



UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

José Heitor de Queiroz Soares

RESISTÊNCIA DE LIGAÇÕES DE CARPINTARIA
TIPO STEP-JOINT DE DENTE DUPLO

Dissertação de Mestrado Integrado em Engenharia Civil, na área de Especialização em Estruturas, orientada pelo Professor Doutor João Henrique Jorge de Oliveira Negrão e apresentada ao Departamento de Engenharia Civil da Faculdade de Ciências e Tecnologias da Universidade de Coimbra

Novembro de 2020

Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra
Departamento de Engenharia Civil

José Heitor de Queiroz Soares

RESISTÊNCIA DE LIGAÇÕES DE CARPINTARIA TIPO *STEP-JOINT* DE DENTE DUPLO

LOAD-CARRYING CAPACITY OF DOUBLE-STEP JOINT CARPENTRY CONNECTIONS

Dissertação de Mestrado Integrado em Engenharia Civil, na área de Especialização em Estruturas,
orientada pelo Professor Doutor João Henrique Jorge de Oliveira Negrão e pelo Professor Doutor Alfredo Manuel Galdes Dias

Esta Dissertação é da exclusiva responsabilidade do seu autor. O Departamento de Engenharia Civil da FCTUC
declina qualquer responsabilidade, legal ou outra, em relação a erros ou omissões que possa conter.

Outubro de 2020

1 2  9 0

UNIVERSIDADE D
COIMBRA

AGRADECIMENTOS

Quero deixar o meu maior agradecimento a toda minha família, em especial meus pais e irmãs, que são minha base. Agradeço profundamente o apoio deles e tudo que fizeram para me proporcionarem o melhor. Por todo o carinho, educação e exemplo, os conselhos e palavras de motivação e sabedoria. Pelo auxílio e segurança para a realização desse trabalho.

Agradeço aos meus orientadores, Professor Doutor Alfredo Manuel Geraldês Dias e Professor Doutor João Henrique Jorge de Oliveira Negrão por todo o conhecimento transmitido, pela oportunidade, apoio e orientação ao longo da execução desse trabalho.

A todos os Professores que acompanharam meu percurso acadêmico e funcionários do Departamento de Engenharia Civil.

Ao SerQ – Centro de Inovação e Competências da Floresta e todos com quem tive a oportunidade de conviver no laboratório. Nomeadamente ao Professor Doutor Carlos Eduardo Jesus Martins, Eng. André Marques e Eng. Joana Campos. Pela colaboração prestada em todo o programa experimental, agradeço ao Eng. Lucas Cardoso e Eng. Liliana Gomes. Aos Professores Felipe Alcides e Suzana Arleno pelo apoio e ensinamentos.

Aos meus amigos e colegas de curso, Ana, João e Tiago vocês foram essenciais para o meu sucesso no percurso acadêmico. Carolina, Francisca, Hugo, João e Mafalda tiveram papel fundamental na minha integração e desenvolvimento acadêmico.

À Giuliana que me apoia e auxilia em todos os momentos, pela paciência, preocupação e cuidado, por me acalmar e me acompanhar.

Ao André, por todos os conselhos, conversas, incentivo, amizade e confiança construída no convívio diário.

A todos os meus amigos que me acompanham e aos meus colegas de faculdade. Em especial, aos que forma família durante os anos da faculdade, longe de casa.

RESUMO

Este trabalho tem como objetivo principal, a partir de ensaios experimentais e pesquisa, avaliar a repartição de cargas dos dentes, bem como a resistência ao corte nas ligações de dente duplo e estudar as superfícies de corte na rotura das mesmas.

Historicamente, o dimensionamento manual das ligações de carpintaria tem sido feito com base em regras empíricas e conhecimento prático. Nas ligações de carpintaria tipo *step-joint* de dente duplo, embora existam procedimentos de cálculo para a determinação da repartição de carga entre os dois dentes e para a avaliação das cargas e modos de rotura, estes baseiam-se na adaptação das regras usadas para ligações de dente simples e, tanto quanto é do conhecimento do autor, não foram ainda comprovados por trabalho experimental.

O estudo consistiu, inicialmente, na realização de ensaios destrutivos de ligações do tipo *step-joint* de dente simples e de dente duplo, para a determinação da carga de colapso da estrutura, tendo sido usado o protocolo de carga definido na norma EN 26891. Posteriormente, foram realizados ensaios de caracterização, com peças retiradas dos pro vetes utilizados, para estimar os valores do módulo de elasticidade, das resistências à flexão e ao corte e ainda da massa volúmica e do teor de água.

Para entender o funcionamento mecânico da ligação, foram experimentalmente determinados a carga de rotura e o mecanismo de colapso em cada ensaio e foram comparados com os já estimados, levando em conta os modelos de distribuição de carga e de capacidades resistente que, possivelmente, virão a integrar a próxima versão revista do Eurocódigo 5.

Palavras-chave: Ligações de carpintaria, Ligações *Step-joint* de dente duplo, Repartição de cargas, Superfície de corte, Dimensionamento estrutural.

ABSTRACT

The main goal of this work is the evaluation and comparison of the load share between notches, as well as the strength of the bottom shear surface in double-step joints through both experimental tests and theoretical approaches.

Historically, the design of carpentry joints has been made based on practical experience. In double-step carpentry joint, although there are calculation procedures to determine the load share between the two front notches, as well as to evaluate the failure loads and modes, they were adapted from rules used with both front and rear single step-joints and, to the author's knowledge, they were not yet assessed through experimental work.

At first, the study consisted of destructive tests of both single and double-step joints to determine the structure collapse load, considering the load protocol agreed in the EN 26891 standard. Secondly, characterizations tests, with pieces cut out from the used specimens were carried out, to estimate the values of the elasticity modulus, bending and shear strengths, and also density and moisture content.

In order to understand the mechanical behaviour of the joint, the failure load and the collapse mechanism were experimentally evaluated and then compared to those previously estimated, considering the load share and strength models likely to be included in the forthcoming revised Eurocode 5.

Keywords: Carpentry joints, Double-step joints, Load share, Shear surface, Structural design.

ÍNDICE

AGRADECIMENTOS	i
RESUMO	ii
ABSTRACT	iii
ÍNDICE.....	iv
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Enquadramento	1
1.2. Objetivos e justificação.....	2
2. ESTADO DO CONHECIMENTO.....	3
2.1. Considerações iniciais.....	3
2.2. Ligações de entalhe <i>step-joint</i>	5
2.2.1. <i>Step-joint</i> simples	6
2.2.2. <i>Step-joint</i> de dente duplo	8
2.3. Caracterização mecânica.....	11
2.4. Método analítico de dimensionamento	14
2.4.1. Esmagamento da superfície frontal dente anterior	14
2.4.2. Corte do talão anterior	19
2.4.3. Esmagamento na superfície inferior	21
2.4.4. Esmagamento na superfície frontal do dente posterior	23
2.4.5. Corte <i>step-joint</i> dente duplo	24
2.5. Excentricidade da força na linha.....	25
2.6. Trabalhos e pesquisas anteriores.....	26
2.7. Normas Nacionais para Ligações <i>step-joint</i> em alguns países europeus.....	28
2.7.1. França	28
2.7.2. Alemanha (DIN 1052).....	31
2.7.3. Itália ((CNR)-DT 206).....	32
2.7.4. Noruega (NS446:1957)	32
2.7.5. Espanha e Suíça	33
2.7.6. Países Baixos	34
2.8. Eurocódigo 5.....	35
3. ESTUDO EXPERIMENTAL.....	38
3.1. Caracterização mecânica da madeira e dos provetes	41
3.2. Esquema de ensaio.....	49
3.3. Provetes de ensaio.....	50
3.4. Procedimento dos ensaios	58

4.	DISCUSSÃO DE RESULTADOS.....	60
1.1.	Tipo SA-1	60
1.2.	Tipo SA-C.....	63
1.3.	Tipo SP-C	64
1.4.	Tipo D-S1	67
1.5.	Tipo D-S2	69
1.6.	Tipo D-C.....	71
1.7.	Análise comparativa	75
5.	CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS	78
6.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	80

1. INTRODUÇÃO

1.1. Enquadramento

Nas últimas décadas, a madeira tem sido empregada em construções cada vez mais grandiosas. O uso sustentável e consciente desse material renovável com excelentes propriedades, torna-o atrativo para a Construção Civil. Como exemplo, podemos citar o HAUT, um edifício residencial de 73m de altura, localizado em Amsterdão, Países Baixos (ARUP, 2020).

A existência das estruturas de madeira data de antes da invenção de ligadores metálicos e de concreto. Dessa forma a ligação entre elementos estruturais de madeira se desenvolveu através de elementos de carpintaria. As ligações de carpintaria, na qual o tipo *step-joint* se encaixa, resultam de ligações madeira-madeira, com transmissão de esforços através de compressão e corte, por isso dependem do contato direto entre as superfícies dos elementos conectados. Para evitar a separação dessas superfícies, devido a inversão de esforços ou desalinhamentos acidentais causados por forças fora do plano de ação, geralmente são utilizados ligadores metálicos de forma complementar. Isto garante a fixação dos elementos de madeira unidos e o contato nas superfícies da ligação. Esses fixadores metálicos são de extrema importância em situações de vento forte ou sismo, tendo pouca influência no funcionamento da estrutura em situação normal de serviço.

Tendo isso em vista, no âmbito de restauro e reabilitação de estruturas existentes, com frequência são encontradas ligações de carpintaria tradicionais em mau estado de conservação. Portanto, a avaliação dessas estruturas se faz necessária e é de alguma dificuldade para os engenheiros envolvidos nos projetos de reabilitação. Além de pensar em técnicas de restauro, antes, é preciso entender adequadamente os modos de rotura das ligações, quais parâmetros influenciam estes modos e como as forças internas são distribuídas na ligação.

Uma das dificuldades na utilização das ligações de carpintaria em estruturas de madeira contemporâneas está em produzir cortes precisos dos entalhes necessários. Historicamente esses entalhes são feitos manualmente, levando a falhas na distribuição de esforços e no controle de qualidade. Uma solução para esse problema é a utilização de máquinas de corte computadorizado (CNC), possibilitando um uso mais alargado das ligações de entalhe, devido a uma redução de custos e aumento da precisão na execução dos entalhes. O uso de ligações de carpintaria tem crescido tanto em estruturas de madeira tradicionais quanto nas modernas,

observando métodos de projeto adequados e aceitos na generalidade (Villar-García et al., 2019) (Negrão & Piazza, sem data).

1.2. Objetivos e justificação

Apesar de todo esse desenvolvimento e milênios de emprego, observação, estudo e soluções para construções em madeira, ainda existem diversas áreas pouco exploradas. A falta de conhecimento teórico sobre o funcionamento das ligações de madeira conduz a projetos pouco econômicos. Nas ligações de carpintaria tipo *step-joint* de dente duplo, ainda não existem indicações claras quanto ao modo de repartição de carga pelos dois dentes. Atualmente, o dimensionamento das ligações de carpintaria de dente duplo se dá através da aplicação conjunta das regras correspondentes as ligações de dente simples.

Nesse sentido, esta dissertação tem como objetivo geral, a partir de estudos experimentais e pesquisas bibliográficas, avaliar a resistência das ligações de carpintaria tipo *step-joint* de dente duplo, através da análise das regras de repartição de cargas e superfícies de corte na rotura nesses tipos de ligação. E por fim, validar os métodos de análise e dimensionamento propostos.

O Eurocódigo 5, aplicado para o dimensionamento de estruturas de madeira, terá em sua nova versão uma secção dedicada às ligações de carpintaria, com uma atenção especial para as ligações do tipo *step-joint*, possivelmente as mais usadas na ligação perna-linha de asnas de madeira, sendo essas de dente simples, anterior ou posterior, ou de dente duplo. Sem saber como ocorre a repartição da carga na ligação de dente duplo, não há certeza de um dimensionamento otimizado. Isso pode acarretar a utilização de secções maiores ou de classes de resistência mais altas, resultando no desperdício de material e um maior custo financeiro. Com o melhor conhecimento do funcionamento das ligações de madeira, pode-se fazer um dimensionamento otimizado com mais segurança.

O motivo pelo qual essa tendência de caracterizar as ligações de carpintaria está crescendo está relacionada à enorme influência das juntas na otimização de custos de estruturas de madeira (Villar-García et al., 2019). Nesse sentido, a pesquisa e o experimento prático aqui propostos encontram sua relevância no âmbito das estruturas de madeira, visando a contribuir para uma utilização mais consciente e eficiente das mesmas.

2. ESTADO DO CONHECIMENTO

2.1. Considerações iniciais

Ligações de carpintaria são aquelas que, através de entalhes nos membros conectados, transmitem esforços através do contato direto e do atrito entre as superfícies de contato. Muitas vezes sem qualquer outro dispositivo, essas juntas contam com os esforços internos de compressão para manter as superfícies em contato. Entretanto, a presença de ligadores metálicos não é descartada, geralmente para garantir o bom desempenho da ligação em situações de carga cíclica ou fora do plano de ação.

