra-se a abertura de fenda no instante de carga máxima, registando-se uma abertura de fenda máxima de 0.14 mm. Qualquer incremento de deslocamento aplicado na ligação iria produzir uma propagação instável da fenda, levando ao colapso da ligação. Em termos numéricos, não é possível obter convergência a partir desta carga máxima. Na Fig. 6.18 mostra-se a evolução das tensões nos nós situados na intersecção da superfície do furo com a interface coesiva. Consta-se uma redução total de resistência em 4 nós.

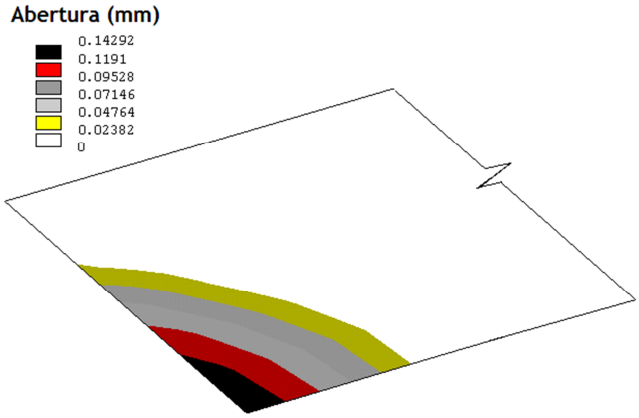


Figura 6.17 – Abertura de fenda resultante da análise com modelos elasto-plástico na peça central e elástico + dano coesivo na peça lateral.

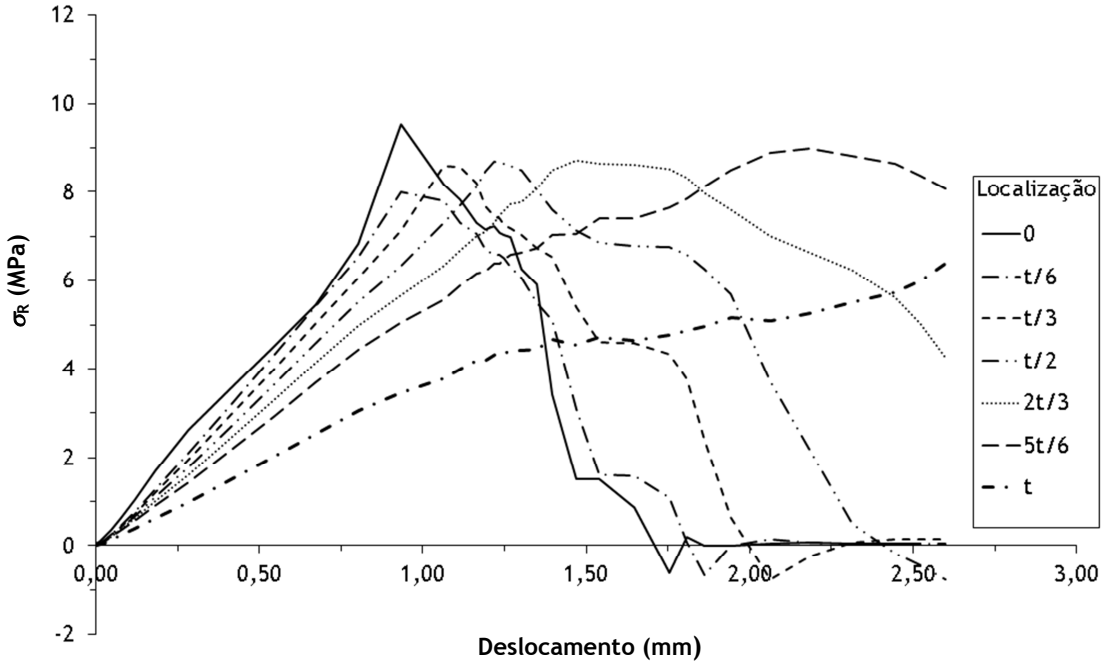


Figura 6.18 – Curvas de evolução da tensão radial nos nós da interface situados na superfície do furo da peça lateral (modelo elasto-plástico na peça central e elástico + dano coesivo na peça lateral).

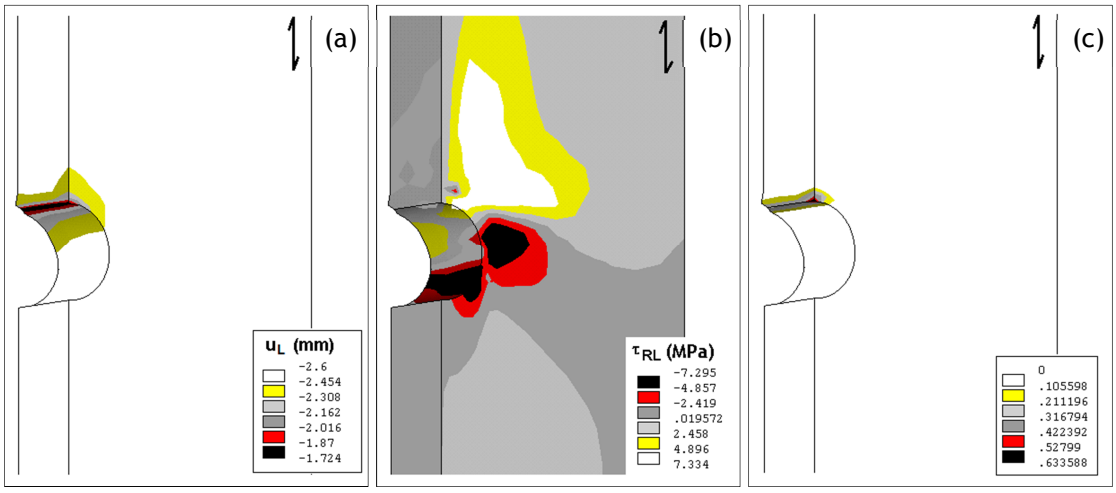


Figura 6.19 – Campo de deslocamentos (a), tensões de corte (b) e deformações plásticas equivalentes (c) na peça central, resultantes da análise numérica com comportamento elasto-plástico global e dano coesivo na peça lateral.

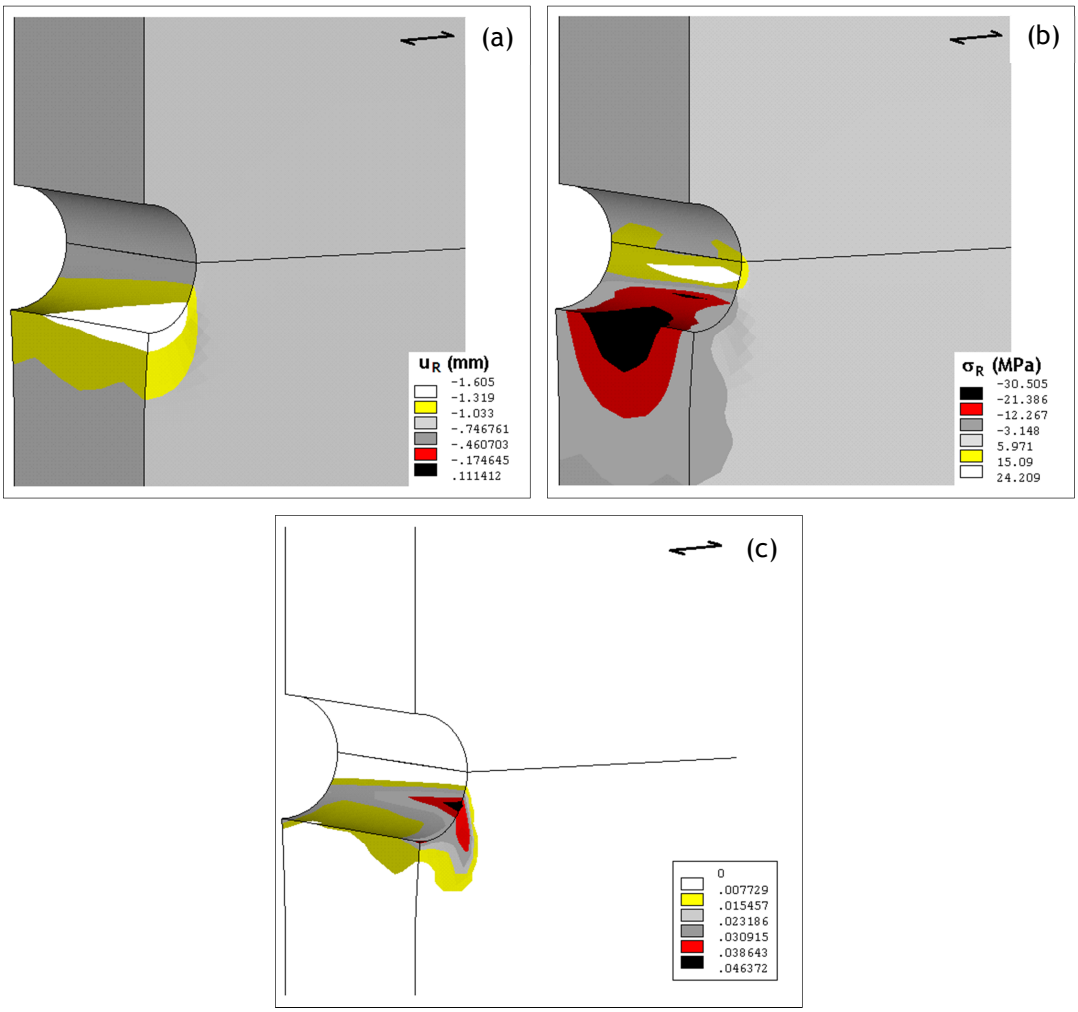


Figura 6.20 – Campo de deslocamentos (a),campo de tensões normais (b) e campo de deformações plásticas equivalentes (c) na peça lateral, resultantes da análise numérica com comportamento elasto-plástico global e dano coesivo na peça lateral.

Na Fig. 6.19 apresenta-se o campo de deslocamentos, tensões de corte e deformações plásticas equivalentes para a peça central, obtidos para o deslocamento máximo de 2.6 mm, simulado assumindo plasticidade geral nas peças e modelo de dano coesivo na peça lateral. Os resultados obtidos são, em termos qualitativos, semelhantes aos já obtidos nas simulações precedentes em que se assumiu a peça central com comportamento elasto-plástico (ex: ver Fig. 6.15). A Fig. 6.20 apresenta o campo de deslocamentos radial, tensões normais radiais e deformação plástica equivalente na peça lateral, resultantes das condições elasto-plásticas globais e deslocamento imposto de 2.6 mm. Verifica-se que as tensões de tracção máximas na superfície do furo estão deslocadas para uma localização abaixo da interface, o que se deve ao desenvolvimento do dano, ou seja a existência de uma zona de processo. A distribuição das deformações plásticas equivalentes apresenta uma extensão de material que aparenta ser superior à extensão do material plastificado na peça central. No entanto, os valores dessas deformações plásticas são muito inferiores.

No sentido de explicar a instabilidade verificada nas curvas força-deslocamento apresentadas nesta secção (ligeira redução de carga seguida de recuperação da resistência), são apresentadas as distribuições de tensões normais, σ_R, na peça lateral em dois instantes da simulação. Num dos instantes, antes da instabilidade, verifica-se uma distribuição de tensões positivas máximas uniforme na zona da interface. No instante seguinte, as tensões positivas máximas deslocaram-se para uma zona inferior à interface. Neste instante desenvolve-se uma zona de processo que garante o aumento da resistência residual.