As ligações de carpintaria são diferenciadas em diversas tipologias, podendo ser classificadas de acordo com a geometria dos elementos conectados e de acordo com a transmissão de esforços, como evidenciado na Figura 2.1 (Rijk, 2016):

Global forces Geometry	→ • ←	← • →	↓ • ↑
	A	A B C	A
	A B C D	A B	A
	A B C	A B	A B C

Figura 2.1 - Ligações de carpintaria comumente utilizadas (Rijk, 2016)

De forma similar, Branco e Descamps (2015) afirmam que as ligações tradicionais de carpintaria, utilizadas em estruturas antigas, podem ser caracterizadas em quatro tipos principais, de acordo com disposição e geometria (Branco e Descamps, 2015):

Ligações de respinga e mecha (Figura 2.2): são ligações em que o funcionamento depende do encaixe da ponta de um membro em um buraco quadrado ou retangular executado no membro correspondente. A ligação deve ser fixada, geralmente através de um pino no buraco que atravessa os dois membros ligados.

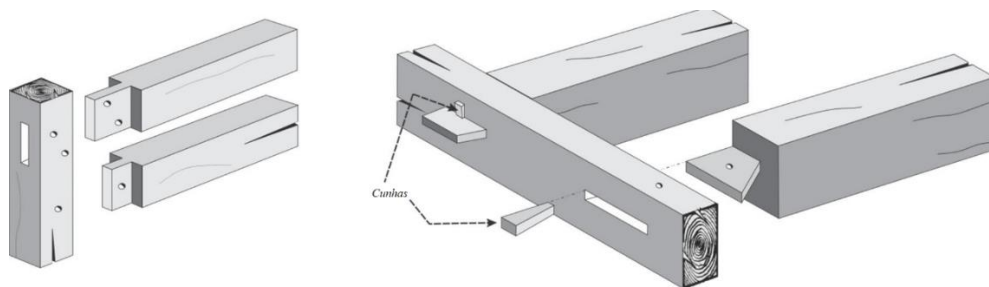


Figura 2.2 - Exemplos de ligações de respinga e mecha (Jorge M. Branco & Descamps, 2015)

Ligações sobrepostas (Figura 2.3): estes tipos de ligação podem ser formados pela sobreposição sem a remoção de material de qualquer um dos membros unidos, com um pino mantendo a união. Outra possibilidade é a execução de entalhes em ambos os elementos, de modo que a espessura resultante seja a mesma do membro mais espesso. Também é possível ser feita como a ligação *dovetail* (Figura 2.3 c), com o objetivo de reforçar sua resistência à tração (Branco e Descamps, 2015).

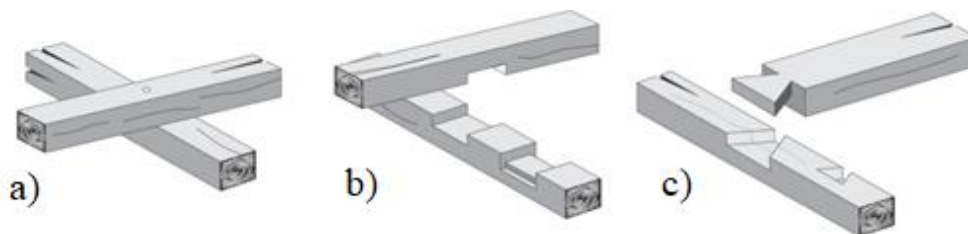


Figura 2.3 - Exemplo de ligações sobrepostas (Branco e Descamps, 2015)

Ligações de emenda (Figura 2.4): são ligações que permitem a emenda de dois membros de ponta a ponta. Existem diversas formas de execução dessa junta e são usadas principalmente quando o material a ser utilizado não existe no comprimento necessário (Branco e Descamps, 2015).

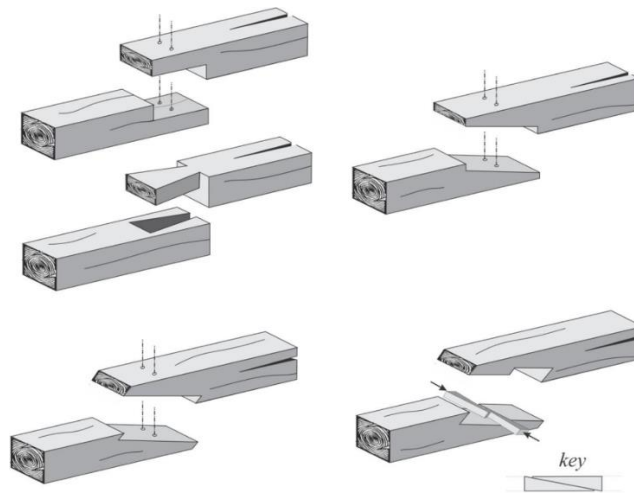


Figura 2.4 - Exemplos de ligações de emenda (Branco e Descamps, 2015)

Ligações de entalhe: esse tipo de ligação se caracteriza principalmente pela execução de um entalhe em forma de “V” em um dos membros da ligação no qual o outro é apoiado. Nesta classificação, estão as ligações *step-joint*, que serão tratadas neste trabalho.

2.2. Ligações de entalhe *step-joint*

Tipicamente as coberturas de madeira têm nas asnas o principal elemento estrutural, com uma pendente de 20° a 30°, com telhas cerâmicas assentadas na estrutura de madeira. As coberturas de madeira são constituídas, normalmente por asnas simples ou compostas. Sua geometria caracteriza-se por um elemento horizontal, chamado “linha”, dois elementos com a inclinação do pendente do telhado, conhecidos como “pernas”, e o elemento vertical ao centro da ligação das duas pernas, o “pendural” (Figura 2.5)(Branco et al., 2013).

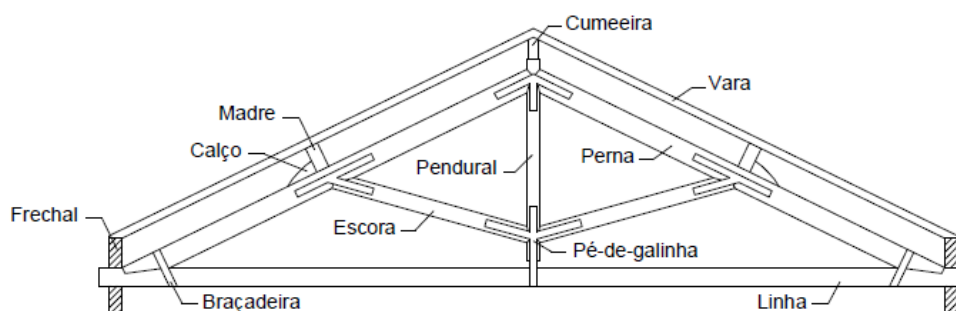


Figura 2.5 - Cobertura de madeira tradicional de asna simples (Branco et al., 2013)

As ligações de carpintaria tipo *step-joint* são, possivelmente, as mais usadas nas asnas de cobertura, comumente nas ligações perna-linha. Além disso, essa tipologia e suas regras de aplicação são usadas em ligações perna-pendural, entre outros. As suas características variam, por exemplo, conforme o ângulo da ligação, as proporções geométricas, profundidade do entalhe e o comprimento da base que oferece resistência ao corte (Parisi & Piazza, 2000). Relativamente à geometria do entalhe, a ligação é classificada por dente simples, de interface anterior (Figura 2.6 a) ou posterior (Figura 2.6 b), ou dente duplo (Figura 2.6 c) (Barbosa, 2015).

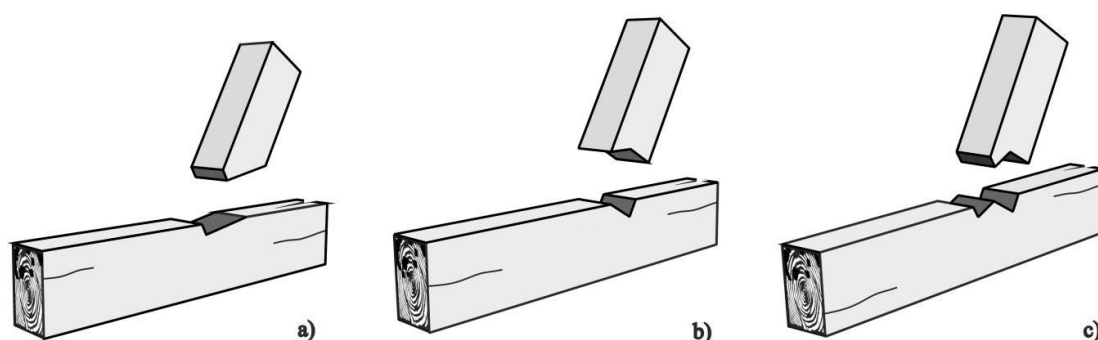


Figura 2.6 - Ligações *step-joint* (Barbosa, 2015)

Além disso, é possível ser adicionada respiga à superfície do entalhe com o objetivo de prevenir deslocamentos laterais devido a forças fora do plano de ação da ligação e garantir o encaixe entre os elementos. Entretanto, a transmissão de esforços continua a ocorrer através das superfícies de contacto. Esta particularidade não será tratada neste presente estudo.

2.2.1. *Step-joint* simples

A ligação *step-joint* simples consiste em um entalhe cortado na face superior da linha, com um formato de “V”, chamado “dente”, onde é encaixado o final da perna. O resultado é uma superfície de contato frontal e uma inferior, conforme mostrado na Figura 2.7.

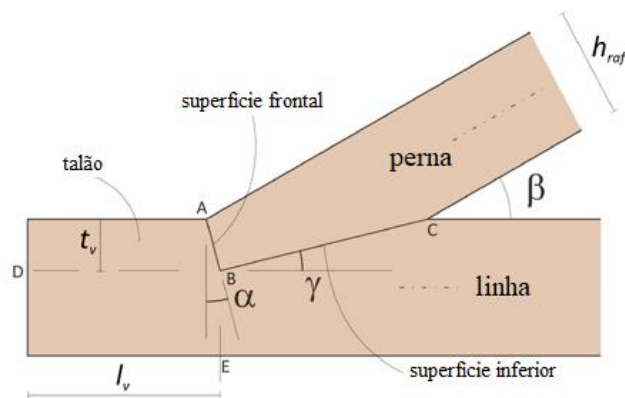


Figura 2.7 – *step-joint* simples posterior (Negrão e Piazza, sem data)

A geometria de uma ligação *step-joint* é definida por:

- α - Ângulo entre o plano do entalhe frontal e o da secção transversal da viga;
- β - Ângulo entre os elementos unidos (= inclinação do telhado, em juntas de perna-linha);
- l_v - Comprimento da superfície de corte do talão;
- t_v - Profundidade do entalhe;
- h_{raf} - Altura da secção transversal da perna;
- γ - Ângulo entre a superfície inferior e as fibras do elemento entalhado.

A superfície frontal é definida pelo ângulo α e pela profundidade do entalhe t_v , que em conjunto com a largura da perna e da linha, definem a área da superfície frontal, na qual a maior parte da força de compressão axial da perna é transferida para a linha. Para o bom funcionamento da estrutura, a profundidade do entalhe t_v é limitado a uma fração da altura da linha, o que garante o não enfraquecimento da seção, e deve suportar a tensão causada pela perna na superfície frontal. A ligação *step-joint* simples fica definida pelo comprimento do talão l_v , o ângulo de inclinação da superfície inferior γ , e o ângulo de entre os elementos unidos β . A superfície que resiste ao corte é formada por l_v e a largura da linha, e l_v deve ser longo o suficiente para impedir a rotura por corte do dente, começando na raiz do entalhe e indo até a extremidade da linha. Entretanto, o ganho de resistência de corte é limitado, a partir de certo valor.

O ângulo entre a superfície inferior e as fibras da linha, γ , é definido através de α , t_v e h_{raf} e é dado pela seguinte expressão (Negrão e Piazza, sem data):

$$\gamma = \arctan \frac{t_v}{\frac{h_{raf}}{\sin\beta} - t_v \tan \alpha} \quad (2.1)$$

De forma geral as ligações *step-joint* devem ser identificadas em três tipos, de acordo com o ângulo α da superfície frontal do entalhe: 1)Configuração Geométrica Ideal de Dimensionamento (GCID) com $\alpha = \beta/2$; 2)Configuração Geométrica Perpendicular à Perna (GCPR) com $\alpha = \beta$ e 3)Configuração Geométrica Perpendicular à Linha (GCPTB) com $\alpha = 0^\circ$ (Figura 2.8)(Oslet, 1890). Como o estado de tensão na interface frontal, em condições normais de serviço (carga gravitacional) é essencialmente de compressão, α é geralmente definido como $\beta/2$, pois esse valor minimiza o ângulo de compressão com as fibras da madeira em ambas as peças, perna e linha. No entanto, $\alpha = \beta$ e $\alpha = 0$ também são usados algumas vezes, para facilitar o corte do entalhe. No primeiro caso, a tensão de compressão é paralela às fibras no lado da viga e em um ângulo β no lado da linha, o contrário se aplica no segundo caso (Verbist et al., 2017).

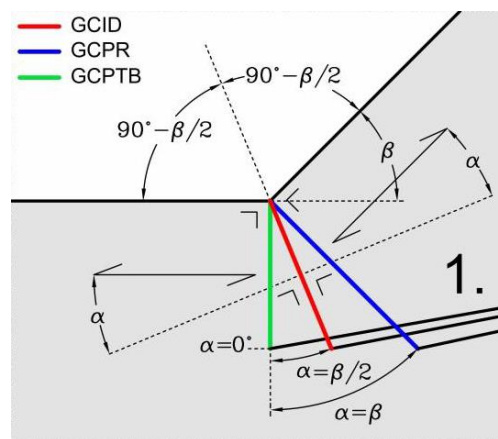


Figura 2.8 - Parâmetro geral de inclinação da superfície frontal para as três classificações (Verbist et al., 2017)

2.2.2. *Step-joint* de dente duplo

As ligações *step-joint* de dente duplo são usadas em situações em que se façam necessárias, como quando é insuficiente o comprimento do talão para resistir ao corte com o dente simples. Dois entalhes consecutivos são serrados na linha, acomodando os cortes da perna (Figura 2.9 a). Também é possível utilizar dois elementos paralelos, conectados individualmente, em uma

linha com entalhe duplo (Figura 2.9 b). Esta situação intermediária, na verdade, equivale a duas ligações simples independentes (Maria Adelaide Parisi & Cordié, 2010).

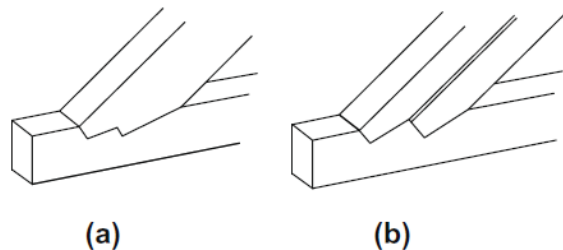


Figura 2.9 - Esquema de ligação *step-joint* de dente duplo (a) e de duas pernas (b) (Parisi e Cordié, 2010)

Esse tipo de ligação tem algumas vantagens relativamente às ligações de dente simples, sendo utilizado, principalmente, no caso da existência de limitação do comprimento de corte, impossibilitando a utilização da ligação *step-joint* simples. A força horizontal é compartilhada entre duas superfícies frontais, reduzindo o esforço de compressão (Parisi e Cordié, 2010). Tendo em vista que a ligação de dente duplo é caracterizada por dois entalhes, o comprimento de corte é maior que a de dente simples, esta proporciona maior capacidade de resistência ao corte, prevenindo do modo de rotura de corte (Branco et al., 2018). Além disso, quando a perna é composta por dois elementos sobrepostos cada uma é sustentada por um entalhe. Entretanto o *step-joint* de dente duplo requer o corte preciso e é de difícil execução.

Esta ligação é caracterizada pelo entalhe anterior, localizado na frente, e o entalhe posterior, localizado atrás. De forma similar à ligação simples, ambos os entalhes têm duas superfícies de contato: superfície frontal e inferior. A geometria e parâmetros característicos do entalhe anterior são os mesmos do *step-joint* simples, enquanto a superfície frontal do entalhe posterior é sempre perpendicular ao eixo da perna. Existe a diferença na simbologia da geometria dos entalhes: para o entalhe anterior a profundidade do t_{v1} e o comprimento do talão l_{v1} , e do entalhe posterior, profundidade do entalhe t_{v2} e o comprimento de corte l_{v2} , distância entre as raízes dos dois entalhes, pontos B e D, medida paralela às fibras da madeira da linha. Dessa forma a geometria fica definida com o ponto C fixado na superfície superior da linha (Figura 2.10) (Verbist et al., 2017).

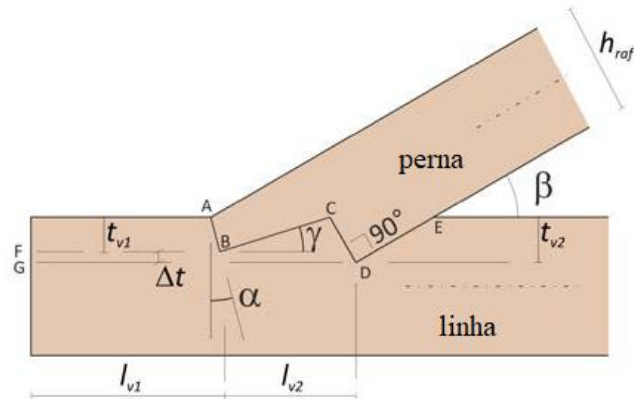


Figura 2.10 - Geometria *step-joint* de dente duplo (Negrão e Piazza, sem data)

O comprimento l_{v2} pode ser obtido a partir dos parâmetros que definem a ligação, para qualquer α , bem como o ângulo γ , através das seguintes equações (Negrão e Piazza, sem data):

$$l_{v2} = \frac{h_{raf}}{\sin \beta} - \left(\frac{t_{v2}}{\tan \beta} + t_{v1} \tan \beta \right) \quad (2.2)$$

$$\gamma = \arctan \frac{t_{v1}}{\left(h_{raf} - \frac{t_{v2}}{\cos \beta} \right) / \sin \beta - t_{v1} \tan \alpha} \quad (2.3)$$

É importante ressaltar que os valores para os parâmetros geométricos que definem a ligação têm restrições diferentes para algumas normas nacionais. Essas diferenças serão evidenciadas no tópico 2.7 deste capítulo.

São estabelecidos limites para t_{v1} e t_{v2} de maneira a garantir que a linha tenha resistência suficiente para aguentar a tração paralela e a compressão perpendicular às fibras. E em algumas normas existem limites para o comprimento da superfície de corte l_{v1} . Para evitar que as duas superfícies de corte fiquem alinhadas, o que pode enfraquecer a resistência ao corte, é imposto um valor mínimo para a diferença de profundidade dos entalhes ($t_{v2} - t_{v1}$).

Tendo em vista que, em geral, o objetivo principal do uso de *step-joint* de dente duplo é o acréscimo de resistência ao corte, e que a força responsável por essa rotura diminui com o aumento de β , também são impostos limites para a inclinação máxima de coberturas nas quais essa ligação pode ser utilizada.

2.3. Caracterização mecânica

O dimensionamento da ligação depende da forma como a força da perna (N_{rafer}) é decomposta. Em ligações de entalhe, as cargas são transmitidas através de compressão local, esforço de corte e atrito entre as superfícies de contato. Além disso, momentos fletores locais adicionais ocorrem devido à excentricidade causada pela seção entalhada e o centro da peça. O momento fletor local altera a relação de tensões de tração e compressão na ligação (Villar et al., 2007).

De forma a prever o comportamento mecânico da ligação, é preciso determinar a distribuição das forças internas no entalhe. A decomposição de forças pode ser feita de duas maneiras. A primeira é por meio de componentes retangulares (CR), forças decompostas em horizontais e verticais. Nesse caso, a componente horizontal é atribuída à superfície frontal, e a vertical, à superfície inferior, proporcionando cálculo mais simples, mas pouco efetivo em negligenciar o atrito. A outra maneira se dá por meio do triângulo de forças (TF), com as forças perpendiculares às superfícies de contato, o atrito não é contabilizado (Figura 2.11). Efetivamente, o atrito não é considerado no projeto de novas estruturas, porque a ligação não é suficientemente tensa para garantir que possa se desenvolver, mas pode ser levado em conta em obras de modernização, nas quais isso pode ser garantido (Bocquet, 2015) *apud* (M. Verbist et al., 2017).

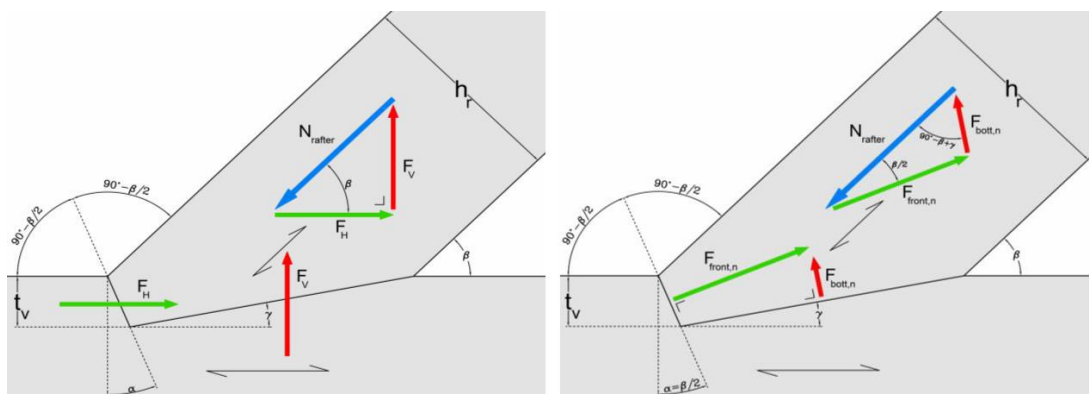


Figura 2.11 - Esquema de decomposição de forças: CR (esquerda) TF (direita) (Verbist et al., 2016)

Os métodos analíticos apresentados nesse trabalho são baseados na decomposição da força atuante no entalhe em F_1 e F_2 (Figura 2.12)

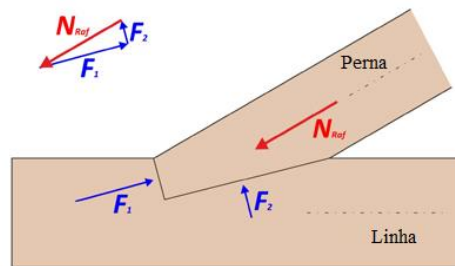


Figura 2.12 - Decomposição de forças entre as superfícies de contato do entalhe (Negrão e Piazza, sem data)

Os possíveis modos de rotura para compressão pura da perna são:

- Esmagamento da madeira na superfície frontal;
- Esmagamento da madeira perpendicular às fibras na linha na superfície inferior;
- Corte do talão l_v ;
- Rotura por tração e flexão da linha sob a ponta do entalhe.

É importante observar que o modo de rotura b) é irrelevante na maioria dos casos, devido a maior área da superfície inferior gerando menores esforços de compressão, exceto em caso de telhados muito inclinados, com β muito grande. Nesses casos uma parte importante da força da perna é transmitida através desta superfície para a linha em um ângulo quase perpendicular às fibras, com uma resistência à compressão correspondentemente baixa (Negrão e Piazza, sem data).

Entretanto, essa divisão pode ser governada pela relação entre a capacidade dos entalhes. Dessa forma, correlacionando a capacidade resistente à compressão de cada entalhe com a força aplicada é possível estimar a divisão de forças nas ligações. Isso ocorre porque a rotura por corte é frágil e evitada no dimensionamento. Com isso, a distribuição da força da perna é dada por:

$$N_{raf,1} = \frac{N_{raf} R_1}{(R_1 + R_2)} \quad (2.6)$$

$$N_{raf,2} = \frac{N_{raf} R_2}{(R_1 + R_2)} \quad (2.7)$$

$$R_1 = \frac{f_{c,\theta} b t_{v1}}{\cos \alpha \cos(\beta - \alpha)} \quad (2.8)$$

$$R_2 = \frac{f_{c,\theta} b t_{v2}}{\cos \beta} \quad (2.9)$$

Em que $f_{c,\theta}$ é a resistência à compressão para o ângulo θ com a direção das fibras, de acordo com [[CEN/TC250/SC5 N0986 (8.10)]], e o subscrito "1" representa o entalhe anterior e "2" o entalhe posterior (Negrão, 2020).

Da mesma forma que, para a ligação *step-joint* simples, o carregamento em cada entalhe é decomposto estaticamente em forças que atuam nas superfícies frontal e traseira (Figura 2.13). A repartição de forças pelas superfícies de contato pode ser feita com base em diferentes hipóteses. Em alguns casos, considera-se que a superfície frontal recebe a maior parte das forças (Villar et al., 2007), Por isso, decomposições consideradas de formas diferentes levarão a diferentes dimensionamentos.

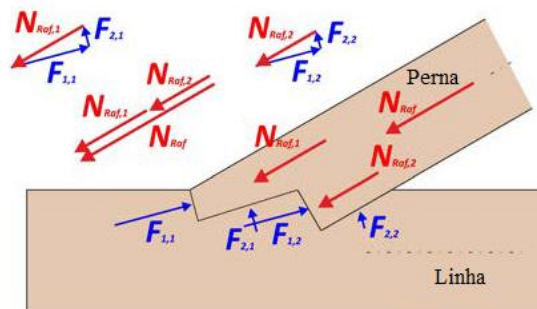


Figura 2.13 - Distribuição de forças *step-joint* de dente duplo (Negrão e Piazza, sem data)

Os modos de rotura relacionados ao entalhe anterior são os mesmos da ligação simples. Para além desses, relativamente ao entalhe posterior, pode-se ter:

- a. Esmagamento da madeira na superfície frontal;
- b. Esmagamento da madeira perpendicular às fibras na linha;
- c. Corte na superfície lv2.

2.4. Método analítico de dimensionamento

No processo manual de dimensionamento desse tipo de ligação são utilizadas simplificações no funcionamento mecânico. Em geral, as forças que atuam nas superfícies da ligação são consideradas perpendiculares à mesma. Isso quer dizer que o atrito não é contabilizado, de forma que não se soma à transmissão de cargas. Assumindo que a direção das fibras da madeira é paralela ao eixo da peça, existe uma compressão oblíqua que é inerente à ligação.