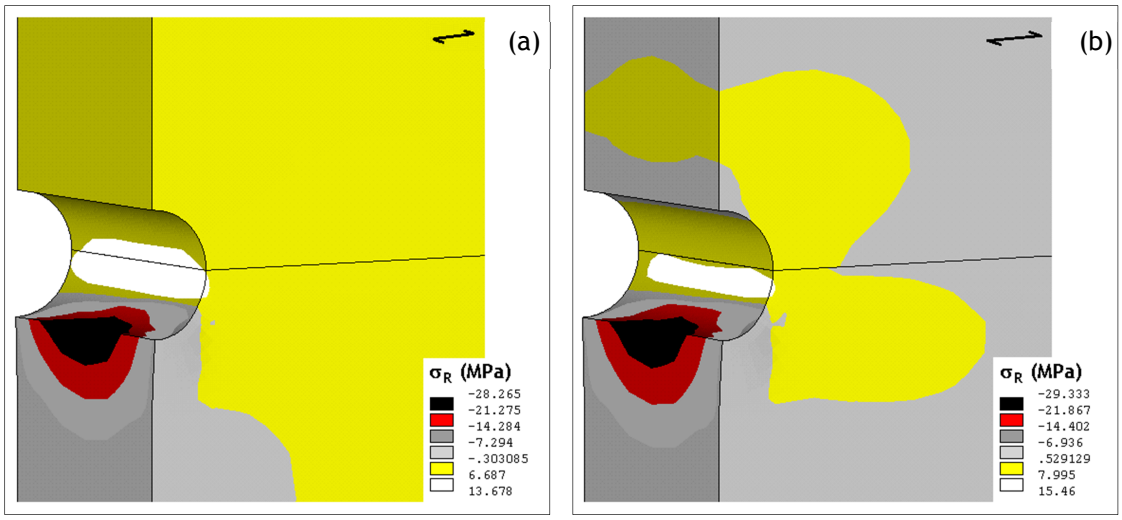


Figura 6.21 – Campo de tensões normais radiais determinadas no instante imediatamente anterior (a) e instante imediatamente seguinte (b) à instabilidade observada na curva carga-deslocamento (modelo elasto-plástico global e dano coesivo na peça lateral).

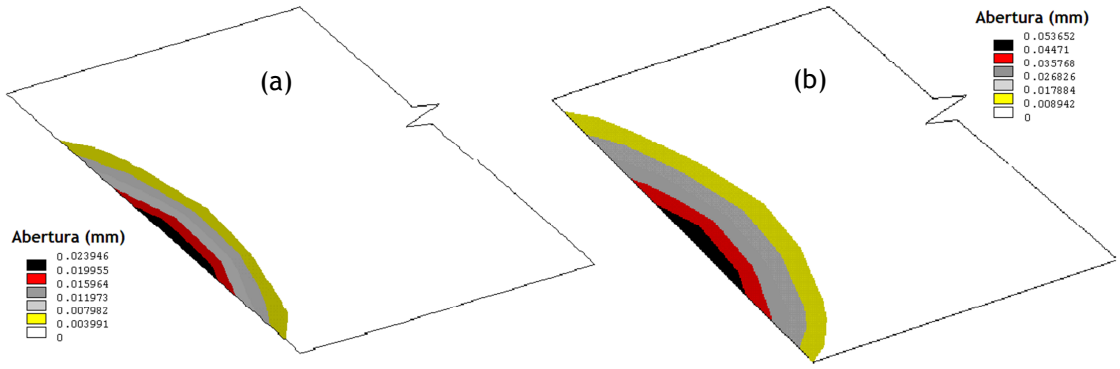


Figura 6.22 – Abertura de fenda resultante da análise elasto-plástica nas peças central e lateral com dano coesivo na peça lateral: a) propriedades do modelo coesivo base; b) redução da tensão de rotura à tracção radial em 20%.

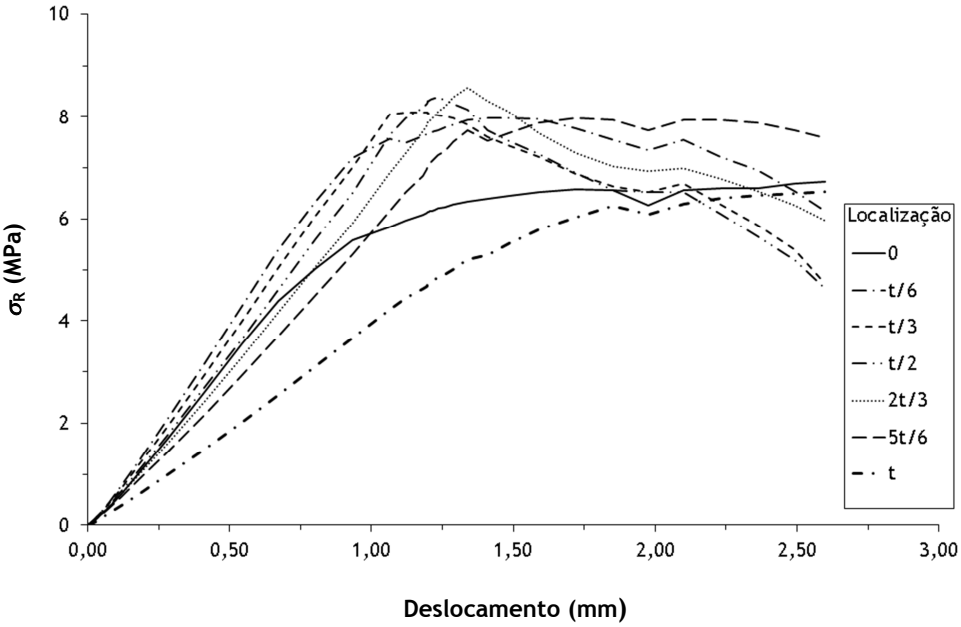


Figura 6.23 – Curvas de evolução da tensão radial nos nós da interface situados na superfície do furo da peça lateral (modelo elasto-plástico global + dano coesivo na peça lateral).

Na Fig. 6.22a ilustra-se a abertura de fenda obtida com o modelo plástico global e dano coesivo na peça lateral. Constata-se que a fenda sofreu uma alteração de forma, passando da fenda de canto das simulações com comportamento elástico na peça lateral, para uma fenda quase central. Na prática não foi possível confirmar a forma da fenda, uma vez que esta iniciou e propagou de forma quase frágil. Na Fig. 6.23 apresenta-se a degradação das tensões nos nós da interface que estão na superfície do furo da peça lateral. Constata-se que apenas os nós das faces laterais não atingiram ainda a tensão de rotura; os restantes nós, já se encontram no comportamento pós pico, ou seja, já existe uma zona de processo em

desenvolvimento. Não se verificou nesta simulação uma abertura completa de fenda, pois não houve uma redução total da resistência nos referidos nós.

Para procurar perceber o efeito das propriedades do modelo coesivo na resposta do modelo proposto para a ligação realizou-se uma nova simulação (fase 3) com tensão de rotura à tracção na direcção radial, reduzida para 6 MPa, mantendo-se os restantes parâmetros. Na literatura encontra-se alguma variabilidade nesta propriedade para a espécie pinheiro bravo, situando-se este novo valor ainda na gama dos valores apresentados na literatura (Dourado *et al.*, 2012). Esta simulação foi realizada assumindo o mesmo modelo elasto-plástico para as duas peças e dano coesivo na peça lateral. Na Fig. 6.24 ilustra-se o efeito desta alteração na tensão de rotura à tracção na direcção radial, constatando-se apenas uma muito ligeira redução da carga de instabilidade; as curvas são praticamente coincidentes. Na Figura 6.22b apresenta-se a abertura de fenda resultante desta modificação na tensão de rotura, verificando-se um aumento da zona de processo em relação à simulação com propriedades coesivas de base (Fig. 6.22a).

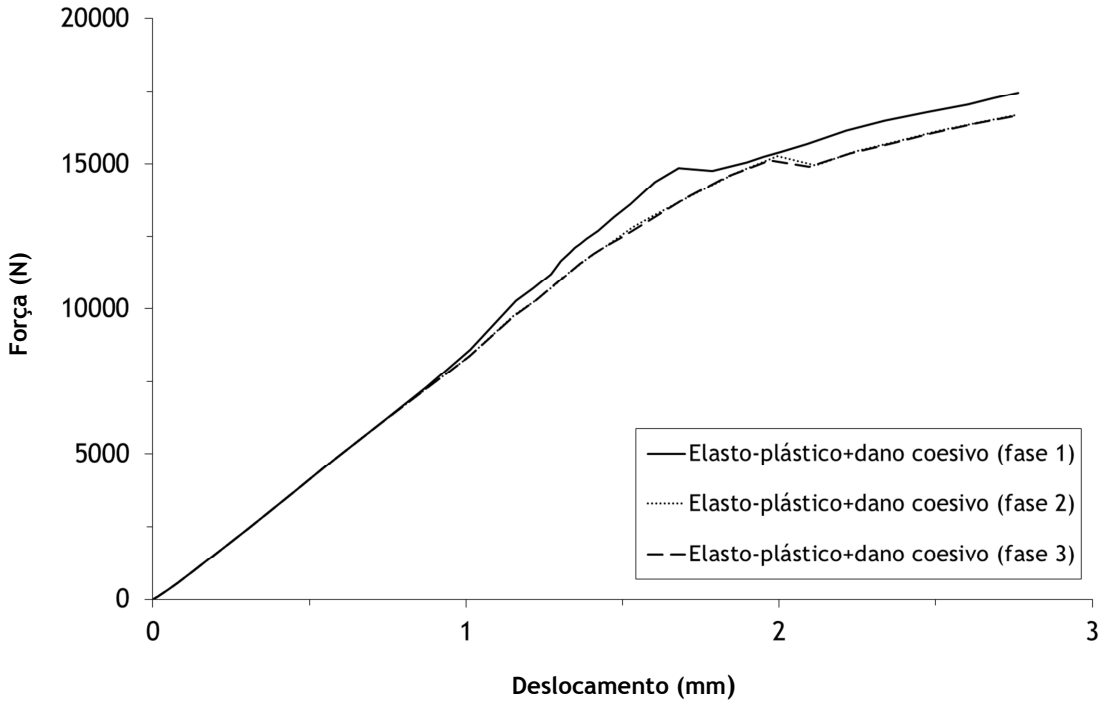


Figura 6.24 – Curvas carga-deslocamento obtidas com modelo coesivo com propriedades coesivas base (fases 1 e 2) e modificadas (fase 3). Fase 1: comportamento plástico na peça central e elástico na peça lateral; fases 2 e 3: comportamento plástico global.

6.5 Conclusão

Neste capítulo foram apresentados modelos de elementos finitos de uma ligação de peças de madeira com uma cavilha de aço. Foi proposto um modelo de elementos finitos 3D, com elementos de contacto para simular a transmissão de esforços entre as peças e a cavilha de aço. Foram consideradas diversas abordagens para a modelação dos materiais, nomeadamente: i) comportamento elasto-plástico para as peças central e laterais; ii) comportamento elástico para as peças central e laterais, com dano coesivo na peça lateral; iii) comportamento elasto-plástico na peça central e comportamento elástico com dano coesivo nas peças laterais; iv) comportamento elasto-plástico nas peças central e laterais com dano coesivo na peça lateral.

A modelação da ligação assumindo comportamento elasto-plástico nas duas peças permitiu uma descrição de um comportamento não linear da ligação, mas não foi possível modelar as cargas de colapso da ligação. Neste modelo, o uso de constantes plásticas distintas para cada uma das peças permitiu uma melhor descrição do comportamento não linear da ligação.

A utilização de modelos de dano coesivo possibilita a modelação das cargas de colapso motivadas pela propagação instável de fendas. Como a peça lateral está sujeita, no furo da cavilha, a tensões normais de tracção, na direcção radial, importantes, colocou-se uma interface coesiva nessa localização. Deste modo foi possível modelar o colapso das peças laterais. No entanto, o uso exclusivo de modelos de dano coesivo com comportamento elástico da madeira conduz a curvas carga-deslocamento sem ductilidade.

A aplicação conjunta de modelos de plasticidade com modelos de dano coesivo permitiu reproduzir, quer a ductilidade da ligação quer o colapso da mesma. No exemplo simulado, a peça lateral não sofre deformação plástica tão importante quanto a peça central, pelo que um modelo de comportamento elástico com dano coesivo para a peça lateral também revela resultados satisfatórios. Importa também realçar que a fenda inicial na peça lateral sofre uma alteração de forma, passando de fenda de canto para fenda quase central, quando se impõe comportamento elasto-plástico em detrimento de comportamento elástico para a referida peça.