Via de regra, a ligação entre a linha e a perna é considerada rotulada, pois as forças que atuam na estrutura são a compressão na perna, tração na linha e a reação de apoio. Com isso, assume-se que a ligação não tem rigidez suficiente para transmitir momento fletor. Entretanto, diversos autores estudaram este comportamento e a rigidez rotacional destes tipos ligação, como por exemplo Parisi e Piazza (2000) (2002) (2013), Branco *et al* (2011) (2013) e Palma e Cruz (2007). E seus estudos mostram que estas ligações, mesmo sem dispositivos de reforço, têm uma capacidade resistente ao momento fletor significativa. Contudo, por razões de simplificação e segurança, visando um dimensionamento conservador, essa resistência é desprezada.

Os métodos de análise aqui descritos levam em conta as seguintes simplificações:

- A tensão de compressão na interface frontal é uniforme;
- As forças de contato são perpendiculares às interfaces (o atrito é desprezado);
- Não existe momento fletor na ligação;
- A distribuição da tensão de corte ao longo da superfície de corte do entalhe é uniforme (afetada pelo índice de redução $k_{v,red}$).

É importante ressaltar que as verificações de segurança e dimensionamento para o entalhe anterior das ligações de dente duplo são feitas da mesma forma que para o entalhe de uma ligação *step-joint* simples. Diferindo apenas a distribuição da força da perna para os dois entalhes.

2.4.1. Esmagamento da superfície frontal dente anterior

O critério de dimensionamento é dado por (Verbist et al., 2016):

$$\sigma_{c,\theta,d} \leq f_{c,\theta,d} \quad (2.10)$$

No qual $\sigma_{c,\theta,d}$ é a tensão atuante de cálculo na superfície frontal, em que θ é o ângulo em que atua a tensão de compressão, dada por:

$$\sigma_{c,\theta,d} = \frac{F_{1,d}}{b t_{v,eff}} \quad (2.11)$$

$f_{c,\theta,d}$ é o valor de cálculo da tensão resistente. De acordo com Siem e Jorissen (2015), o valor característico da tensão de compressão da madeira $f_{c,\theta,k}$, em um certo ângulo θ , pode ser obtido pelos critérios de Hankinson (CEN, 2011) e de Norris (DIN-German Standardization Organization, 2008) (Siem e Jorissen, 2015):

$$f_{c,\theta,k} = \frac{f_{c,0,k}}{\frac{f_{c,0,k}}{k_{c,90} f_{c,90,k}} \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (2.12)$$

$$f_{c,\theta,k} = \frac{f_{c,0,k} k_{c,\alpha}}{\sqrt{\frac{f_{c,0,k}}{f_{c,90,k}} \sin^2 \alpha + \frac{f_{c,0,k}}{1,5 f_{v,k}} \sin \alpha \cos^2 \alpha + \cos^4 \alpha}} ; k_{c,\alpha} = 1 + \sin \alpha (k_{c,90} - 1) \quad (2.13)$$

De forma que t_{eff} é a profundidade efetiva da superfície frontal do entalhe. Bocquet, em seus estudos, afirma que t_{eff} deve ser medido a 30mm da superfície frontal, na direção das fibras de cada elemento, perna e linha (Bocquet, 2015) (Verbist et al., 2017).

- Configuração Geométrica Ideal de Dimensionamento (GCID+TF) (Figura 2.14):

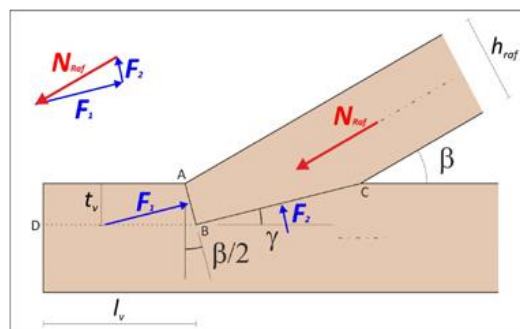


Figura 2.14 - Distribuição de forças entre superfícies de contato (Negrão e Piazza, sem data)

Na realidade, as estruturas modernas de madeira, dentro de novos edifícios usam esta geometria ideal da superfície frontal nas ligações de carpintaria. Pois, com o ângulo de inclinação $\alpha=\beta/2$, a resistência à compressão entre a perna e a linha fica equilibrada com o ângulo de compressão em relação às fibras da madeira teoricamente igual. Portanto, a intensidade do esmagamento é semelhante no lado da perna e da linha. Tendo em vista que o atrito é desconsiderado na análise do triângulo de forças, as forças são perpendiculares às superfícies de contato e são dadas por Figura 2.15 (Verbist et al., 2016):

$$F_1 = N_{raf} \frac{\sin(90 + \gamma - \beta)}{\sin(90 - \gamma + \alpha)} \quad (2.14)$$

$$F_2 = N_{raf} \frac{\sin(90 - \alpha)}{\sin(90 - \gamma + \alpha)} \quad (2.15)$$

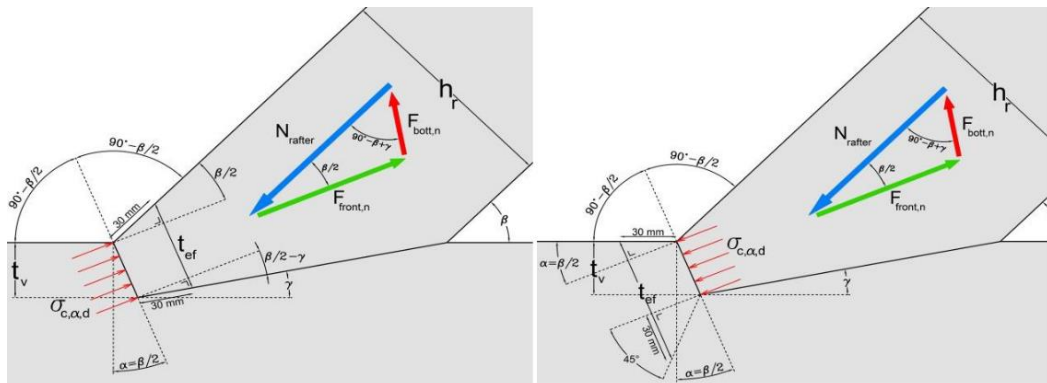


Figura 2.15 - Comprimento efetivo t_{eff} na perna (esquerda) e na linha (direita) (Verbist et al., 2016)

O comprimento efetivo da superfície frontal é dado por:

$$t_{eff,raf} = \frac{t_v}{\cos\left(\frac{\beta}{2}\right)} + 30 \sin\left(\frac{\beta}{2}\right) + 30 \sin\left(\frac{\beta}{2 - \gamma}\right) \quad (2.16)$$

$$t_{eff,tie} = \frac{t_v}{\cos\left(\frac{\beta}{2}\right)} + 30 \sin\left(\frac{\beta}{2}\right) + 30 \quad (2.17)$$

Tendo em conta que esta tensão de compressão atua em um ângulo $\beta/2$, tanto com a perna quanto com a linha, pode ser considerada de forma simplificada como:

$$t_{eff,tie} = \frac{t_v}{\cos\left(\frac{\beta}{2}\right)} \quad (2.18)$$

- Configuração Geométrica Perpendicular à Perna (GCPR+TF) Figura 2.16:

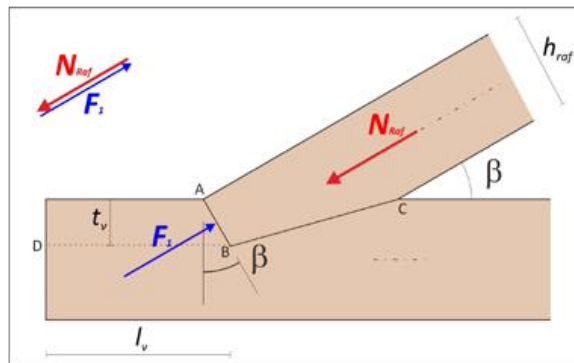


Figura 2.16 - Distribuição de forças entre superfícies de contato (Negrão e Piazza, sem data)

Como a superfície frontal é perpendicular ao eixo da perna, o resultado desse esquema de análise é a força sendo transmitida inteiramente para a superfície frontal. Dessa forma, o esmagamento sempre ocorre na face da linha, pois a resistência à compressão é menor devido ao ângulo da superfície frontal ser $\alpha=\beta$ (Verbist et al., 2016):

$$F_1 = N_{raf} \quad (2.19)$$

$$F_2 = 0 \quad (2.20)$$

O comprimento efetivo da superfície frontal é (Figura 2.17):

$$t_{eff,raf} = \frac{t_v}{\cos(\beta)} \quad (2.21)$$

$$t_{eff,tie} = \frac{t_v}{\cos(\beta)} + 30 \sin \beta + 30 \quad (2.22)$$

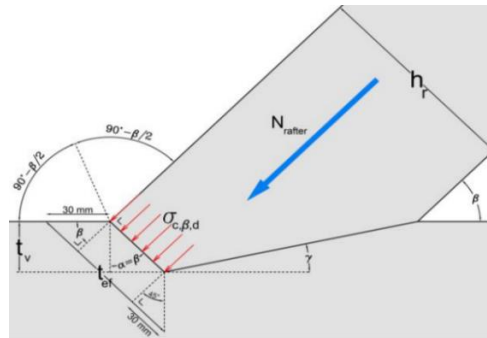


Figura 2.17 - Comprimento efetivo t_{eff} (Verbist et al., 2016)

- Configuração Geométrica Perpendicular à Linha (GCPTB+CR) (Figura 2.18):

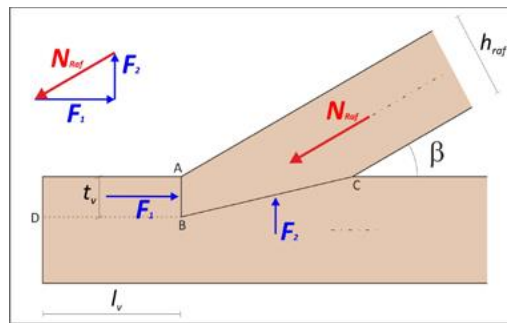


Figura 2.18 - Distribuição de forças entre superfícies de contato (Negrão e Piazza, sem data)

Com a inclinação da superfície frontal $\alpha=0$, o esmagamento sempre ocorre na face da perna, já que a resistência à compressão relacionada é menor do que no lado da linha. Neste caso, o componente horizontal da força da perna é perpendicular à superfície frontal e pode, portanto, estar diretamente relacionado à tensão de compressão sobre ele:

$$F_1 = N_{raf} \cos \beta \quad (2.23)$$

$$F_2 = N_{raf} \sin \beta \quad (2.24)$$

O comprimento efetivo da superfície frontal é (Figura 2.19):

$$t_{eff,raf} = t_v + 30 \tan \beta - 30 \tan \gamma \quad (2.25)$$

$$t_{eff,tie} = t_v \quad (2.26)$$

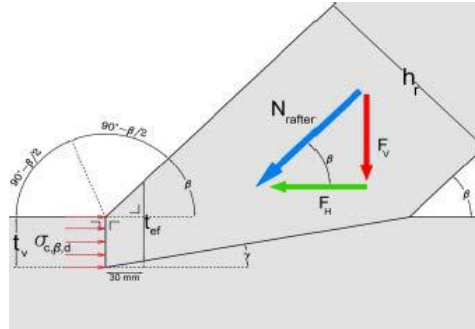


Figura 2.19 - Comprimento efetivo t_{eff} (Verbist et al., 2016)

Com isso, como o ângulo de inclinação ideal $\alpha=\beta/2$ é inferior ao ângulo de inclinação $\alpha=\beta$ da superfície do entalhe frontal de ambas as outras configurações, a resistência à compressão característica $f_{c,\theta,k}$ da madeira é maior no GCID do que no GCPR e GCPTB.

- Abordagem STEP:

Outra abordagem utilizada para a GCID feita por Ehlbeck e Krohmer (1995) (*apud* (Negrão e Piazza, sem data)), em que a força da perna é decomposta nas direções paralela e perpendicular à superfície frontal do entalhe. Essa análise é semelhante à GCID+TF, com a simplificação do cálculo da força atuante, na superfície frontal do entalhe:

$$F_1 = N_{raf} \cos\left(\frac{\beta}{2}\right) \quad (2.27)$$

2.4.2. Corte do talão anterior

Diferentemente do esmagamento da superfície frontal, a ruptura por corte é frágil e, portanto, causa uma preocupação especial. As tensões de corte se desenvolvem ao longo do comprimento do talão.

A distribuição do esforço de corte, ao longo da superfície de corte l_v , é heterogênea, conforme referido por Siem e Jorissen (2015) e Verbist *et al.* (2016). A partir de modelos de elementos

finitos, a distribuição determinada é “*hammock-shaped*” (*Hammock Shape Shear Stress Distribution*), com o valor máximo próximo ao entalhe e gradualmente decrescendo até zero, na face livre do talão Figura 2.20 (Rijk, 2016).

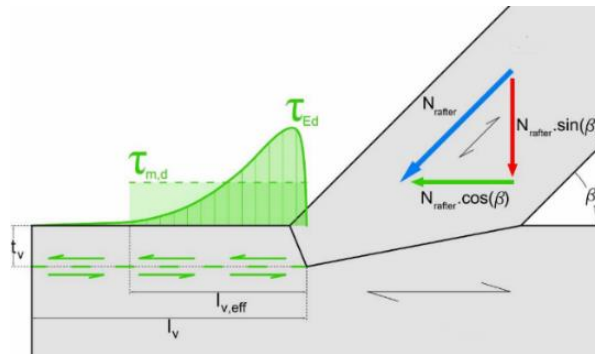


Figura 2.20 - Esquema de distribuição do esforço de corte "hammock-shaped" (Verbist et al., 2016)

De forma a ter em conta a distribuição não linear, a verificação da tensão de corte é feita a partir de uma distribuição uniforme afetada por um coeficiente de redução $k_{v,red}$. Este valor varia de acordo com a proporção geométrica l_v/t_v e com o ângulo de inclinação α da superfície do entalhe frontal. De maneira geral, o valor recomendado é 0,8, podendo ser utilizado com segurança no projeto para todas as configurações geométricas. Sendo que Verbist *et al* (2017), sugere que o valor pode ser $k_{v,red} = 1$, em casos que $l_v/t_v \leq 6$ (Verbist et al., 2017).

Além disso, Verbist *et al* (2016) afirma que, a fim de abranger a distribuição de esforço de corte *hammock*, deve ser imposta a restrição geométrica sobre o comprimento máximo de corte da linha $l_{v,max}$. Tendo em vista que após certo valor, o comprimento adicional de corte não proporciona acréscimo significativo na tensão resistente ao corte. Por esse motivo diversos autores e Normas Nacionais limitam o valor do comprimento efetivo da superfície de corte $l_{v,eff}$, relacionado à profundidade do entalhe.

$$l_{v,eff} = \min(l_v ; 8t_v) \quad (2.28)$$

Com isso, Verbist *et al* (2016) conclui que a rotura ao corte depende, principalmente, de três parâmetros geométricos: o ângulo de inclinação da perna β , o comprimento de efetivo $l_{v,eff}$ e o coeficiente redutor $k_{v,red}$.

Para prever a rotura por corte, a equação a ser levada em conta é (Verbist et al., 2016):

$$\tau_{ed} \leq k_{v,red} f_{v,m} \quad (2.29)$$

Utilizando a análise STEP, para a GCID, a força axial da perna nas direções paralelas e perpendiculares à superfície frontal, resulta no esforço de corte do entalhe τ_{ed} :

$$\tau_{ed} = \frac{F_1}{A_{v,eff}} = \frac{N_{raf,d} \cos^2 \beta}{b l_{v,eff}} \quad (2.30)$$

Ou de forma simplificada, a partir da decomposição de força CR:

$$\tau_{ed} = \frac{F_H}{A_{v,eff}} = \frac{N_{raf,d} \cos \beta}{b l_{v,eff}} \quad (2.31)$$

2.4.3. Esmagamento na superfície inferior

Em geral, a verificação de segurança da superfície inferior não gera preocupação, e não é levada em conta quando a inclinação (β) variar de 30-60°, que condiz com os casos mais comuns de asnas de cobertura (Ehlbeck e Kromer, 1995). Entretanto, quando um cálculo for necessário, deve ser levada em conta a compressão perpendicular às fibras da madeira na linha da seguinte forma, de acordo com Bocquet (2015) e Verbist *et al* (2016).

O critério de dimensionamento de compressão perpendicular às fibras na linha é:

$$\sigma_{c,90,d} \leq f_{c,90,d} \quad (2.32)$$

A tensão de compressão perpendicular às fibras é calculada através da área de compressão efetiva da superfície inferior $A_{c,eff}$. Esta área depende da largura dos elementos de madeira b e do comprimento efetivo $l_{c,eff}$ ao longo do qual a tensão de compressão se espalha até uma distância de 30 mm da face (Figura 2.21).

$$\sigma_{c,90,d} = \frac{F_{2,d}}{A_{c,eff,bottom}} \quad (2.33)$$

O comprimento efetivo $l_{c,eff}$ pode ser determinado considerando todo o comprimento l_c da ligação que se encontra em compressão perpendicular às fibras na linha (Figura 2.21).

$$A_{c,eff,bottom} = b l_{c,eff,bottom} = b (l_c + 2 \cdot 30) \quad (2.34)$$

$$l_c = \frac{h_{raf}}{\sin \beta} \quad (2.35)$$

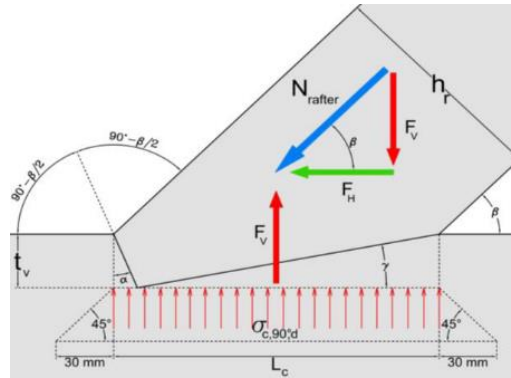


Figura 2.21 - Largura efetiva $l_{c,eff}$ (Verbist et al., 2016)

De acordo com a resolução de forças internas, a distribuição por meio de CR prevê que a força de compressão a ser levada em conta é a componente vertical da compressão da perna, independente da geometria da superfície frontal do entalhe (Figura 2.21).

$$F_{2,d} = F_{v,d} = N_{raf,d} \sin \beta \quad (2.36)$$

Outra análise possível, proposta por Parisi *et al apud* Branco e Descamps (2015), é que o comprimento da superfície comprimida d (Figura 2.22) pode ser calculado a partir da regra empírica (Branco e Descamps, 2015):

$$d \equiv \left(\frac{1}{5} - \frac{1}{3} \right) \frac{t_v}{\sin \gamma} \quad (2.37)$$

Dessa forma, a verificação da compressão da superfície inferior é:

$$\sigma_c = \frac{F_2}{b d} \leq f_{c,90-\gamma} \quad (2.38)$$

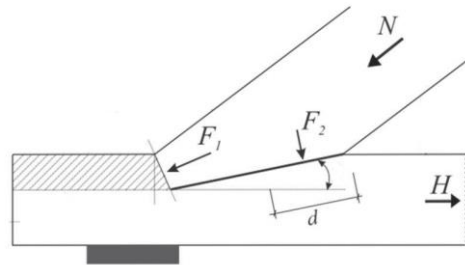


Figura 2.22 - Comprimento da superfície inferior comprimido d (Branco e Descamps, 2015)

2.4.4. Esmagamento na superfície frontal do dente posterior

Neste caso, como a superfície frontal é sempre perpendicular ao eixo da perna, a análise da resistência ao esmagamento da mesma para o entalhe posterior é feita de forma similar a análise GCPR para o dente anterior. O esmagamento da linha é crítico, pois a compressão nesse lado atua no ângulo β em relação às fibras da madeira. Portanto, o critério de dimensionamento é dado por:

$$\sigma_{c,d} \leq f_{c,\beta,d} \quad (2.39)$$

No qual $\sigma_{c,d}$ é a tensão atuante na superfície frontal para o dimensionamento.

$$\sigma_{c,d} = \frac{F_{1,2,d}}{b t_{eff}} \quad (2.40)$$

Em que o comprimento efetivo da superfície frontal é dado por:

$$t_{eff,tie} = \frac{t_{v,2}}{\cos(\beta)} + 30 \sin(\beta - \gamma) + 30 \quad (2.41)$$

Aplicando o esquema de GCPR com a decomposição do TF, resultado é a força do entalhe sendo transmitida inteiramente para a superfície frontal (Figura 2.23).

$$F_{1,2} = N_{raf} \quad (2.42)$$

$$F_{2,2} = 0 \quad (2.43)$$

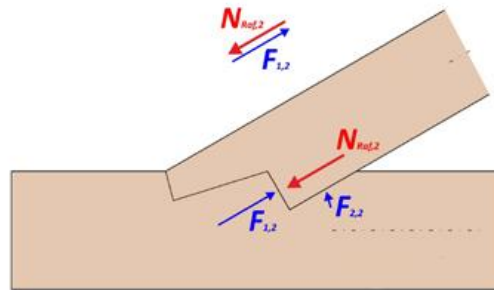


Figura 2.23 – Esquema de forças internas no dente posterior (Negrão e Piazza, sem data)

2.4.5. Corte *step-joint* dente duplo

Nas ligações de dente duplo, a rotura por corte pode ocorrer em uma das duas superfícies de corte, anterior e posterior, começando nas raízes dos entalhes. A rotura que ocorrerá primeiro depende da geometria da ligação, ou seja, os comprimentos das superfícies de corte e as profundidades de entalhe (Figura 2.24).

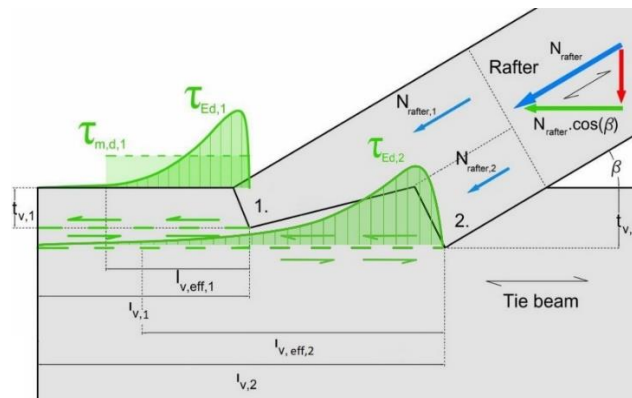


Figura 2.24 - Distribuição não linear da tensão de corte (Branco et al., 2018)

No dente anterior a análise é feita de acordo com as especificações para a ligação simples, a partir da distribuição do carregamento entre os entalhes. Quanto ao entalhe posterior, uma verificação de segurança semelhante deve ser realizada para a superfície de ruptura $l_{v,2}$ com as mesmas restrições no comprimento máximo de corte e na resistência ao corte de dimensionamento, devido à distribuição não linear de tensões.

$$\tau_{ed,i} \leq k_{v,red,i} f_{v,k} \frac{k_{mod}}{\gamma_M} \quad (2.44)$$

$$\tau_{ed,i} = \frac{F_{H,i}}{A_{v,eff,i}} = \frac{N_{raf,i} \cos \beta}{b l_{v,eff,i}} \quad (2.45)$$

Em que i é o número do entalhe no *step-joint* de dente duplo, em que o subscrito "1" representa o entalhe anterior e "2", o entalhe posterior.

De acordo com Ehlbeck e Kromer (1995), é recomendado, para o dimensionamento, que toda componente horizontal do carregamento seja levada em conta para a verificação, em todo comprimento de corte posterior, abrangendo desde a raiz do entalhe posterior até a extremidade da linha.

2.5. Excentricidade da força na linha

No caso de ligações *step-joint* simples de dente posterior, que visa aumentar a resistência ao corte da ligação, ampliando a superfície de corte na frente do entalhe, devido à excentricidade entre a carga F e a superfície de contato, a junta rotaciona e poderá aparecer uma trinca (Figura 2.25). Com o objetivo de impedir a formação dessa fissura, é sugerido uma folga de 1 ou 2 mm entre os dois membros conectados, para impedir o apoio do nariz da perna na linha. Entretanto, mesmo assim, não existe garantia de evitar a divisão da viga. Já as ligações *step-joint* de dente duplo aumentam a superfície de corte com menor risco de fendilhamento (Branco e Descamps, 2015).

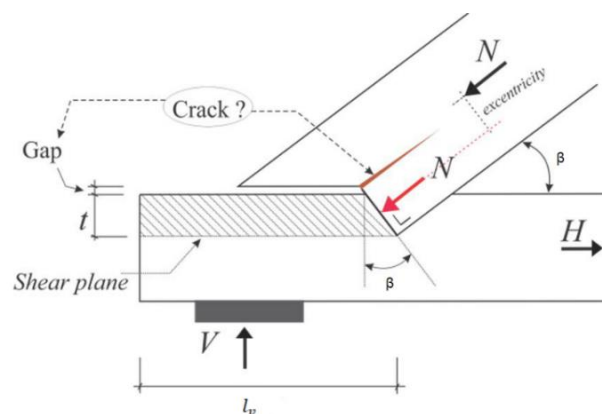


Figura 2.25 - Excentricidade na ligação *step-joint* simples de entalhe posterior (Branco e Descamps, 2015)

2.6. Trabalhos e pesquisas anteriores

Diversos autores buscaram estudar o comportamento das ligações *step-joint*. Porém, grande parte desses estudos focam no comportamento das ligações *step-joint* simples e em seu comportamento reforçado.

Tradicionalmente, ligações de carpintaria são dimensionadas com base em regras práticas e experiência, levando em conta apenas cargas gravitacionais. Com o conhecimento sobre a importância de ações dinâmicas, principalmente em regiões sísmicas, e sabendo que as ligações são o único local de dissipação de energia em estruturas de madeira, através da deformação plástica, parte significativa dos estudos está voltada ao seu comportamento com cargas cíclicas, comportamento sísmico, visando o comportamento dúctil dessas ligações.

Maria A. Parisi e Maurizio Piazza investigaram o comportamento de ligações de carpintaria, antigas e renovadas, sob cargas monótonas e dinâmicas, para situação sísmica. Estudaram, também, o comportamento elástico e pós-elástico, com enfoque em ligações reforçadas com peças metálicas. Os pesquisadores isolaram os parâmetros mais importantes que afetam o comportamento mecânico das ligações e seus efeitos foram quantificados através de experimentos e análises numéricas. Além disso, foram feitos experimentos em escala real para verificar os modelos. Foi mostrado que é possível obter uma resposta pós-elástica satisfatória em estruturas reabilitadas, comparável à de uma estrutura nova, com uma renovação estrutural adequada. Com isso, analisaram a resposta de várias ligações de carpintaria sob condições de sismo e constataram que todas são caracterizadas por níveis intermediários de transmissão de momento e podem ser classificadas como semirrígidas, propondo valores iniciais de rigidez rotacional. Como conclusão do estudo foram propostas soluções de reforço estrutural e análise de comportamento sísmico (Parisi e Piazza, 2013; Parisi e Piazza, 2002).