Capítulo 7

Conclusões finais e trabalhos futuros

7.1 Introdução

As conclusões deste trabalho de investigação podem ser divididas em dois grupos. Em particular serão apresentadas conclusões sobre o programa experimental realizado e sobre a simulação numérica do comportamento das ligações desenvolvidas.

No decorrer do programa experimental foram abordados aspectos relacionados com o projecto de ligações do tipo cavilha. Numa primeira parte, o programa experimental levado a cabo em madeira de pinheiro bravo incluiu ensaios de esmagamento localizado segundo as normas Europeia e Americana, estabelecidas para este tipo de ensaios. Foram ensaiados provetes em duas direcções da madeira, paralela e perpendicular ao fio. De acordo com um dos objectivos propostos, foi desenvolvida uma técnica de reforço baseada na colagem de insertos metálicos. O desempenho desta técnica foi avaliado através de ensaios de esmagamento localizado. A técnica de reforço desenvolvida foi aplicada em provetes nas duas direcções da madeira, usando dois adesivos epóxidos. Adicionalmente esta técnica de reforço foi comparada, em termos de resultados, com outra técnica de reforço, esta por sua vez baseada na colagem de laminados de CFRP. Estes ensaios de esmagamento envolvendo séries de provetes reforçados, serviram também para experimentar vários adesivos epóxidos. Na segunda parte do programa experimental, realizaram-se ensaios de uma ligação em T. A ligação em T foi constituída por três elementos de madeira justapostos ligados por uma cavilha em aço. O elemento central foi orientado na direcção paralela ao fio da madeira e os laterais orientados na direcção perpendicular ao fio. A opção pelo estudo de uma ligação com esta configuração teve em conta a ocorrência de roturas frágeis em membros das ligações do tipo cavilha, pois é a grande limitação do uso da madeira em algumas das suas direcções.

Em termos de simulação numérica procurou-se simular os ensaios experimentais realizados. Envolvendo duas fases, primeiro construíram-se modelos numéricos dos ensaios de esmagamento localizado. Considerou-se a madeira com comportamento elasto-plástico, através da implementação de um modelo de plasticidade, e a cavilha de aço com comportamento linear elástico isotrópico. Beneficiando da calibração do modelo de contacto entre a madeira e o aço, a resposta do modelo numérico foi capaz de simular os ensaios de esmagamento até grandes deslocamentos, conduzindo a resultados bastante satisfatórios. Numa fase posterior construíram-se modelos numéricos com vista à simulação do ensaio da ligação em T. A modelação numérica da ligação em T, incluiu várias etapas. Inicialmente foi experimentado o modelo de plasticidade empregue na simulação dos ensaios de

esmagamento, o que permitiu avaliar a resposta deste modelo a uma ligação constituída por três peças de madeira, bem mais complexa. Esta abordagem foi importante pois o modelo elasto-plástico da ligação reproduziu bem os ensaios experimentais. Experimentalmente verificaram-se roturas frágeis nos membros laterais da ligação; este fenómeno foi simulado através da implementação de um modelo de dano coesivo na modelação das peças laterais. Nesta etapa, considerando comportamento linear elástico para as peças de madeira, o modelo de dano respondeu bem, conduzindo a aberturas de fendas que traduziram o fim do ensaio, à semelhança do ocorrido nos ensaios experimentais da ligação quando ocorria a rotura frágil de um dos seus membros laterais. As fendas preconizadas pelo modelo de dano coesivo apresentaram a forma de canto. Numa etapa intermédia, passou a considerar-se comportamento elasto-plástico apenas na peça central e manteve-se o comportamento linear elástico para as peças laterais articulado com a implementação do modelo de dano coesivo. A resposta foi satisfatória, o modelo de dano conduziu ao colapso da peça lateral para níveis de carga equiparados aos experimentais, no entanto, pelo facto da aplicação do modelo de plasticidade apenas à peça central, a parte inicial do ensaio não foi bem reproduzida. Numa etapa final foi proposto um modelo numérico que considera comportamento elasto-plástico para todos os membros de madeira, inclui interfaces coesivas nas peças orientadas perpendicularmente ao fio da madeira e prevê modelação do contacto entre os vários elementos da ligação.

Seguidamente é apresentado um conjunto de conclusões e disposições finais sobre o decorrer deste trabalho em todas as suas fases. Adicionalmente inclui-se um conjunto de recomendações com vista ao desenvolvimento experimental e numérico deste trabalho de investigação.

7.2 Conclusões finais

Em concordância com os objectivos propostos no início deste trabalho, o programa experimental levado a cabo nesta tese foi seleccionado de modo a abordar o projecto de ligações de madeira por cavilha. O projecto deste tipo de ligações segue os procedimentos preconizados pelo EC5. Esta norma de projecto, embora com carácter conservador, tem sofrido algumas alterações no sentido de tornar mais eficaz o projecto de ligações e, consequentemente, aumentar a eficiência das estruturas de madeira.

Em construções de madeira, a ocorrência de roturas frágeis em membros das ligações do tipo cavilha é a grande limitação do uso da madeira solicitada em algumas direcções particulares. Com o intuito de atenuar esta desvantagem surgiram técnicas de reforço aplicadas às ligações por cavilha. O desenvolvimento de novas técnicas de reforço é um tema actual de investigação, surgindo uma nova gama de reforços beneficiados por uma geração nova de adesivos, os epóxidos. O próprio EC5 prevê, no dimensionamento de ligações por cavilha, a utilização de alguns reforços normalizados. A aplicação de reforços em ligações do tipo

cavilha contribui fortemente para a melhoria do seu desempenho. Os reforços, por permitirem ligações com peças mais pequenas conduzem a economia de material. Em suma, a aplicação de reforços tem como principais objectivos o aumento da rigidez, da resistência última e da ductilidade das ligações, atenuando os modos frágeis de rotura. Da investigação feita neste campo, surgem várias técnicas de reforço, verificando-se o emprego cada vez maior de materiais compósitos colados.

Um dos objectivos específicos propostos neste trabalho foi o desenvolvimento de uma técnica de reforço, baseada na colagem de insertos metálicos nos furos das peças de madeira. Encontrada a configuração mais adequada do inserto metálico foi feita a sua aplicação através da colagem nas peças de madeira, em alojamentos especiais pré-furados. A colagem beneficiou do emprego de adesivos epóxidos, onde foram experimentados adesivos de dois fabricantes. Foram realizados ensaios de esmagamento localizado com vista a avaliar o desempenho desta técnica de reforço. No total foram realizados ensaios de esmagamento, em provetes de madeira em duas direcções (L e R), segundo normas Europeia e Americana. A avaliação do desempenho da técnica de reforço foi avaliada por comparação de resultados obtidos em ensaios de provetes de madeira limpa (sem reforço). Adicionalmente compararam-se resultados obtidos da investigação de outra técnica de reforço, baseada na colagem de laminado de CFRP nas peças de madeira.

Concluídos os ensaios de esmagamento localizado, ficaram a conhecer-se as resistências ao esmagamento, os módulos de fundação e modos de rotura para todas as séries ensaiadas. Como era esperado os valores de resistência ao esmagamento localizado e do módulo de fundação aumentaram quando aplicada a técnica de reforço. A técnica de reforço desenvolvida foi mais eficiente quando aplicada nas peças de madeira sujeitas à carga na direcção radial, o que é muito positivo, pois trata-se da direcção com menor resistência.

Dos dois adesivos epóxidos utilizados na colagem dos insertos metálicos, nomeadamente ARALDITE 2011 e HIT-RE 500, este último revelou ser mais eficiente na colagem do aço à madeira de pinheiro bravo. Esta conclusão recomenda que o adesivo HIT-RE 500 seja preferencialmente escolhido em trabalhos similares, onde se pretenda portanto unir aço e madeira de pinheiro bravo.

Também foram comparados resultados obtidos para as séries reforçadas com insertos metálicos e com laminados de CFRP. Desta comparação, a técnica baseada na colagem de laminado de CFRP nas peças de madeira demonstrou ser mais eficiente do que a utilização de insertos metálicos, com destaque para a eliminação dos modos frágeis de rotura. No entanto trata-se de uma técnica mais intrusiva e mais cara que a utilização dos insertos metálicos.

Os ensaios de esmagamento normalizados permitem conhecer a resistência ao esmagamento e módulo de fundação para uma determinada espécie de madeira. No entanto estas peças não

reproduzem os comportamentos verificados por grande parte dos membros das ligações por cavilha. Assim, com o intuito de avaliar o desempenho da técnica de reforço baseada na colagem de insertos metálicos, proposta neste trabalho, foi feita uma análise experimental de uma ligação por cavilha com elementos em pinho bravo dispostos em T. A opção por uma configuração em T permitiu modos de rotura distintos nos membros de madeira da ligação. Realizaram-se ensaios de duas ligações, uma não reforçada e outra com reforços. Da análise de resultados obtidos concluiu-se que o reforço com insertos metálicos conduziu a ganhos significativos nos valores de força de rotura (cerca de 40%) e de rigidez global da ligação (64%: k_1). Através da medição dos deslocamentos entre a cavilha e a base da máquina de ensaios, verificou-se que as peças laterais na ligação reforçada tiveram, em termos médios, flechas maiores comparativamente às peças congéneres da ligação sem reforço (2.1 mm *vs.* 1.9 mm), o que lhes conferiu mais ductilidade. Todavia, esta técnica de reforço não é capaz de atenuar a ocorrência de roturas frágeis das peças laterais da ligação.

Não sendo aplicados os factores de correcção decorrentes das classes de serviço e de duração das cargas, e os coeficientes parciais de segurança, as formulações sugeridas pelo EC5 conduzem a valores de resistência da ligação sem reforço superiores aos ocorridos experimentalmente. Com a aplicação dos devidos factores e coeficientes, os valores calculados pelas formulações do EC5 sofreriam reduções em cerca de 35%, pelo que em termos de projecto ficar-se-ia do lado da segurança.

À semelhança dos ensaios de esmagamento, foi feita a comparação da técnica dos insertos metálicos com a técnica do laminado em CFRP, concluindo-se que o reforço com CFRP traz vantagens importantes às ligações por cavilha. Além de ter originado ganhos muito significativos nos valores da força de rotura (ganho de 80% face à ligação sem reforço), oferece elevada ductilidade à ligação. Eliminou as roturas frágeis observadas na ligação sem reforço; a técnica do laminado de CFRP, comparativamente com a técnica dos insertos metálicos, apresenta a desvantagem de conduzir a ganhos marginais na rigidez global da ligação (16%: k_1).

Existe ainda uma grande carência de modelos numéricos para a previsão do comportamento mecânico das ligações. No actual estado do conhecimento, constata-se que não existe um modelo numérico completo capaz de prever com rigor a curva força–deslocamento e a carga última de ligações simples, ou ainda mais difícil, de múltiplos ligadores. A possibilidade de ocorrência de roturas dúcteis e frágeis na mesma ligação requer a utilização de modelos numéricos avançados. São modelos híbridos capazes de tratar simultaneamente os dois modos de rotura tão distintos. O comportamento mais dúctil da madeira é simulado recorrendo a modelos de plasticidade; o comportamento quasi-frágil da madeira é modelado através de elementos coesivos. Adicionalmente esses modelos numéricos devem também incluir métodos numéricos para estabelecimento das condições de contacto entre superfícies sólidas.

Pretendeu-se neste trabalho desenvolver modelos numéricos capazes de simular os ensaios experimentais realizados. No que respeita à simulação numérica dos ensaios de esmagamento localizado, foi baseada na construção de modelos de elementos finitos tridimensionais incluindo um par de contacto entre a cavilha de aço e o furo na peça de madeira.