Branco *et al* ensaiou, em escala real, ligações *step-joint* simples, não reforçadas e reforçadas com peças metálicas. Seu estudo mostrou que, em carregamento estático, todos os métodos de reforço melhoraram o funcionamento da ligação, bem como a ductibilidade. O estudo concluiu que ligações de entalhe tradicionais, *step-joint*, mesmo sem reforço têm uma capacidade de momento resistente significativa. Tendo isso em vista, não devem ser consideradas e modeladas como uma rótula perfeita, mas sim semirrígidas e o atrito deve ser contabilizado, diferente da prática atual (Branco et al., 2006).

Baseado na pressuposição de juntas articuladas, a análise de estruturas tradicionais de telhado resulta em ligações sujeitas apenas a forças. Entretanto, como sugerido anteriormente, o comportamento semirrígido das ligações, em conjunto com a distribuição de cargas pelo vão e as cargas cíclicas, provoca rotações e momentos nas ligações. Tendo isso em vista, Parisi e Piazza propuseram dois modelos físicos simplificados, baseados em considerações de equilíbrio, para a previsão do momento máximo sem reforços metálicos: um para os momentos negativos em que acontece a abertura do ângulo de inclinação e, outro para os momentos positivos quando há o fechamento do ângulo. O erro envolvido no modelo para momento negativos é satisfatório, sendo inferior a 10%. Para o momento positivo, o erro aumenta conforme o incremento da compressão e da inclinação. O momento máximo é dependente do nível de compressão axial e da largura da perna (Parisi e Piazza, 2000). Contudo, devido à geometria de ligações *step-joint* de dente duplo, as diferenças na resposta aos momentos de abertura ou fechamento são menores, em função da existência de um estado de tensão mais simétrico, em relação ao eixo da viga (Parisi e Cordié, 2010).

Palma *et al* também estudou o comportamento rotacional de ligações *step-joint* simples e a eficiência das técnicas de reparo e reforço convencionais. Através de ensaios práticos de carga monótona, com e sem ligadores metálicos concluiu-se que o comportamento rotacional é diferente para os momentos de abertura e fechamento do ângulo de inclinação, com algumas configurações mostrando uma rigidez rotacional relevante que deve ser considerada no modelo de análise (Palma *et al.*, 2010, 2012; Palma e Cruz, 2007).

Villar *et al* analisou ligações *step-joint* com base em elementos finitos, através de uma abordagem de tensão plana para a modelação. Seu estudo mostra que a análise feita por elementos finitos revela a importância do efeito do atrito entre as superfícies de contato. Ainda, o ângulo entre os membros afeta a distribuição de esforços entre as superfícies de contato. Além disso, concluiu-se que há uma concentração de tensões próximo à raiz do entalhe, mas o comprimento em questão é pequeno e a distribuição de tensões é relativamente uniforme no comprimento restante da face frontal. A consideração do atrito resulta em uma distribuição de tensões mais favorável do que a dos métodos simplificados de análise, tendo em vista que tanto a força total na superfície frontal quanto as tensões de corte no comprimento do talão foram menores. Dessa forma, se entende que os métodos simplificados são conservadores (Villar *et al.*, 2007, 2008).

Ao analisar ligações *step-joint* simples com três comprimentos de talão diferentes, através de modelos de elementos finitos e ensaios práticos, para investigar a distribuição da tensão de

corde, De Rijk observou que essa tensão é máxima, perto da ponta do entalhe e diminui rapidamente, ao longo do comprimento do talão até zero, na face livre da linha. Seus experimentos práticos, também mostraram que existe um comprimento máximo do talão, além do qual não se verifica mais ganhos na resistência ao corte (Rijk, 2016).

Villar *et al* também estudou ligações *step-joint* de dente duplo. Simulação numérica e testes experimentais foram realizados com ligações de secção grande. Os diagramas experimentais carga-deformação e carga-deslocamento foram comparados com resultados numéricos. Isso permitiu observar a grande concentração de tensões de corte produzida na ruptura próximo a raiz do entalhe, o que sugere a aplicação de coeficientes conservadores de redução da resistência ao corte (Villar et al., 2016).

2.7. Normas Nacionais para Ligações *step-joint* em alguns países europeus

O Eurocódigo 5 de 2004, aplicado para o dimensionamento de estruturas de madeira, ainda não tem uma secção dedicada às ligações de carpintaria. Ele não elabora sobre detalhes de construção e modos de rotura em ligações madeira com madeira. No entanto, existem indicações sobre o assunto em algumas normas nacionais ou nos Anexos Nacionais do EC5.

De forma a ampliar o conhecimento sobre o assunto surge a necessidade de sintetizar as regras de concessão das ligações *step-joint*. Esta secção apresenta a abordagem de dimensionamento de algumas dessas normas.

Para facilitar a compreensão, a nomenclatura utilizada nos documentos a seguir foi convertida, quando aplicável, para a utilizada anteriormente.

2.7.1. França

O conteúdo aqui disposto é baseado no documento (CEN, 2017), “French contribution for traditional carpentry joints”, não em uma norma francesa específica.

A verificação da compressão na superfície frontal em *step-joint* simples é dada pelas equações (2.10) e (2.11), com o ângulo da superfície frontal assumido como $\alpha=\beta/2$. Em que $F_{1,d}$ é dado por (2.27).

Em que $t_{v,eff}$ é o comprimento efetivo do entalhe e é medido a 30mm da face do entalhe dado por:

$$t_{eff,tie} = \frac{t_v}{\cos\left(\frac{\beta}{2}\right)} + \min \left[30 \sin\left(\frac{\beta}{2}\right); \frac{t_v}{\cos\left(\frac{\beta}{2}\right)} \right] \quad (2.46)$$

A resistência a compressão de dimensionamento $f_{c,\theta,d}$ a um ângulo de $\alpha=\beta/2$, calculada pela fórmula de Hankinson (2.12).

A verificação de corte em *step-joint* simples:

$$\tau_{ed} = \frac{k_{maj} N_{raf,d} \cos\beta}{k_{cr} b l_v} \quad (2.47)$$

$$\tau_{ed} \leq f_{v,d} \quad (2.48)$$

k_{maj} é um fator devido a distribuição não linear da tensão de corte ao longo da linha de corte do talão. Assumindo valores de 1,25 para madeira lamelada colada e lamelada cruzada e 1,65 para madeira maciça.

k_{cr} é o fator de redução da largura para corte em flexão, conforme definido no anexo A1 do EC5.

O comprimento do talão l_v deve ser:

$$150mm \leq l_v \leq 8t_v \quad (2.49)$$

Verificação de compressão na superfície inferior:

$$\sigma_{c,90,d} = \frac{N_{raf,d} \sin\beta}{b a_{eff}} \quad (2.50)$$

$$\sigma_{c,90,d} \leq k_{c,90} f_{c,90,d} \quad (2.51)$$

Com $k_{c,90}$ definido em EN 1995-1-1.

Relativamente a Figura 2.26, $F_d = N_{raf,d}$, $h_{tal} = t_v$, $h_{arb} = h_{raf}$, $b_{arb} = b$, $\alpha = \beta$
e:

$$a_{eff} = \frac{h_{raf}}{\sin \beta} - t_v \cos \left(\frac{\beta}{2} \right) + \min \left(30; \left(\frac{h_{raf}}{\sin \beta} - t_v \cos \left(\frac{\beta}{2} \right) \right) \right) \quad (2.52)$$

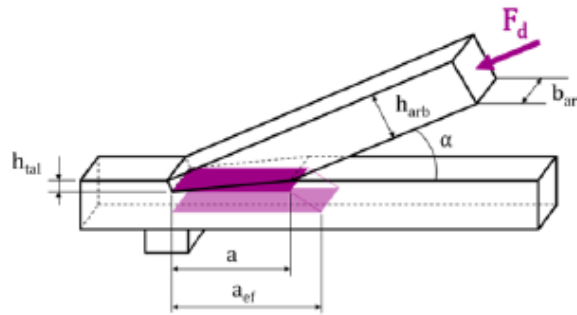


Figura 2.26 - Comprimento da área inferior

Módulo de escorregamento da ligação. Não é de conhecimento que outras normas nacionais incluam determinações sobre a rigidez da ligação. A expressão proposta, em N/mm, é:

$$k_{ser} = \frac{1}{2} \frac{bt_v}{l_v \cos \left(\frac{\beta}{2} \right)} E_{\beta/2,mean} \quad (2.53)$$

Em que $E_{\beta/2,mean}$ é o valor médio do módulo de elasticidade à compressão ao ângulo $\beta/2$ relativo às fibras da madeira, calculado da seguinte forma:

$$E_{\beta/2,mean} = \frac{E_{0,mean} E_{90,mean}}{E_{0,mean} \sin^2 \left(\frac{\beta}{2} \right) + E_{90,mean} \cos^2 \left(\frac{\beta}{2} \right)} \quad (2.54)$$

A profundidade do entalhe é limitada por $t_v \leq \frac{htie-beam}{4}$, quando $\beta \leq 50^\circ$, e $t_v \leq \frac{htie-beam}{6}$, quando $\beta \geq 50^\circ$.

2.7.2. Alemanha (DIN 1052)

As disposições existentes foram replicadas no Anexo Nacional Alemão do EC5-1-1.

Verificação da compressão na superfície frontal em *step-joint* simples dada por (2.10) e:

$$\sigma_{c,\alpha,d} = \frac{F_{c,\alpha,d}}{A} \quad (2.55)$$

Em que A é a área da face frontal do entalhe anterior. $F_{c,\alpha,d}$ é a força de compressão na superfície frontal, que para $\alpha=\beta/2$ é dado pela equação (2.27).

A resistência à compressão em um ângulo α é calculada pelo critério de Norris formula (2.13).

Verificação de corte em *step-joint* simples é feita pela equação:

$$\tau_{ed} = \frac{F_H}{A} = \frac{N_{raf,d} \cos \beta}{b l_v} \leq f_{v,d} \quad (2.56)$$

A distribuição da tensão de corte é assumida como uniforme por todo o comprimento do talão, limitado por $l_v \leq 8t_v$.

A profundidade do entalhe é limitada por $t_v \leq \frac{h_{tie-beam}}{4}$ quando $\beta \leq 50^\circ$ e $t_v \leq \frac{h_{tie-beam}}{6}$ quando $\beta \geq 60^\circ$, deve ser feita uma interpolação para valores intermediários.

Para entalhes em ligações *step-joint* de dois lados (Figura 2.27), cada entalhe é limitado por $t_v \leq \frac{h}{6}$, sendo h da madeira cortada, independentemente do ângulo de conexão.

As partes da ligação devem ser fixadas em suas posições, com o auxílio de parafusos por exemplo.

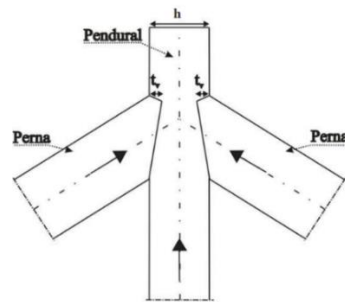


Figura 2.27 - Exemplo de ligação de dois lados (Barbosa, 2015)

2.7.3. Itália ((CNR)-DT 206)

Verificação da compressão na superfície frontal é baseada na resistência à compressão em um ângulo, sem contabilizar o atrito, dada pela equação (2.10). Não é fornecida nenhuma orientação relativamente ao ângulo α .

Verificação de corte em *step-joint* simples é feita da mesma forma que para a norma alemã, fórmula (2.56). Sendo que, para o caso de *step-joint* de dente duplo, deve existir a separação entre as superfícies de corte, de forma que:

$$t_{v1} \leq \min(0,8t_{v2}; t_{v2} - 10\text{mm}) \quad (2.57)$$

A profundidade do entalhe é limitada por $t_v \leq \frac{htie-beam}{4}$, quando $\beta \leq 50^\circ$, e $t_v \leq \frac{htie-beam}{6}$, quando $\beta \geq 60^\circ$. Deve ser feita uma interpolação para valores intermediários.

As partes da ligação devem ser fixadas em suas posições, com o auxílio de parafusos por exemplo.

2.7.4. Noruega (NS446:1957)

A norma nacional NS446:1957, na qual existiam algumas orientações para ligações *step-joint*, foi substituída pela NS3470, sem qualquer referência a ligações de carpintaria. Esta então foi substituída pelo Eurocódigo 5 e seu anexo nacional.

O ângulo da superfície frontal é definido como $\alpha = \beta/2$.

A profundidade do entalhe é limitada por $t_v \leq \frac{htie-beam}{4}$, quando, $\beta \leq 45^\circ$, $t_v \leq \frac{htie-beam}{5}$, para $45^\circ \leq \beta \leq 60^\circ$ e $t_v \leq \frac{htie-beam}{6}$, quando $\beta \geq 60^\circ$.

Relativamente à superfície de corte, o comprimento do talão l_v é limitado por $l_v \geq \max(8t_v; 150mm)$.

2.7.5. Espanha e Suíça

As recomendações nas Normas dos dois países são essencialmente as mesmas.

A verificação da compressão na superfície frontal, para *step-joint* simples e duplo é dada pelas equações (2.10) e (2.11). E $F_{1,d}$ é dado por (2.23):

Sendo que $\alpha=\beta/2$ para *step-joint* simples. E para *step-joint* de dente duplo $\alpha=3\beta/4$, neste caso $t_v = t_{v1} + t_{v2}$.

$f_{c,\alpha,d}$ é a resistência à compressão de dimensionamento a um ângulo de α , calculada pela fórmula de Hankinson (2.12). Em que $f_{c,\alpha,k}$ é afetado por um fator de redução de 0,8, exceto caso seja colocado um material resistente nos espaços existentes no entalhe anterior.

Verificação de corte em *step-joint* simples:

Espanha:

$$\tau_{ed} = \frac{F_H}{A} = \frac{N_{raf,d} \cos \beta}{b l_v} \leq f_{v,d} \quad (2.58)$$

Suíça:

$$\tau_{ed} = \frac{F_H}{A} = \frac{N_{raf,d} \cos \beta}{b k_{red} l_v} \leq f_{v,d} \quad (2.59)$$

com $k_{red} = 0,6$ para madeira maciça e $0,8$ para madeira laminada colada.

Em ambas as normas, no caso de ligações *step-joint* de dente duplo $l_v = l_{v1} + l_{v2}$.

Para *step-joint* simples a profundidade do entalhe é limitada por $t_v \leq \frac{h_{tie-beam}}{4}$, quando $\beta \leq 50^\circ$, e $t_v \leq \frac{h_{tie-beam}}{6}$, quando $\beta \geq 60^\circ$. Deve ser feita uma interpolação para valores intermediários. Para *step-joint* de dente duplo a profundidade dos entalhes é limitada por $t_{v1} \leq \frac{h_{tie-beam}}{6}$ e $t_{v2} \leq \frac{h_{tie-beam}}{4}$, além disso $t_{v1} - t_{v2} \geq 10mm$. E a altura mínima da perna é $h_{raf} \geq \frac{N_{raf}}{bf_{c,\alpha,d}}$, para um ângulo de $\alpha=\beta$, para *step-joint* simples e duplo.

A deformação de serviço permitida é de entre 1 e 1,5 mm. Recomenda-se o uso de ligadores para evitar o desalinhamento ou separação dos elementos de madeira.

2.7.6. Países Baixos

A verificação da compressão na superfície frontal, para *step-joint* simples e duplo é dada pelas equações (2.10) e (2.11). E $F_{1,d}$ é dado por (2.23):

Embora α seja limitado entre $\beta/2$ e β , toda a força de compressão da viga é considerada na face frontal do entalhe, como se o ângulo de corte do entalhe fosse $\alpha = \beta$.

Verificação de compressão na superfície inferior, equações (2.32), (2.33) e (2.36):

Em que $l_{c,eff,bottom}$ é a projeção do comprimento da superfície inferior na direção do eixo da linha.

Verificação de corte em *step-joint* simples:

$$\tau_{ed} = \frac{N_{raf,d} \cos \beta}{0,8b l_v} \leq f_{v,d} \quad (2.60)$$

A distribuição da tensão de corte é assumida como uniforme, entretanto, a superfície de corte é reduzida.

A profundidade do entalhe é limitada por $t_v \leq \frac{h_{tie-beam}}{4}$, quando $\beta \leq 50^\circ$, e $t_v \leq \frac{h_{tie-beam}}{5}$, quando $\beta \geq 50^\circ$.

2.8. Eurocódigo 5

Apesar do Eurocódigo 5 ainda não conter especificações para o dimensionamento de ligações de entalhe, é de se esperar que, em sua nova versão, exista uma seção dedicada às ligações de carpintaria, com uma atenção especial para as ligações do tipo *step-joint*.

Com base na informação e conhecimento disponíveis, são propostos métodos de dimensionamento e disposições normativas de ligações *step-joint* simples e duplo a incluir na nova parte de ligações de carpintaria da futura versão do Eurocódigo 5 (Negrão, 2020).

O ângulo de inclinação da superfície frontal deve ser $\frac{\beta}{2} \leq \alpha \leq \beta$, sendo que a configuração recomendada é $\alpha = \frac{\beta}{2}$.

Os limites geométricos impostos são:

Para *step-joint* simples, a profundidade do entalhe $t_v \leq \frac{h}{4}$, quando $\beta \leq 50^\circ$, e $t_v \leq \frac{h}{6}$ quando $\beta \geq 60^\circ$. Deve ser feita uma interpolação para valores intermediários de β .

Para *step-joint* de dente duplo, a profundidade dos entalhes $t_{v1}, t_{v2} \leq \frac{h}{6}$, e $t_{v2} - t_{v1} \geq 10\text{mm}$.

Dimensionamento da capacidade de carga a compressão:

As superfícies de contato devem ser dimensionadas para as seguintes forças:

$$N_{raf,Ed} \leq \begin{cases} F_{car,Rd} & \text{para } step\text{-joint} \text{ simples} \\ F_{car1,Rd} + F_{car2,Rd} & \text{para } step\text{-joint} \text{ duplo} \end{cases} \quad (2.72)$$

$$F_{car,Rd} = \frac{f_{c,\theta,d} b t_{v1}}{\cos \alpha \cos(\beta - \alpha)} \quad \text{entalhe de } step\text{-joint} \text{ simples} \quad (2.73)$$

$$F_{car1,Rd} = \frac{f_{c,\theta,d} b t_{v1}}{\cos \alpha \cos(\beta - \alpha)} \quad \text{entalhe anterior de } step\text{-joint} \text{ duplo} \quad (2.74)$$

$$F_{car2,Rd} = \frac{f_{c,\theta,d} b t_{v2}}{\cos \beta} \quad \text{entalhe posterior de } step\text{-joint} \text{ duplo} \quad (2.75)$$

Para ângulos $\beta \geq 50^\circ$ em ligações *step-joint* simples, a tensão de compressão na superfície inferior do entalhe deve ser verificada da seguinte forma:

$$\sigma_{c,90,d} \leq k_{c,90} f_{c,90,d} \quad (2.76)$$

$$\sigma_{c,90,d} = \frac{N_{raf,Ed} \operatorname{sen} \beta}{b \left(\frac{h_{raf}}{\operatorname{sen} \beta} - \frac{t_v}{\tan \alpha} \right)} \quad (2.77)$$

Com $k_{c,90}$ definido no EC5.

Caso a inclinação da perna β seja menor ou igual a 50° , em ligações *step-joint* simples e duplo, a contribuição da superfície traseira dos entalhes não é levada em conta para o dimensionamento.

Dimensionamento da capacidade de carga a corte:

$$\tau_{v,d} \leq k_{red} f_{v,d} \quad (2.78)$$

$$\tau_{v,d} = \frac{P_{Ed} \cos \beta}{b l_{v,eff}} \quad (2.79)$$

Com:

$$P_{Ed} \leq \begin{cases} N_{raf,Ed} & \text{para } step-joint \text{ simples e superfície de corte inferior em } step-joint \text{ duplo} \\ \frac{F_{car1,Rd}}{F_{car1,Rd} + F_{car2,Rd}} N_{raf,Ed} & \text{para superfície de corte superior em } step-joint \text{ duplo} \end{cases} \quad (2.80)$$

$k_{red} = 0,6$ para madeira maciça e $0,8$ para madeira laminada colada.

Os valores de $l_{v,eff}$ são l_v , $l_{v1} \leq 8t_v$, nos casos de superfície de corte superior, e $0,7l_{v2}$ para a superfície de corte inferior.

Sendo que:

$$l_{v2} = \frac{h_{raf}}{\sin \beta} - \left(\frac{t_{v2}}{\tan \beta} + t_{v1} \tan \beta \right) \quad (2.81)$$

Por fim, é preciso ter atenção para que a distância entre o apoio da linha e a interseção do eixo dos membros conectados não seja maior que a altura da linha. Quando isso não puder ser satisfeito, deve ser verificada a resistência combinada à tração e à flexão na linha, com a altura reduzida da profundidade do entalhe, e ao corte na linha.

3. ESTUDO EXPERIMENTAL

Este capítulo trata dos trabalhos práticos realizados no âmbito do estudo da capacidade resistente das ligações de carpintaria tipo *step-joint* de dente duplo.

O estudo experimental decorreu entre os meses de junho a agosto e foi realizado no laboratório do SerQ - Centro de Inovação e Competências da Floresta. Os ensaios foram divididos entre principais e secundários. Os principais consistiram na produção e ensaios de vinte duas ligação *step-joint* de seis tipos diferentes com cargas quase estáticas: três de dente simples e três de dente duplo, todas em escala real. Estes ensaios tiveram como objetivo inicial, esclarecer a repartição de cargas dos dentes e a resistência ao corte nas ligações de dente duplo. Tendo em vista que as fórmulas de dimensionamento existentes se baseiam nas ligações *step-joint* simples, estas configurações, de dente simples anterior e posterior, foram previstas de modo a serem usadas como referência e para comparação dos resultados nas ligações de dente duplo. Dentro de cada tipologia, as dimensões foram variadas visando favorecer modos de rotura específicos. Os ensaios secundários, destrutivos e não destrutivos, foram realizados com a finalidade de melhor caracterizar as propriedades mecânicas do material. A partir destes ensaios, foi estimada a resistência da madeira ao corte e à flexão, além do módulo de elasticidade e teor de água.

Está descrito neste capítulo o programa experimental. Mais especificamente, são tratados a caracterização mecânica da madeira e dos provetes, o esquema, os provetes e o procedimento dos ensaios. Os resultados dos ensaios principais serão apresentados e analisados em um capítulo à parte.

O cronograma de estudos foi elaborado respeitando as necessidades de logística e de planeamento, influenciado pela pandemia de COVID-19. Além disso, devido a constrangimentos inesperados e a necessidade de alterar, em face dos resultados experimentais preliminares, o protocolo e a sequência de alguns dos procedimentos previstos, os trabalhos não se desenvolveram totalmente como programado, desviando do andamento normal esperado.

No programa experimental dos ensaios principais, ficaram definidos seis tipos de geometrias a serem ensaiadas: três *step-joint* simples e três *step-joint* de dente duplo (Figura 3.1). Com o foco principal nas ligações de dente duplo, para estas, foram realizados 13 ensaios no total, para três configurações diferentes, cada uma favorecendo um modo de rotura (corte na superfície superior, corte na superfície inferior e compressão nos dentes). Para os provetes com modos de rotura previstos de corte na superfície inferior e compressão nos dentes, foram realizados cinco

ensaios para cada. Para os provetes concebidos para favorecer a rotura da superfície superior, foram realizados três ensaios, já que este mecanismo de rotura é similar ao da ligação simples. As ligações *step-joint* simples, já mais estudadas por outros autores, serviram de referência para os ensaios de dente duplo. Por essa razão, foram realizados três ensaios para cada configuração prevista (totalizando nove ensaios de dente simples). Sendo essas, duas de dente simples anterior (para modos de rotura por corte e compressão no dente), e uma de dente simples posterior (modo de rotura por compressão no dente). Totalizando 22 ensaios na série principal.

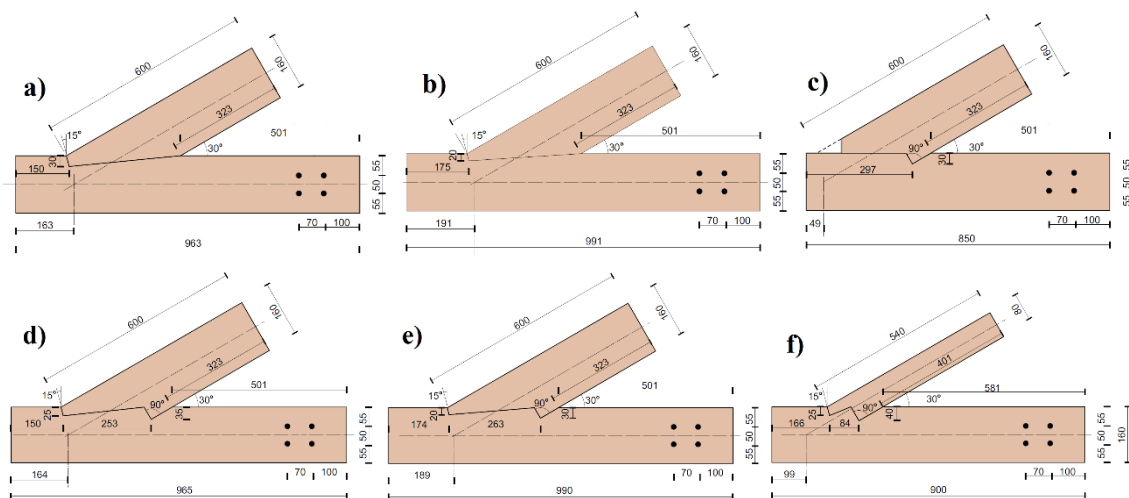


Figura 3.1 – Ligações *step-joint* tipo ensaiadas: a) Simples anterior rotura ao corte; b) Simples anterior rotura por compressão; c) Simples posterior rotura por compressão; d) Dupla rotura por corte da superfície superior; e) Dupla rotura por compressão nos dentes; f) Dupla rotura por corte da superfície inferior

Os trabalhos práticos tiveram início com uma inspeção visual do material e com uma caracterização inicial da madeira, através do aparelho de graduação de madeira MTG, utilizado para medir Módulo de Elasticidade Dinâmico e frequência própria da peça de madeira. Além disso, foi feita uma estimativa das cargas de rotura com base nas propriedades comerciais. Logo após, iniciou-se o preparo dos entalhes dos diversos tipos de ligação *step-joint* utilizados.