A análise numérica dos ensaios de esmagamento foi dividida em duas partes, linear e não linear. Com a análise linear elástica foi possível analisar a influência de diversos parâmetros das simulações, em particular avaliar a influência dos parâmetros mais importantes do modelo de contacto; constatou-se que o factor de rigidez normal (*FKN*) é um dos mais importantes. Constatou-se também que a folga entre a cavilha e o furo influencia, de forma determinante, os resultados, o que é preocupante dado o fraco controlo deste parâmetro na concepção de ligações. Já o coeficiente de atrito não é determinante na simulação da rigidez dos ensaios. A calibração dos modelos foi feita usando como comparação os valores experimentais do módulo de fundação elástico, o que implicou o uso de valores de *FKN* significativamente menores do que o valor atribuído por defeito pelo código comercial ANSYS®. Tendo em conta a fraca disponibilidade de resultados experimentais, esta conclusão é importante para auxiliar na calibração de modelos numéricos de futuros trabalhos sobre simulação de ligações de madeira do tipo cavilha em madeira de pinheiro bravo.

A análise elasto-plástica dos ensaios de esmagamento baseou-se na implementação de um modelo de plasticidade, por sua vez baseado na teoria de plasticidade proposta por Hill. De campanhas experimentais em madeira de pinheiro bravo, levado a cabo por um grupo de investigadores nacionais, resultaram valores fiáveis das propriedades mecânicas da madeira de pinheiro bravo. Em todas as simulações realizadas no âmbito desta dissertação, as propriedades da madeira usadas estiveram sempre entre limites aceitáveis, tendo em conta a dispersão habitual, para as propriedades da madeira de pinheiro bravo obtidas na literatura. A folga entre os diâmetros da cavilha e do furo, nesta fase mais avançada da simulação, continuou a influenciar significativamente os resultados numéricos. O coeficiente de atrito só revela influência na simulação a partir da zona de cedência dos ensaios de esmagamento, sendo mais evidente nos ensaios segundo a direcção longitudinal. Estas conclusões salientam a importância que os reforços oferecem ao nível do controlo dos ajustamentos e estados de superfície entre o par cavilha-furo.

Sabe-se que que em fases avançadas dos ensaios experimentais, a zona em contacto com a cavilha, além de sofrer esmagamento também inclui fendas. O modelo de plasticidade não é capaz de captar estas fendas, no entanto obtiveram-se boas aproximações entre os resultados numéricos e os resultados experimentais. O modelo parametrizado permitiu adaptar diferentes parâmetros do modelo de plasticidade para os ensaios nas duas direcções da madeira, resultado respostas força-deslocamento com melhores aproximações às mesmas curvas experimentais. Quando se pretendeu a construção de um modelo baseado no critério de plasticidade de Hill que funcionasse com os mesmos parâmetros para as duas direcções da

madeira (paralela e perpendicular ao fio), a curva força-deslocamento perdeu alguma aproximação face aos resultados experimentais, sendo mesmo assim bastante satisfatória.

Por fim construíram-se modelos numéricos tridimensionais com vista à simulação da ligação em T. Um modelo inicial, mais simples foi sofrendo alterações até se tornar num modelo robusto, capaz de simular qualquer dos comportamentos verificados nas peças centrais ou laterais da ligação.

A primeira versão do modelo incluiu apenas o modelo de plasticidade calibrado para os ensaios de esmagamento, imprimindo comportamento elasto-plástico a todas as peças de madeira. Concluiu-se que apesar de ter conseguido uma boa reprodução da parte inicial do ensaio, esta abordagem é extremamente limitada pois não prevê a carga de rotura, em especial a associada aos membros laterais.

A versão que se seguiu passou pela implementação de um modelo de dano coesivo. Este modelo permitiu constar que importantes tensões de tracção se desenvolviam na zona diametral do furo, perpendicular ao carregamento; essas tensões estão certamente na origem da iniciação e propagação de fendas instáveis, em modo I, que experimentalmente levaram ao colapso rápido de uma das peças laterais da ligação e consequentemente da ligação. A forma actual de tratar numericamente este tipo de problemas é através da aplicação de modelos de dano coesivo. Pelo exposto foi criada uma interface coesiva a meio da peça lateral, no plano LT, a todo o seu comprimento. A implementação deste modelo resultou na previsão da carga de rotura da ligação, através da abertura de uma fenda de canto na superfície coesiva. No entanto, o uso exclusivo de modelos de dano coesivo articulado com comportamento elástico da madeira conduz a curvas carga-deslocamento sem ductilidade.

A solução deste problema passou pela aplicação conjunta de modelos de plasticidade com modelos de dano coesivo. Este efeito conjunto permitiu reproduzir, quer a ductilidade da ligação quer o colapso da mesma. Constata-se que as deformações plásticas ocorridas na peça lateral são inferiores às ocorridas na peça central, pelo que o novo modelo numérico revela resultados interessantes quer se considere comportamento elasto-plástico para as duas peças de madeira, quer se considere este comportamento apenas para a peça central. Em qualquer dos casos, o modelo de dano coesivo implementado na peça lateral é capaz de prever a carga de rotura. Os resultados em termos de desempenho do modelo coesivo são mais satisfatórios quando a peça lateral é considerada apenas elástica, no entanto em termos de comparação com as curvas experimentais, perde na aproximação em ductilidade. Outra constatação é a alteração de forma da fenda ocorrida na interface coesiva. Com a implementação do modelo de plasticidade a todas as peças de madeira, a fenda que era de canto passa a ser quase central.

Feitas as conclusões finais, revelando que os objectivos propostos nesta dissertação foram alcançados, ficou claro o interesse na investigação do comportamento mecânico de ligações do tipo cavilha, integrantes das estruturas de madeira. Nesta sequência, seguem-se algumas recomendações de trabalhos que podem ser realizados no futuro.

7.3 Trabalhos futuros

A realização deste trabalho gerou novas perspectivas de trabalhos futuros, quer ao nível de trabalho experimental quer ao nível da modelação numérica de ligações. O estudo apresentado nesta dissertação deve ser estendido a ligações com múltiplos ligadores, dado ser uma situação comum na prática. No universo das ligações com múltiplos ligadores, as ligações de peças de madeira por cavilhas e com transferência de momentos merecem uma atenção redobrada pois são mais susceptíveis à fissuração frágil motivada por tensões normais ao fio da madeira.

Relativamente à modelação do comportamento mecânico de ligações por cavilhas, propõe-se a utilização de modelos de dano coesivo com múltiplas interfaces paralelas de forma a permitir múltiplos caminhos para a propagação de fendas. Também se pretende colocar interfaces coesivas em zonas das peças susceptíveis de fissurar predominantemente em modo I, modo II, ou modo misto. Neste trabalho foi usada uma lei coesiva linear, no entanto será útil testar outras leis coesivas.

Finalmente propõe-se como trabalhos futuros a modelação por elementos finitos de ligações por cavilhas com reforço. O desenvolvimento de modelos de elementos finitos capazes de descrever o comportamento de ligações com reforços, permitirá optimizar as soluções de reforço.

.

Bibliografia

Aicher, S. (2003). Structural Adhesive Joints Including Glued-in Bolts. Timber Engineering. S. Thelandersson and H. J. Larsen, Wiley and sons: 333-356.

Alfano, G. e Crisfield, M.A. (2001). Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites: mechanical and computational issues. Int. J. Numer. Meth. Engng, 50:1701-1736.

Anderson, G.T. (2001). Experimental Investigation of Group Action Factor for Bolted Wood Connections. MSc Thesis, Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University, USA.

Arguelles, R. e Martitegui, F. (2000). Estructuras de Madera - Diseño y cálculo. Espanha, Associación de investigación Técnica de las Industrias de la Madera y Corcho (AITIM).

Aune, P. (1966). Tradstiftforbindelsers bäreevne. Beregning og forsök: The load carrying capacity of nailed joints. Calculations and experiments (in Norwegian with English summary). Trondheim, Norway: Norges Tekniske Högskole (The Norwegian Institute of Technology).

Aune, P. e Patton-Mallory, M. (1986). Lateral load-bearing capacity of nailed joints based on the yield theory: Theoretical development. Res. Pap. FPL 469.Madison, WI. U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest ProductsLaboratory. 20p.

Ballerini, M. e Rizzi, M. (2007). Numerical analyses for the prediction of the splitting strength of beams load perpendicular-to-grain by dowel-type connections. Materials and Structures, 40 (1):139–149.

Blass, H.J., Ehlbeck, J., Schlager, M. (1994). Strength and stiffness of ring and shear-plate connections. Holz als Roh- und Werkstoff, 52:71-76.

Blass, H.J., Aune, P., Choo, B., Gorlacher, D., Hilson, B.O., Racher, P., Steck, G. (1995). Timber Engineering – STEP 1. Centrum Hout.

Blass, H.J., Schädle, P. (2011). Ductility aspects of reinforced and non-reinforced timber joints. Engineering Structures, 33: 3018–3026.

Branco, J.M., Cruz, P.J.S., Piazza, M., Varum, H. (2008). Comportamento semi-rígido de ligações tradicionais de madeira. Revista da Associação Portuguesa de Análise Experimental de Tensões ISSN 1646-7078. Mecânica Experimental, (16): 107-114.

Camanho, P.P., Tavares, C.M.L., Oliveira, R., Marques, A.T., Ferreira, A.J.M. (2005). Increasing the efficiency of composite single-shear lap joints using bonded inserts, Composites Part B – Engineering, 36: 372-383.

Carvalho, A., "Madeiras Portuguesas", Instituto Florestal, Lisboa, 1996.

CEI-Bois (2006). Tackle climate change: use wood. CEI-Bois.

CIB. Structural timber design code. 6th ed. International Council for Building Research Studies and Documentation, Working Group W18—Timber Structures; 1983.

Chen, C.J., Lee, T.L., Jeng, D.S. (2003). Finite Element Modelling for the Mechanical Behaviour of Dowel-Type Timber Joints. Computers & Structures, 81: 2731-2738.

Costeira, V. (2006). Estudo do comportamento mecânico de ligações por pinos em estruturas de madeira. Relatório apresentado para a disciplina de projecto, UTAD.

Custódio, J., Broughton, J., Cruz, H. (2009). A review of factors influencing the durability of structural bonded timber joints, International Journal of Adhesion & Adhesives, (29): 173-185.

Daudeville, L. e Yasumura, M. (1996). Failure Analysis of Timber Bolted Joints by Fracture Mechanics. Mater Structures, 29: 418-425.

De Jesus, A.M.P., Lima, A.M.V., Morais, J.J.L., Lousada, J.L.C. (2006). An investigation on compressive quasi-static behaviour of pine wood. 10as Jornadas de Fractura da SPM, Universidadedo Minho – Guimarães, 22-24 Fevereiro

De Jesus, A.M.P., Pinto, J.M.T., Morais, J.J.L. (2012) Analysis of solid wood beams strengthened with CFRP laminates of distinct lengths. Construction and Building Materials, 35: 817–828.

Dias, A.M.P.G. (2005). Mechanical behaviour of timber-concrete joints. PhD thesis, University of Technolgy Delft.

Dias, A.M.P.G., Van de Kuilen, J.W.G., Cruz, H.M.P., Lopes, S.M.R. (2010). Numerical modelling of the load-deformation behavior of doweled softwood and hardwood joints. Wood and Fiber Science, 42: 480-489.

Dodson, M.A. (2003). The Effects of Row Spacing and Bolt Spacing in 6-Bolt and 4-Bolt Wood-to-Steel Connections. MSc Thesis, Washington State University, USA.

Dourado, N.M.M., de Moura, M.F.S.F., Morais, J.J.L., Silva, A.L. (2010). Estimate of Resistance-Curve in Wood Through the Double Cantilever Beam Test. Holzforschung, 64: 119-126.

Dourado, N., Pereira, F.A.M., de Moura, M.F.S.F., Morais, J.J.L. (2012) Repairing wood beams under bending using carbon–epoxy composites. Engineering Structures, 34: 342–350.

Ehlbeck, J., Gorlacher, R., and Werner, H. (1989). Determination of perpendicular to grain tensile stresses in joints with dowel-type fasteners. CIB-W18A, 22-7-2.

Eurocodes (2008). EN1995-1-1: Section 8 – Connections. Brussels, 18-20 February 2008 – Dissemination of information workshop.

Foschi, R. (1973). Stress analysis and design of glulam rivet connections for perpendicular to grain loading of wood. Information report VP-X-117, Department for Environment, Canadian Forestry Department.

Fujita, M., Komatsu, K., Kawamoto, N., Harada M. (1995). Bearing characteristics of glued-laminated-timber and laminated-veneerlumber with a steel rod (in Japanese). Mokuzai Gakkaishi 41:261-270.

Garrido, N.M.B. (2004). Identificação do comportamento ao corte da madeira, através do ensaio de tracção fora dos eixos de simetria material. Tese de Mestrado, UTAD.

Haller, P., Birk, T., Offermann, P., Cebulla, H. (2006). Fully fashioned biaxial weft knitted and stitch bonded textile reinforcements for wood connections. Composites-Part B, 37: 278-285.

Hill, R. (1983). The Mathematical Theory of Plasticity. Oxford University Press. New York..

Hirai, T. (1989). Rational tesdng methods for determination of basic lateral resistance of bolted wood-joints (in Japanese Res Bull Exp Hokkaido Univ 46:959-966.

Itany, R.Y. e Faherty, K.F. (1984). Structural wood research, state-of-the-art and research needs, ASCE, New York, USA.

Jensen, J. (2005). Splitting strength of beams loaded perpendicular to grain by dowel joints. Journal of Wood Science, 51 (5):480–485.

Johansen, K.W. (1949). Theory of timber connections. International Association for Bridge and Structural Engineering. IABSE Journal, 9:249–262.

Ju, S.H. e Rowlands, R.E. (2001). A three-dimensional frictional stress analysis of double-shear bolted wood joints. Wood and Fiber Science, 33: 550 - 563.

Kasal, B., Heiduschke, A., Kadla, J., Haller, P. (2004). Laminated timber frames with composite fiber reinforced connections. Progress in Structural Engineering and Materials, 6(2): 84-93.

Kharouf, N., McClure, G., Smith, I. (2003). Elasto-plastic modeling of wood bolted connections. Comput Struct, 81: 747–54.

Kollmann, F.F.P. e Côté, W.A. (1984). Principles of wood science and technology. Vol. 1 Solid wood. Berlin, Springer.

Köhler, J., Sørensen, J.D., Faber, M.H. (2007). Probabilistic modeling of timber structures. Structural Safety, 29: 255–267.

Kuipers, J. e Van der Put, T.A.C.M. (1982). Betrachtungen zum Bruchmechanismus von Nagel verbindungen, In: Ingenieuholzbau in Forschung und Praxis, J. Ehlebeck and G. Steck, editors, Bruderverlag Karlsruhe.

Laplanche, K. (2006). Etude du comportement au feu des assemblages de structures bois: approche expérimentale et modélisation. PhD thesis, Univeristé Blaise Pascal, Clermont Ferrand, France, (only available in French).

Larsen, H.J. (1969). Reestrup, V. Tests on screws in wood. Bygningsstatiske Meddelelser. 1: 3-36.

Larsen, H.J. (1973). The yield load of bolted and nailed joints. Proceedings of International Union of Forest Research. Organizations working group on structural utilization September/October. Pretoria, Republic of South Africa; [n.d.].

Larsen, H.J.K.W. (1977). Johansen's nail tests. Bygningsstatiske Meddelelser. 48: 9-30.

Larsen, H.J. (1979) Design of bolted joints. Bordeaux, France: International Council for Building Research Studies and Documentation, Working Commission W 18—Timber Structures; October.

Larsen, H.J. e Jensen, J.L. (2000). Influence of semi-rigidity of joints on the behaviour of timber structures. Progress in Structural Engineering and Materials, 2: 267-277.

Larsen, H.J. (2003). Introduction: Fasteners, Joints and Composite Structures. Timber Engineering. S. Thelandersson and H. J. Larsen, Wiley and Sons: 303-313.

Leijten, A. e Van der Put, T. (2004). Splitting strength of beams loaded perpendicular to grain by connections, a fracture mechanical approach. Proceedings of the World Conference on Timber Engineering, Lahti, Finland.

LNEC (1997). Madeira para Construção – MC2: Pinho bravo para estruturas, ISSN 0873-6472.

Mack, J.J. (1960). The strength of nailed timber joints. Tech. Pap. No.9. Melbourne, Australia: CSIRO Division of Forest Products.

Mendes, P. (1994). Ligações em Estruturas de Madeira Tecnologia e Dimensionamento de Acordo com o Eurocódigo 5. Tese de Mestrado, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.

Meyer, A. (1957). Die Tragfähigkeit von Nagelverbindungen bei Statischer Belastung: The bearing strength of nailed joints under load. Holz als Roh- und Werkstoff. 15(2): 96-109.

Miller, J., Schmidt, R., and Bulleit, W. (2010). New yield model for wood dowel connections. Journal of Structural Engineering, 136 (10):1255–1261.

Möller, T. (1950). En ny metod för beräkning av spikförband: New method of estimating the bearing strength of nailed wood connections (in Swedish and English translation). Rep. No. 117. Gothenburg, Sweden: Chalmers Tekniska Högskolas Handlingar.

Moses, D.M. e Prion, H.G.L. (2000). Anisotropic plasticity and failure prediction in wood composites. Paper presentation for ANSYS Inc. Ninth International Conference and Exhibition, August 2000.

Moses, D.M. e Prion, H.G.L. (2002). Anisotropic Plasticity and the Notched Wood Shear Block. Forest Products Journal, 52: 43-54.

Moses, D.M. e Prion, H.G.L. (2003). A Three-Dimensional Model for Bolted Connections in Wood. Canadian Journal of Civil Engineering, 30: 555-567.

Moses, D.M. e Prion, H.G.L. (2004). Stress and Failure Analysis of Wood Composites: A New Model. Composites Part B: Engineering, 35: 251-261.

Moss, PJ. (1997) Multiple-bolted joints in wood members: a literature review. Gen. Tech. Rep. FPL-GTR-97. Madison, WI: US Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, 18p.

Munoz, W., Salenikovich, A., Mohammad, M., Quenneville, P. (2008). Determination of yield point and ductility of timber assemblies: in search for a harmonized approach. Proc of Meeting 41 of CIB-W18. Canada, St Andrews.

Norén, B. (1974). Formler för hallfasthet hos mekaniska träförband (in Swedish). Formulas indicating the strength of mechanical wood joints. Medd. Series B, No. 226. Stockholm: Svenska Träforskningsinstitutet.

Oliveira, J.M.Q. (2004). Aplicação do ensaio de Arcan na determinação do comportamento ao corte da madeira de *Pinus pinaster* Ait. Tese de mestrado, UTAD.

Oliveira, J.M.Q., de Moura, M.F.S.F., Morais, J.J.L. (2009). Application of the end loaded split and single-leg bending tests to the mixed-mode fracture characterization of wood. Holzforschung, 63: 597–602.

Patton-Mallory, M., Pellicane, P.J., Smith, F.W. (1997). Modelling bolted connections in wood: review. Journal of Structural Engineering, 123: 1054-1062.

Patton-Mallory, M., Cramer, S.M., Smith, F.W., Pellicane, P.J. (1997b). Nonlinear Material Models for Analysis of Bolted Wood Connections. Journal of Structural Engineering, 123: 1063 - 1070.

Patton-Mallory, M., Pellicane, P.J., Smith, F.W. (1998). Qualitative assessment of failure in bolted connections: maximum stress criterion. J Test Evaluat, 26(5): 489–96.

Patton-Mallory, M., Pellicane, P.J., Smith, F.W. (1998b). Qualitative assessment of failure in bolted connections: Tsai–Wu stress criterion. J Test Evaluat, 26(5): 497–505.

Pereira, J.E. (2005). Comportamento mecânico da madeira em tracção nas direcções de simetria material. Tese de Mestrado, UTAD.

Persson, K. (2000). Micromechanical modelling of wood and fibre properties. PhD thesis, Lund University.

Queirós, E.R.M.A, (2009). Comportamento de ligações do tipo cavilha reforçadas com CFRP em estruturas de madeira. Tese de Mestrado, UTAD.

Quenneville, P. e Mohammad, M. (2001). Design method for bolted connections loaded perpendicular to grain. Canadian Journal of Civil Engineering, 28 (6):949–959.

Quenneville, P. (2008). Design of Bolted Connections: A Comparison of a Proposal and Various Existing Standards. Presented at World Conference on Timber Engineering (WCTE) 2008, Japan. NZ Timber Design Journal, 17: 3–9.

Racher, P. (1995). Moment Resisting Connection. Proceedings of Timber Engineering STEP I, C16/1-C16/10, Center Hount.

Racher, P. e Bocquet, J.F. (2005). Non-Linear Analysis of Dowelled Timber Connections: A New Approach for Embedding Modelling. Electronic Journal of Structural Engineering, 5: 1-9.

Resch, E. e Kaliske, M. (2012). Numerical analysis and design of double-shear dowel-type connections of wood. Engineering Structures, 41: 234–241.

Resch, E. e Kaliske, M. (2010). Three-dimensional numerical analyses of load-bearing behavior and failure of multiple double-shear dowel-type connections in timber engineering. Computers and Structures, 88: 165-177.

Rodd, P.D. e Leijten, A.J.M. (2003). High-performance dowel-type joints for timber structures. Progress in Structural Engineering and Materials, 5: 77-99.

Santos, C.L., Jesus, A.M.P., Morais, J.J.L., Lousada, J.L.P.C. (2009). Quasi-Static Mechanical Behaviour of a Double-Shear Single Dowel Wood Connection. Construction and Building Materials, 23: 171-182.

Santos, C.L., Jesus, A.M.P., Morais, J.J.L., Lousada, J.L.P.C. (2010). A Comparison Between the EN 383 and ASTM D5764 Test Methods for Dowel-Bearing Strength Assessment of Wood: Experimental and Numerical Investigations. Strain, 46: 159-174.

Santos C.L., de Jesus A.M.P., Morais J.J.L., Queirós E.R.M.A., Lima A.M.V. (2011). Desenvolvimento de soluções de reforço em ligações de madeira do tipo cavilha. Mecânica Experimental, ISSN 1646-7078, 19: 45-54.

Santos C.L., de Jesus A.M.P., Morais J.J.L., Lousada, J.L.P.C. (2008) "Desenvolvimento de uma técnica de reforço do esmagamento localizado em ligações tipo cavilha". 7º CNME-APAET, UTAD, Vila Real, pp. 99-101 ISBN: 978-972-669-851-7.

SAS (2009). ANSYS, Swanson Analysis Systems Inc., Houston, Version 12.0.

Sawata, K. e Yasumura, M. (2002). Determination of embedding strength of wood for dowel-type fasteners. J Wood Sci 48:138–146.

Sawata, K. e Yasumura, M. (2003). Estimation of yield and ultimate strengths of bolted timber joints by nonlinear analysis and yield theory. Journal of Wood Science, 49: 383-391.

Schmid, M. e Blass, H. (2002). Effect of distances, spacing and number of dowels in a row on the load carrying capacity of connections with dowels failing by splitting. Proceedings CIB W18 Meeting, paper CIB-W18/31-9-1.

Siimes, F.E., Johanson, P.E., Niskanen, E. (1954). Investigations on the ultimate embedding stress and nail holding power of finish pine. Tiedoitus 122. Helsinki: The State Institute for Technical Research.

Silva, M.A.L., Morais, J.J.L., de Moura, M.F.S.F., Lousada, J.L. (2008). Mode II Wood Fracture Characterization Using the ELS Test. Engineering Fracture Mechanics, 74: 2133-2147.

Silva, L.F.M., Ramos, J.E., Figueiredo, M.V., Strohaecker, T.R. (2006). Influence of the Adhesive, the Adherend and the Overlap on the Single Lap Shear Strength. Journal of Adhesion and Interface, 7: 1-9.

Simo, J.C. e Taylor, R.L. (1985). Consistent Tangent Operators for Rate-Independent Elastoplasticity. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 48: 101-118.

Simo, J.C. e Laursen, T.A. (1992). An Augmented Lagrangian Treatment of Contact Problems Involving Friction". Computers and Structures. Vol. 42(1): 97-116.

Smith, I., Landis, E., Gong, M. (2003) Fracture and fatigue in wood. Chichester, Wiley.

Thomson, A. (2010). The Structural Performance of Non-metallic Timber Connections. PhD Thesis. University of Bath.

Van der Put, T. e Leijten, A. (2000). Evaluation of perpendicular to grain failure of beams caused by concentrated loads of joints. Proceedings of CIB/W18, 337-7.

Xavier, J.C. (2003). Caracterização do comportamento ao corte da madeira usando o ensaio de Iosipescu. Tese de Mestrado, UTAD.

Xavier, J.C., Garrido, N.M., Oliveira, M., Morais, J.L., Camanho, P.P., Pierron F. (2004). A comparison between the Iosipescu and off-axis shear test methods for the characterization of Pinus Pinaster Ait. Composites: Part A, 35: 827–840.

Xavier, J.C., Oliveira, M., Morais, J.L., Pinto, T. (2009). Measurement of the shear properties of clear wood by the Arcan test. Holzforschung, 63: 217-225.

Xu, B.H., Bouchaïr, A., Taazount, M., Veja, E.J. (2009. Numerical and Experimental Analyses of Multiple-Dowel Steel-to-Timber Joints in Tension Perpendicular to Grain. Engineering Structures, 31: 2357-2367.

Xu, B.H., Bouchaïr, A., Taazount, M., Racher, P. (2009). Numerical 3D Finite Element Modelling and Experimental Tests for Dowel-Type Timber Joints. Construction and Building Materials, 23: 3043-3052.

Yasumura, M. e Daudeville, L. (2000). Fracture of Multiply-Bolted Joints Under Lateral Force Perpendicular to Wood Grain. Journal of Wood Science, 46: 187-192.

Normas internacionais

ASTM D5652 (2000). Standard Test Method For Evaluating Dowel-Bearing Strength of Wood and Wood-Based Products. American Society for Testing and Materials.

ASTM D3039 (2000b). Standard test method for tensile properties of polymer matrix composite materials. American Society for Testing and Materials.

ASTM D5764 (2002). Standard Test Methods for Bolted Connections in Wood and Wood-Based Products. American Society for Testing and Materials.

ANSI/AF&PA (2005). NDS - National Design and Specification for Wood Construction. American Forest & Paper Association, Inc., Washington, DC.

CEN912 (2000). Timber fasteners. Specifications for connections for timber. European Committee for Standardization.

CEN1995-1-1 (2004). Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings, CEN/TC 250/SC5, 2004.

CEN383 (1993). Timber structures – Test methods – Determination of embedding strength and foundation values for dowel type fasteners. European Committee for Standardization.

CEN383 (2007). Timber Structures -Test methods - Determination of embedment strength and foundation values for dowel type fasteners. European Committee for Standardization.

CEN409 (2009). Timber structures. Test methods. Determination of the yield moment of dowel type fasteners. European Committee for Standardization.

CEN14358 (2006). Timber structures - calculation of characteristic 5-percentile values and acceptnce criteria for a sample. European Committee for Standardization.

ISO 6891 (1991). Timber structures – Joints made with mechanical fasteners – General principles for the determination of strength and deformation characteristics. International Organization for Standardization.

Anexo A

Ensaio de uma ligação por cavilha com membros alinhados

A.1 Introdução

Neste anexo apresenta-se um resumo do trabalho realizado por Santos (2009)[1] sobre a avaliação do comportamento quasi-estático de uma ligação do tipo cavilha sem reforço. Tratou-se de uma ligação de corte duplo, composta por três elementos de pinho bravo (*Pinus pinaster* Ait.) justapostos, alinhados na direcção paralela às fibras de madeira e unidos por um único ligador metálico. Este trabalho incidiu na realização de ensaios experimentais e de simulações por elementos finitos, no domínio elástico.

A.2 Programa experimental, resultados e discussão

Em termos experimentais foram realizados 25 ensaios em tracção, de acordo com as recomendações da norma EN 26891[2]. A velocidade do travessão da máquina de ensaios foi de 0.3 mm/min e o deslocamento foi obtido pela média de dois LVDT's. As massas volúmicas médias observadas foram de 610.7 kg/m^3 para as peças centrais e de 617.8 kg/m^3 para o conjunto das três peças. A Fig. A.1 ilustra o ensaio referente a essa ligação.

Os resultados obtidos consistiram no registo força-deslocamento e na observação dos modos de rotura. Analisando as curvas força-deslocamento resultantes do ensaio desta ligação, reproduzidas na Fig. A.2, verifica-se que durante a cedência, a transição para a zona não linear é mais suave, comparativamente com a mesma transição verificada nas curvas força-deslocamento dos ensaios de esmagamento. Este comportamento resulta de alguma cedência nas peças laterais, que vai atrasando a deformação da peça central e consequentemente conferindo mais ductilidade ao conjunto (ligação).

Os modos de rotura observaram-se sempre nas peças centrais; tal facto deve-se à diferença de espessuras dos elementos da ligação; enquanto a peça central tem 30 mm de espessura, as peças laterais, possuindo 28 mm de espessura cada uma, somam 56 mm. Os modos de ruína foram semelhantes aos ocorridos nos provetes ensaiados ao esmagamento. Observaram-se roturas dúcteis e frágeis. Mesmo as frágeis ocorreram sempre após algum esmagamento local, traduzido nas curvas forças-deslocamento por patamares de cedência bem pronunciados; o

[1] Santos *et al.*, Quasi-static mechanical behaviour of a double-shear single dowel wood connection, Construction and Building Materials 23 (2009) 171–182.
[2] EN 26891: 1991, Timber structures. Joints made with mechanical fasteners. General principles for the determination of strength and deformation characteristics.

colapso frágil caracterizou-se pela iniciação e propagação instável, segundo o sistema de propagação RL, de uma ou duas fendas como ilustra a Fig. A.3.

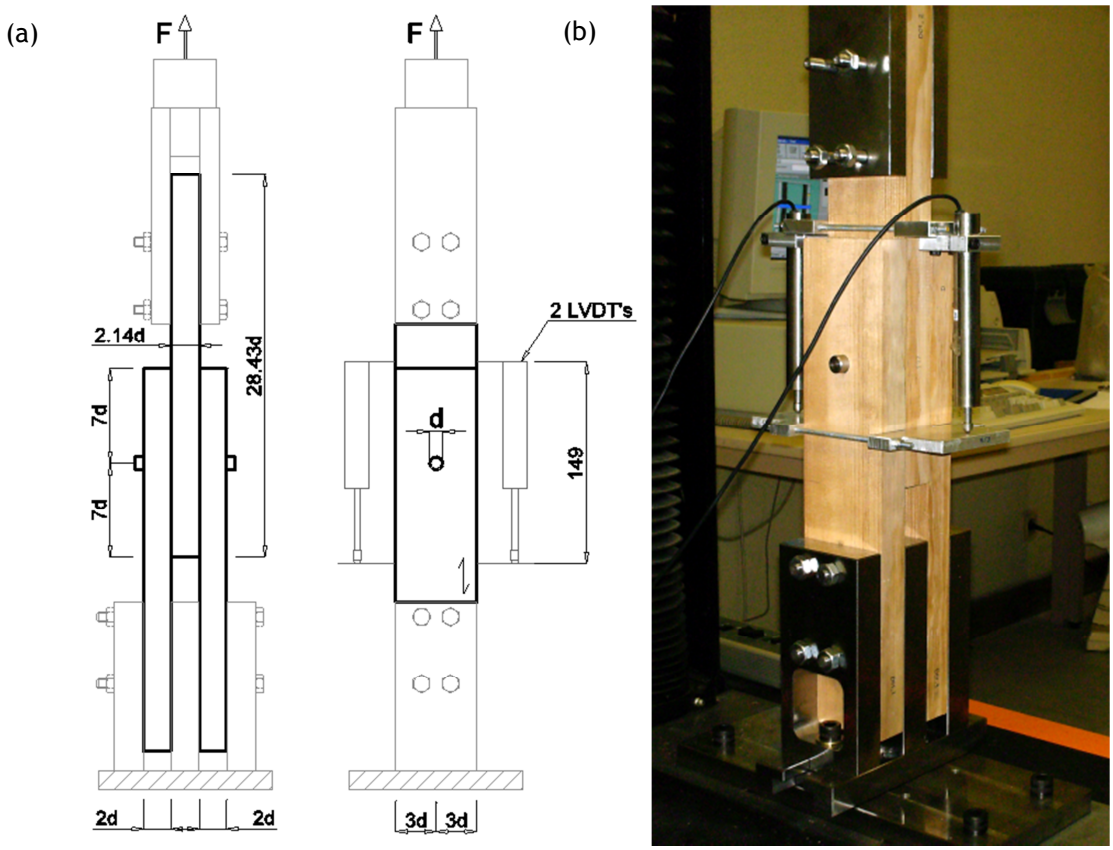


Figura A.1 – Ensaio da ligação por cavilha de corte duplo: (a) representação esquemática (d=14mm); (b) fotografia real (Santos *et al.*, 2009).

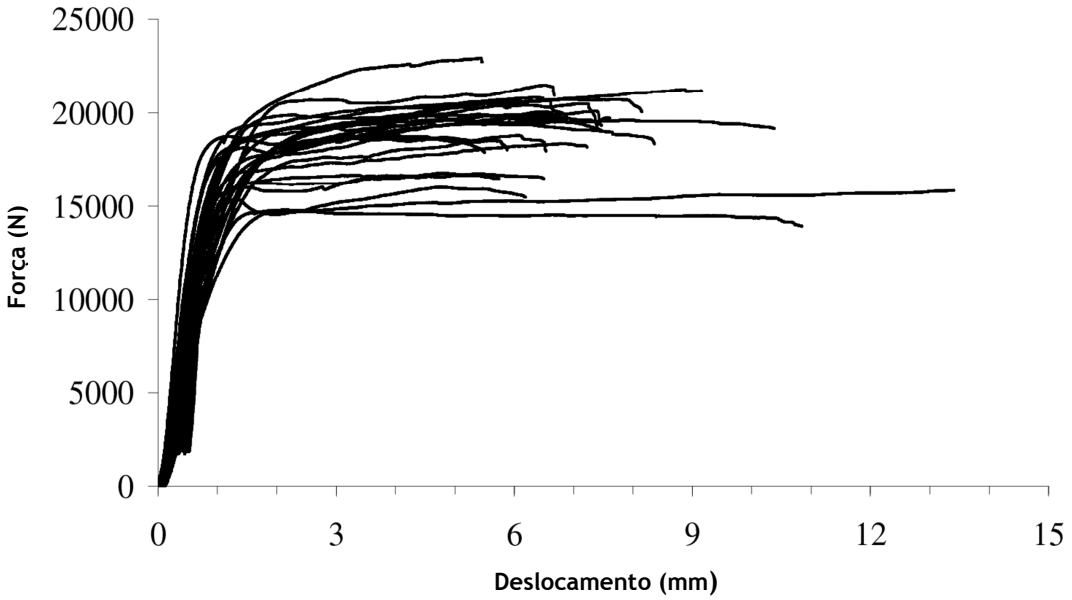


Figura A.2 – Curvas força-deslocamento resultantes dos ensaios da ligação por cavilha de corte duplo (Santos *et al.*, 2009).

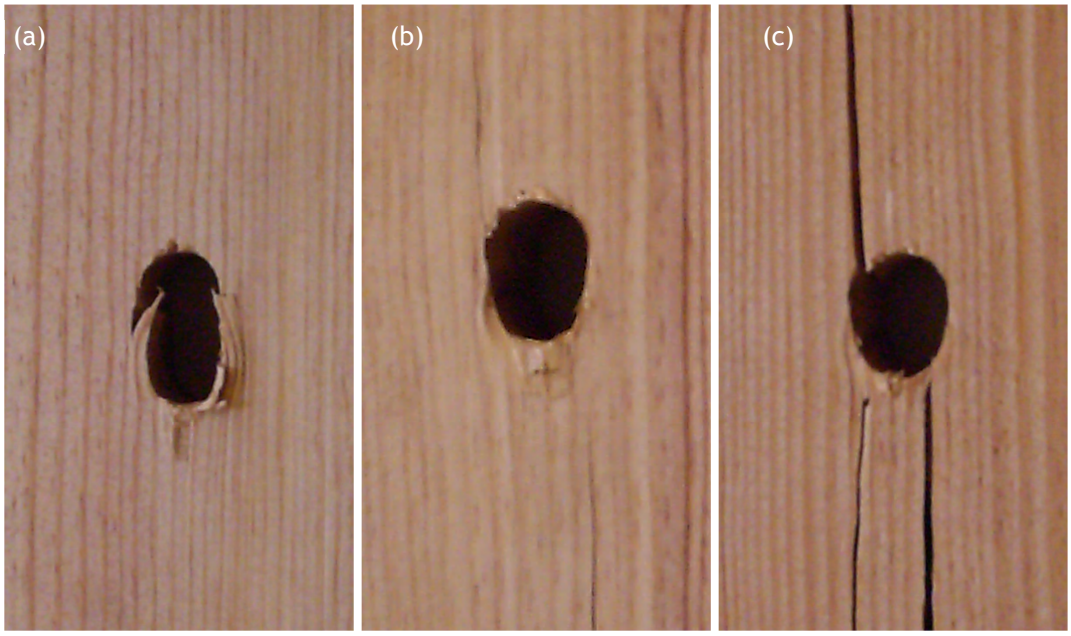


Figura A.3 – Modos de rotura observados na ligação por cavilha de corte duplo: (a) rotura dúctil. Rotura frágil precedida de patamar de cedência: (b) 1 fenda; (c) 2 fendas (Santos *et al.*, 2009).

A.3 Simulação numérica

Esta ligação foi simulada por elementos finitos recorrendo ao código comercial ANSYS (versão 10.0). Aproveitando dois planos de simetria, o modelo ficou reduzido a ¼ da geometria global. O modelo tridimensional da ligação incluiu as peças de madeira (½ da lateral e ¼ da central) e a cavilha de aço, dando origem às malhas de elementos finitos apresentadas na Fig. A.4. Considerou-se comportamento linear elástico para ambos os materiais e foram tidas em conta a anisotropia da madeira e a isotropia do aço. Adicionalmente, este modelo incluiu a implementação de três pares de contacto: um entre as faces das peças de madeira; dois entre as superfícies da cavilha e dos furos, quer da peça central de madeira, quer da peça lateral de madeira.

Foram realizadas 24 simulações, variando o valor da folga entre a cavilha e os furos das peças de madeira e o coeficiente de atrito entre o aço e a madeira (μ); foram também experimentados alguns parâmetros do modelo de contacto (*FKN* e *FTOLN*). Portanto, pretendeu-se com estas simulações calibrar o modelo de contacto através da aproximação entre os valores de rigidez elástica (experimental e numérica).

Conclui-se que o valor da folga influencia o desempenho do modelo de contacto. Experimentalmente mediram-se valores de folga entre 0.1 e 0.3 mm. A variação do coeficiente de atrito (de 0.0 para 0.5) tem pouca influência nos resultados numéricos, mas aumenta o número de iterações com o aumento do valor de atrito. Relativamente aos parâmetros de contacto, uma redução de FKN implica uma redução na rigidez da ligação;

valores de FTOLN muito baixos aumentam o número de iterações. Adicionalmente, esta modelação numérica serviu para analisar a distribuição das tensões, na direcção da aplicação da carga, no interior dos furos das peças de madeira (Fig. A.5). Também permitiu avaliar parâmetros do modelo de contacto, nomeadamente penetração, pressão e distância de deslizamento.

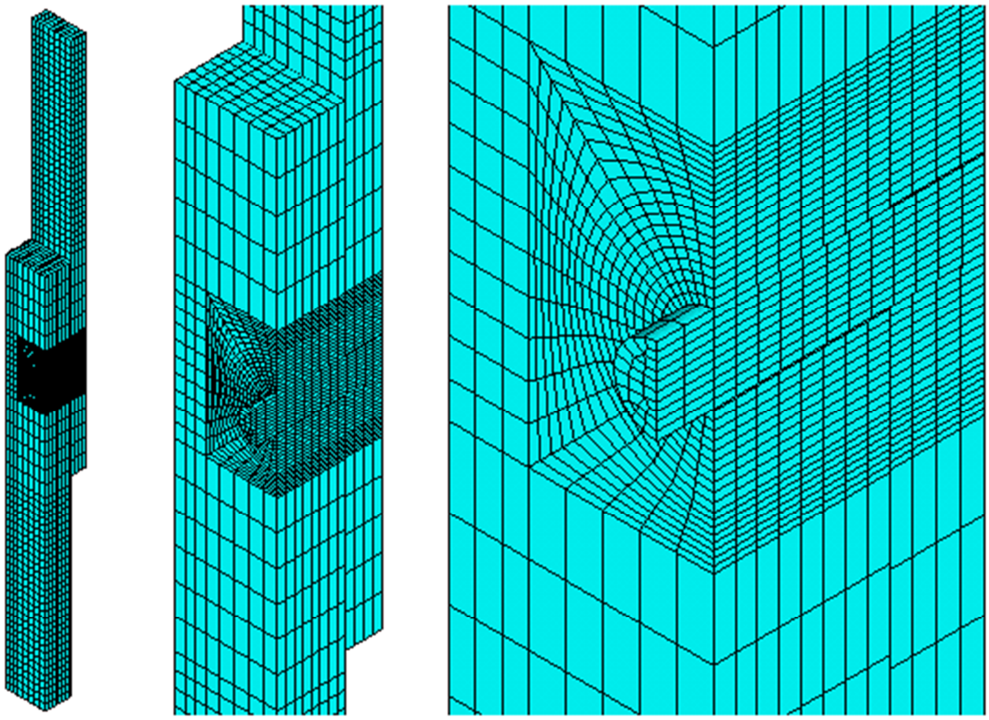


Figura A.4 – Malha de elementos finitos da ligação por cavilha com corte duplo.

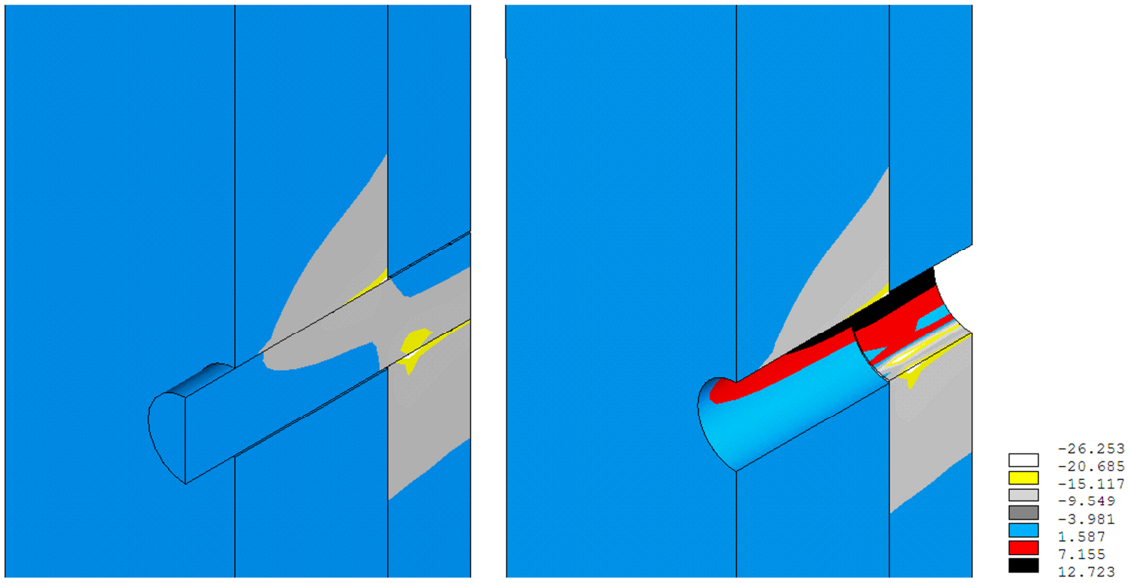


Figura A.5 – Tensões normais segundo a direcção da carga (MPa) para um deslocamento imposto de 0.1 mm (Santos *et al.*, 2009).

Anexo B

Resultados experimentais dos ensaios de esmagamento

B.1 Introdução

Neste apêndice são apresentadas as tabelas de resultados obtidos com os ensaios experimentais de esmagamento, cuja descrição detalhada foi realizada no Capítulo 3. São apresentados os valores da resistência ao esmagamento localizado (f_h) e módulos de fundação (K_1 e/ou K_2) para as séries testadas na direcção longitudinal (CL) e radial (CR), segundo a norma europeia (CL_1, CR_1) ou americana (CL_2, CR_2), sem reforço e com reforço. Nas séries com reforço, foram testados dois tipos de adesivo para aplicação dos insertos (HILTI RE 500 - A) e (ARALDITE 2012 - B). As tabelas também incluem as cargas máximas e as massas volúmicas de cada provete.

B.2 Tabelas de resultados

Tabela B.1 – Valores médios da resistência ao esmagamento localizado (f_h) e módulo de fundação (K_1) obtidos nos ensaios dos provetes da série CL_1.

Provete	*Massa volúmica* (Kg/m^3)	F_{max} (N)	K_1 (N/mm^3)	f_h (MPa)	
				EN 383	***EC5***
01CL_1	566.7	17944	147.0	43.3	40.0
02CL_1	571.9	18274	134.3	44.1	40.4
03CL_1	551.9	16332	83.3	39.4	39.0
04CL_1	510.1	18790	112.0	45.1	36.0
05CL_1	636.7	22764	126.4	54.7	45.0
06CL_1	552.0	17378	86.0	41.9	39.0
07CL_1	635.4	21756	113.1	52.5	44.9
08CL_1	538.8	17146	75.5	41.0	38.0
09CL_1	503.5	17146	74.9	41.2	35.5
11CL_1	552.9	18670	145.7	44.9	39.0
12CL_1	568.3	19936	131.1	48.0	40.1
13CL_1	604.1	18744	96.8	45.3	42.7
14CL_1	598.6	21988	87.2	53.2	42.3
15CL_1	596.1	21988	86.8	53.2	42.1
16CL_1	559.5	18834	118.9	45.5	39.5
17CL_1	572.0	18572	86.8	44.5	40.4
18CL_1	540.9	19708	145.6	47.2	38.2
19CL_1	573.9	19306	135.8	46.5	40.5
20CL_1	545.9	18690	110.8	44.9	38.5
21CL_1	572.1	19032	118.7	45.8	40.4
22CL_1	663.5	22280	136.7	53.8	46.8
23CL_1	527.7	19282	109.8	46.2	37.3
24CL_1	580.5	18382	126.4	44.4	41.0
25CL_1	558.8	19572	130.0	47.3	39.5
Média	570.1	19271	113.3	46.4	40.2
Desv. Pad.	38.3	1740	23.5	4.2	2.7
CV(%)	6.7	9.0	20.7	9.1	6.7
Máximo	663.5	22764	147.0	54.7	46.8
Mínimo	503.5	16332	74.9	39.4	35.5

Tabela B.2 – Valores médios da resistência ao esmagamento localizado (f_h) e módulos de fundação (K_1 *e* K_2) obtidos nos ensaios dos provetes da série CR_1.

Provete	*Massa volúmica* (Kg/m^3)	$F_{0.05d}$ (N)	K_1 (N/mm^3)	K_2 (N/mm^3)	f_h (MPa)	
					EN 383	***EC5***
01CR_1	499.6	7289	47.2	3.1	17.6	22.6
02CR_1	578.6	8638	30.4	4.8	20.9	26.2
03CR_1	485.7	8412	53.4	2.3	20.3	22.0
04CR_1	501.1	8365	43.5	2.4	20.2	22.7
06CR_1	609.4	8517	51.4	4.3	20.6	27.6
07CR_1	499.0	8488	34.0	2.4	20.5	22.6
08CR_1	486.2	7754	28.8	2.6	18.6	22.0
09CR_1	569.1	10148	32.3	3.6	24.6	25.8
10CR_1	607.6	9965	41.6	2.4	24.1	27.5
11CR_1	525.7	7677	28.5	2.7	18.6	23.8
12CR_1	530.1	7808	39.3	2.7	18.8	24.0
13CR_1	500.8	7226	25.8	3.3	17.5	22.7
14CR_1	554.2	8972	33.4	2.6	21.7	25.1
15CR_1	677.9	13311	47.4	3.4	32.3	30.7
16CR_1	612.8	11984	39.4	2.2	28.7	27.8
17CR_1	596.3	9395	36.2	3.2	22.8	27.0
18CR_1	571.0	9480	50.7	4.4	23.0	25.9
19CR_1	561.1	8185	46.5	4.3	19.8	25.4
20CR_1	536.8	8263	39.0	2.7	19.8	24.3
21CR_1	552.6	8042	29.4	2.5	19.4	25.0
22CR_1	486.6	7150	23.6	3.1	17.2	22.0
23CR_1	575.5	8946	29.3	3.5	21.5	26.1
24CR_1	539.7	8250	35.6	2.5	20.0	24.4
25CR_1	544.6	7103	27.2	2.9	17.2	24.7
Média	550.1	8724	37.2	3.1	21.1	24.9
Desv. Pad.	49.0	1477	8.8	0.7	3.6	2.2
CV(%)	8.9	17.0	23.7	22.6	17.0	8.9
Máximo	677.9	13311	53.4	4.8	32.3	30.7
Mínimo	485.7	7103	23.6	2.2	17.2	22.0

Tabela B.3 – Valores médios da resistência ao esmagamento localizado (f_h) e módulo de fundação (K_1) obtidos nos ensaios dos provetes da série CL_2.

Provete	*Massa volúmica* (Kg/m^3)	F_{max} (N)	K_1 (N/mm^3)	f_h (MPa)	
				ASTM D5764	*NDS*
01CL_2	496.1	16426	98.7	39.5	38.3
02CL_2	530.6	17682	127.8	42.7	41.0
03CL_2	608.9	20050	156.3	48.4	47.0
04CL_2	649.8	23268	163.5	55.7	50.2
05CL_2	493.6	16172	109.5	38.7	38.1
06CL_2	645.2	21956	157.0	52.9	49.8
07CL_2	574.6	18634	116.8	44.9	44.4
08CL_2	675.1	23050	156.2	55.7	52.2
09CL_2	610.1	17512	127.9	41.9	47.1
10CL_2	556.9	17468	103.4	42.2	43.0
11CL_2	611.6	20628	114.8	49.4	47.2
13CL_2	654.3	20708	135.0	49.8	50.5
14CL_2	513.7	16340	90.7	39.4	39.7
15CL_2	556.7	18682	107.3	45.0	43.0
16CL_2	544.2	18230	107.2	43.8	42.0
17CL_2	563.0	18632	118.0	44.8	43.5
18CL_2	559.0	18072	102.6	43.7	43.2
29CL_2	631.8	22294	149.5	53.7	48.8
20CL_2	548.9	17148	88.6	41.2	42.4
21CL_2	579.8	16562	118.7	40.1	44.8
22CL_2	505.0	17536	91.1	42.1	39.0
23CL_2	550.6	18146	116.9	43.7	42.5
24CL_2	642.6	23830	131.1	57.5	49.6
25CL_2	641.5	21074	121.8	50.7	49.6
26CL_2	681.4	22068	121.6	53.2	52.6
27CL_2	557.9	16618	111.5	40.1	43.1
Média	584.0	19184	120.9	46.2	45.1
Desv. Pad.	56.2	2406	21.4	5.8	4.3
CV(%)	9.6	12.5	17.7	12.6	9.6
Máximo	681.4	23830	163.5	57.5	52.6
Mínimo	493.6	16172	88.6	38.7	38.1

Tabela B.4 – Valores médios da resistência ao esmagamento localizado (f_h) e módulos de fundação (K_1 *e* K_2) obtidos nos ensaios dos provetes da série CR_2.

Provete	*Massa volúmica* (Kg/m^3)	$F_{0.05d}$ (N)	K_1 (N/mm^3)	K_2 (N/mm^3)	f_h (MPa)	
					ASTM D5764	*NDS*
01CR_2	641.7	13410	37.3	3.7	32.4	29.9
02CR_2	548.2	10239	22.4	3.8	24.8	23.8
03CR_2	656.9	13413	52.4	3.7	32.5	30.9
04CR_2	592.2	11419	44.2	3.0	27.6	26.6
05CR_2	589.6	11040	51.2	3.8	26.7	26.4
06CR_2	733.0	12504	42.6	2.1	30.2	36.2
07CR_2	549.7	9171	30.7	2.2	22.1	23.9
08CR_2	604.5	11162	34.8	2.5	26.9	27.4
09CR_2	543.1	10849	35.3	1.8	26.2	23.5
10CR_2	743.5	15078	44.8	5.7	36.4	37.0
11CR_2	666.7	11933	34.3	4.2	28.8	31.6
12CR_2	575.1	9408	34.7	3.1	22.7	25.5
13CR_2	619.6	10382	28.6	4.6	25.0	28.4
14CR_2	608.8	10922	39.6	4.9	26.4	27.7
15CR_2	574.8	10165	32.5	3.6	24.5	25.5
16CR_2	531.7	11530	34.3	4.0	27.9	22.8
17CR_2	578.0	9866	30.9	3.9	23.8	25.7
18CR_2	584.0	11564	27.9	1.9	27.9	26.1
19CR_2	604.5	11354	25.1	5.2	27.4	27.4
20CR_2	615.1	9403	30.9	3.1	22.7	28.1
21CR_2	588.8	15078	32.0	3.6	28.1	26.4
23CR_2	645.4	15078	20.9	4.5	41.1	30.1
24CR_2	584.4	15078	29.0	3.3	24.7	26.1
25CR_2	677.1	15078	52.9	3.4	41.1	32.3
26CR_2	669.9	15078	45.1	3.1	31.4	31.8
27CR_2	676.0	15078	41.6	3.3	34.9	32.2
Média	615.5	12126	36.0	3.5	28.6	28.2
Desv. Pad.	55.3	2103	8.8	1.0	5.2	3.7
CV(%)	9.0	17.3	24.3	27.8	18.0	13.2
Máximo	743.5	15078	52.9	5.7	41.1	37.0
Mínimo	531.7	9171	20.9	1.8	22.1	22.8

Tabela B.5 – Valores médios da resistência ao esmagamento localizado (f_h) e módulo de fundação (K_1) obtidos nos ensaios dos provetes da série CL_A.

Provete	*Massa volúmica* (Kg/m^3)	F_{max} (N)	K_1 (N/mm^3)	f_h (MPa)
01CL_A	612.4	28326	164.6	66.8
02CL_A	691.5	37802	208.6	89.4
03CL_A	684.4	34650	216.0	81.8
04CL_A	601.9	28618	181.3	67.4
05CL_A	631.2	29698	145.4	70.2
06CL_A	632.4	29208	178.0	69.1
07CL_A	623.4	28012	175.6	66.3
08CL_A	603.5	29454	185.0	69.5
09CL_A	594.3	25940	127.1	61.4
10CL_A	608.5	27984	143.7	66.0
11CL_A	610.3	28428	84.3	67.2
12CL_A	627.7	29990	165.7	70.8
Média	626.8	29843	164.6	70.5
Desv. Pad.	31.0	3232	36.0	7.6
CV(%)	4.9	11.0	21.8	10.8
Máximo	691.5	37802	216.0	89.4
Mínimo	594.3	25940	84.3	61.4

Tabela B.6 – Valores médios da resistência ao esmagamento localizado (f_h) e módulo de fundação (K_1) obtidos nos ensaios dos provetes da série CL_B.

Provete	*Massa volúmica* (Kg/m^3)	F_{max} (N)	K_1 (N/mm^3)	f_h (MPa)
02CL_B	621.5	31594	182.5	74.2
03CL_B	618.4	29012	101.3	68.6
04CL_B	618.3	31176	146.7	73.6
05CL_B	614.2	31238	133.3	73.8
06CL_B	600.7	30008	114.1	70.8
07CL_B	628.2	32528	184.1	77.0
08CL_B	689.7	34520	188.6	81.6
09CL_B	653.9	29744	129.1	70.3
10CL_B	626.7	27940	174.2	66.1
11CL_B	634.8	31594	215.5	74.8
12CL_B	699.6	26558	107.4	62.7
Média	636.9	30538	152.4	72.1
Desv. Pad.	31.5	2209	38.4	5.2
CV(%)	5.0	7.2	25.2	7.2
Máximo	699.6	34520	215.5	81.6
Mínimo	597.8	26558	101.3	35.2

Tabela B.7 – Valores médios da resistência ao esmagamento localizado (f_h) e módulos de fundação (K_1 e K_2) obtidos nos ensaios dos provetes da série CR_A.

Provete	*Massa volúmica* (Kg/m^3)	F_{max} (N)	K_1 (N/mm^3)	K_2 (N/mm^3)	f_h (MPa)
01CR_A	592.5	15197	67.8	1.6	35.9
02CR_A	636.2	19079	81.9	2.6	45.2
03CR_A	629.7	18665	94.2	2.8	44.0
04CR_A	603.0	18798	82.1	1.1	44.5
05CR_A	617.2	14281	92.2	3.4	33.8
06CR_A	591.4	15387	49.6	1.9	36.4
07CR_A	586.5	15852	67.1	1.5	37.5
08CR_A	605.3	15635	100.9	1.9	36.9
09CR_A	603.2	16274	45.1	1.3	38.4
10CR_A	696.2	21151	81.5	2.8	50.1
11CR_A	615.1	17323	91.9	2.2	40.9
12CR_A	608.6	16237	42.6	0.4	38.5
Média	615.4	16990	74.8	2.0	40.2
Desv. Pad.	29.5	2027	20.1	0.8	4.8
CV(%)	4.8	12.0	26.9	42.9	12.0
Máximo	696.2	21151	100.9	3.4	50.1
Mínimo	586.5	14281	42.6	0.4	33.8

Tabela B.8 – Valores médios da resistência ao esmagamento localizado (f_h) e módulos de fundação (K_1 e K_2) obtidos nos ensaios dos provetes da série CR_B.

Provete	*Massa volúmica* (Kg/m^3)	F_{max} (N)	K_1 (N/mm^3)	K_2 *(N/mm^3)*	f_h (MPa)
01CR_B	702.4	20427	85.3	3.5	48.2
02CR_B	603.9	17667	86.5	2.0	41.8
03CR_B	599.2	15459	85.6	2.4	36.7
04CR_B	629.8	12812	47.7	3.4	30.3
05CR_B	640.7	12292	46.1	3.3	29.1
06CR_B	625.2	14387	58.3	1.8	34.1
07CR_B	702.3	14774	45.6	4.5	35.0
08CR_B	642.0	16312	55.1	2.8	38.5
09CR_B	686.1	16359	82.6	3.7	38.7
10CR_B	627.0	15358	69.1	2.8	36.3
11CR_B	682.4	18617	78.3	1.9	44.0
12CR_B	619.1	17680	65.4	2.0	41.8
Média	646.7	16012	67.1	2.8	37.9
Desv. Pad.	37.0	2355	16.3	0.9	5.5
CV(%)	5.7	15.0	24.3	30.5	14.6
Máximo	702.4	20427	86.5	4.5	48.2
Mínimo	599.2	12292	45.6	1.8	29.1