Nos seis primeiros ensaios principais do estudo, foram obtidos resultados muito diferentes dos esperados: as cargas de rotura apresentaram-se, aproximadamente, 50% maiores que as estimadas inicialmente, considerando os valores tabelados, segundo a classificação da madeira. Sem prejuízo de os ensaios secundários de resistência à flexão e corte serem realizados no fim dos ensaios principais, foram executados, então, quatro ensaios de resistência à flexão para

estimar as propriedades mecânicas da madeira e reestimar as cargas de rotura das ligações *step-joint*, tendo em vista a relação entre a tensão resistente à flexão com os outros valores de tensão segundo a EN 338. Por meio desses quatro testes, verificou-se que a madeira tinha propriedades mecânicas superiores às tabeladas. Para fins comerciais, este desvio faz sentido e é bom, pois permite a utilização do material com mais segurança. Em trabalho experimental, no entanto, é necessário esclarecer a sua magnitude, uma vez que as estimativas e previsões de resultados se baseiam em valores médios das propriedades mecânicas, obtidos com base nos valores da EN338, para a classe resistente de madeira utilizada. Devido a esse acréscimo de carregamento, o *setup* de ensaios inicialmente previsto teve de ser alterado e reforçado (Figura 3.2). O número de parafusos na ligação entre a linha e o *setup* mudou de quatro para oito, pois para as novas cargas constatadas o funcionamento da ligação ficaria prejudicado, com a deformação dos varões e o esmagamento da madeira nos furos, e perigo de rotura. O apoio da linha aumentou para impedir o esmagamento perpendicular às fibras da madeira na linha. Além disso, as barras verticais foram reforçadas na região das ligações com chapas metálicas, para assegurar que não houvesse a rotura por esmagamento nos furos dos parafusos.

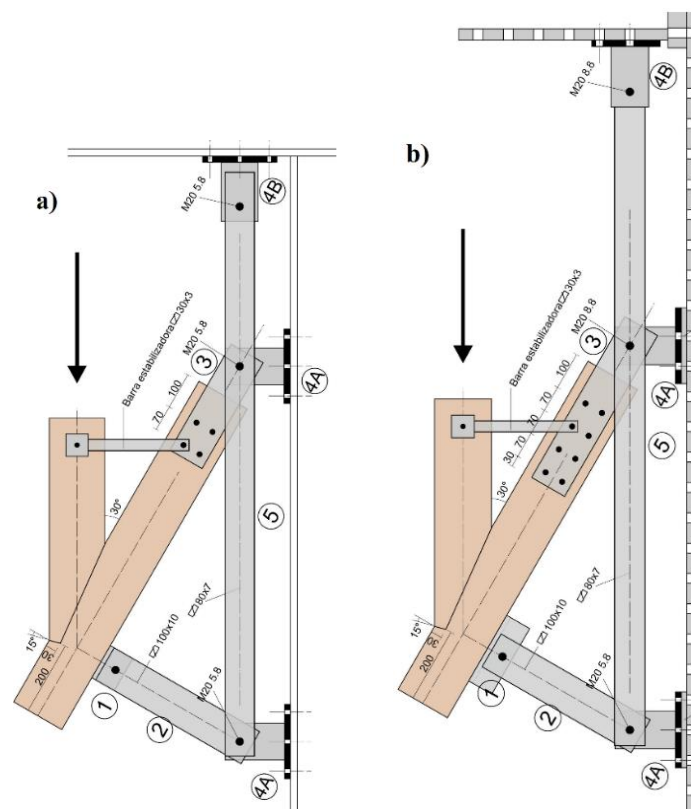


Figura 3.2 - Configuração do setup a) Inicial b) Após alterações

Na sequência, foram realizados os restantes ensaios de ligações *step-joint* previstos inicialmente. Com o fim dos ensaios principais, foram feitos experimentos complementares de caracterização de corte e flexão, com partes em bom estado dos provetes utilizados nos ensaios principais, visando a melhor estimar as propriedades mecânicas da madeira utilizada.

Tendo em vista a dificuldade de tratar dos ensaios em ordem cronológica, neste capítulo as informações são apresentadas de forma a facilitar a compreensão dos dados.

3.1. Caracterização mecânica da madeira e dos provetes

Um total de 13 vigas de aproximadamente 3,5m de comprimento e secção 80x160mm² foi utilizado para formar as 22 ligações ensaiadas.

A madeira empregada foi comprada com as especificações de *Northern Spruce* (*Picea Abies*), de classe de resistência C24, de acordo com EN 338, conforme apresentado na Tabela 3.1:

Tabela 3.1 - Valores característicos da madeira C24 (CEN, 2009)

Classes			C24
Propriedades de Resistência	Flexão	$f_{m,g,k}$ (Mpa)	24
	Tração // às fibras	$f_{t,0,g,k}$ (Mpa)	14
	Tração \perp às fibras	$f_{t,90,g,k}$ (Mpa)	0,5
	Compressão // ao fio	$f_{c,0,g,k}$ (Mpa)	21
	Compressão \perp ao fio	$f_{c,90,g,k}$ (Mpa)	2,5
	Corte	$f_{v,g,k}$ (Mpa)	4,0
Propriedades de Rigidez	E // ao fio (médio)	$E_{0,g,mean}$ (Mpa)	11
	E // ao fio (0.05)	$E_{0,g,05}$ (Mpa)	7,4
	E \perp ao fio (médio)	$E_{90,g,mean}$ (Mpa)	0,37
	G (médio)	$G_{g,mean}$ (Mpa)	0,69
Massa Volúmica	ρ (característico)	γ (kN/m ³)	350
	ρ (médio)	γ_M	420

Considerando tais especificações, observou-se, com os ensaios de caracterização realizados, que os valores de resistência são maiores do que os valores médios obtidos dos característicos tabelados, para as tensões de resistência à flexão e ao corte.

Devido aos valores de carga de rotura dos primeiros ensaios das ligações *step-joint* terem se apresentado 50% maiores que os estimados inicialmente, foram executados quatro ensaios de resistência à flexão. A partir destes ensaios, foram obtidos os seguintes valores para a resistência à flexão (Tabela 3.2):

Tabela 3.2 - Valores do ensaio intermédio de flexão

Peça	F rotura	b	h	a	f_m (N/mm ²)	f_m/k_h (N/mm ²)
01	10,86	80	40	240	61	47
02	11,54	80	40	240	65	50
03	11,60	80	40	240	65	50
04	10,51	80	40	240	59	45
Média	11,13	80	40	240	63	48

Os valores obtidos foram afetados por k_h e utilizados para calcular o valor característico dessa bateria de ensaios, conforme explicado posteriormente para os ensaios a flexão. O valor característico obtido é $f_{m,k}=42\text{MPa}$

As 13 vigas foram medidas e pesadas (Tabela 3.3). Foi obtida, com isso, a massa volúmica da madeira (ρ_w), cuja média foi 452 kg/m^3 .

$$\rho_w = \frac{m}{V} \quad (3.1)$$

O módulo de elasticidade tem uma correlação elevada com a resistência e, por esse motivo, é o parâmetro geralmente utilizado na classificação mecânica de madeira.

Com os valores obtidos previamente e com o auxílio do aparelho MTG (Figura 3.3), foram medidos os valores do Módulo de Elasticidade Dinâmico. O valor médio determinado foi de $11,8\text{ GPa}$. A correlação entre o Módulo de Elasticidade Estático e o Dinâmico pode ser assumida $E = 0,85E_d$ (Braun Junior e Santos, 2018).



Figura 3.3 - Ensaio de módulo de elasticidade MTG

Tabela 3.3 - Quadro resumo das vigas de madeira

Viga	Espessura [mm]	Altura [mm]	Comprimento [mm]	Density @12% (kg/m ³)	Mod Elast, Estat (Mpa)
1	79	158	3507	434	11
2	80	159	3506	440	10
3	80	158	3508	446	13
4	79	158	3509	435	12
5	79	159	3508	425	10
6	80	159	3508	404	11
7	79	159	3519	460	13
8	79	159	3521	524	14
9	79	156	3507	434	11
10	79	159	3505	492	11
11	79	157	3508	427	13
12	79	159	3507	502	12
13	79	158	3507	457	13
Média	79	158	3509	452	12

Os ensaios de resistência à flexão foram elaborados de acordo com as indicações da EN 408. A velocidade de ensaio foi obtida, inicialmente, por estimativa da carga de rotura, para que esta ocorresse ao fim de 300 segundos, com ± 120 segundos de tolerância conforme indica a norma.

Os provetes utilizados foram obtidos de partes em bom estado das linhas ensaiadas no programa principal. Estes foram cortados e aplainados para se chegar o mais próximo possível das dimensões $b=80\text{mm}$ e $h=40\text{mm}$ exceto o provete 3A, para o qual, devido à rotura da linha, não foi possível obter tais dimensões (Tabela 3.4).

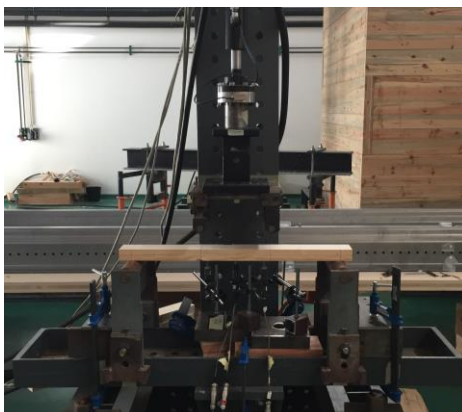


Figura 3.4 - Ensaio de resistência à flexão EN 408

A resistência à flexão mantém com as resistências à tração e à compressão uma relação analítica conhecida, definida na EN338, sendo, por isso, usada como referência na classificação da madeira.

Tabela 3.4 - Resumo ensaio de flexão

Peça	F rotura[kN]	b [mm]	h [mm]	L [mm]	f_m [N/mm ²]
1A	9,15	79	39	720	49
1B	8,42	80	39	720	51
1C	6,87	80	39	720	72
2A	11,55	79	40	720	53
2B	10,03	79	40	720	49
2C	10,13	80	40	720	40
3A	6,31	79	30	540	66
3B	9,217	79	41	720	57
3C	9,32	79	40	720	57
4A	8,38	79	40	720	48
4B	8,44	79	40	720	51
5A	7,60	79	40	720	53
5B	8,79	79	40	720	48
6A	7,56	79	40	720	48
6B	10,56	79	40	720	43
7A	13,07	79	40	720	50
7B	11,53	79	41	720	43
8	12,44	79	40	720	60
9	6,83	79	40	720	74
10	8,55	79	40	720	64
11	8,94	79	40	720	71
13	12,60	79	40	720	39

Os valores da resistência à flexão dos provetes foram obtidos de acordo com a equação indicada na norma EN 408 (CEN, 2012).

$$f_m = \frac{3Fa}{bh^2} \quad (3.2)$$

Posteriormente, tais valores foram divididos pelo coeficiente de redução k_h , referente ao efeito de volume, para converter os valores de resistência, obtidos sobre provetes pequenos, em valores à dimensão estrutural, passíveis de comparação com os fornecidos na EN 338 para a classe C24. Conforme EN 1995-1-1 :2004+A1 (CEN, 2011), k_h é dado por:

$$k_h = \min \left\{ \left(\frac{150}{h} \right)^{0,2}, 1,3 \right\} \quad (3.3)$$

Desse modo, chega-se então aos valores médios de resistência à flexão equivalentes para a dimensão estrutural. A Figura 3.5 apresenta a distribuição de frequências para a resistência à flexão.

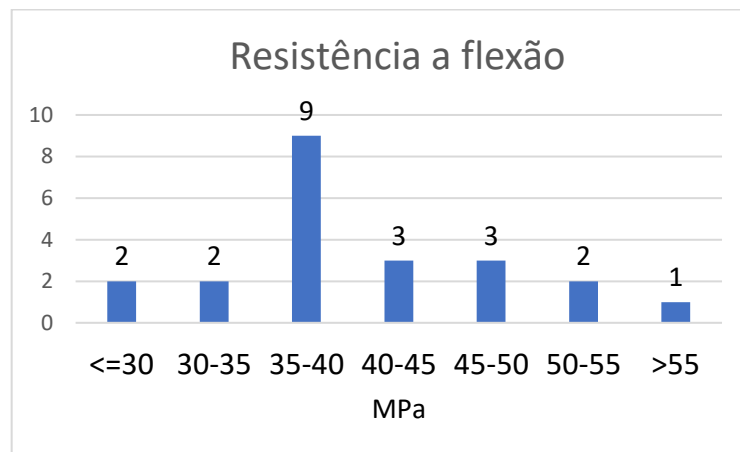


Figura 3.5 - Distribuição de frequência dos valores médios de resistência à flexão

A partir disso, foi obtido o valor característico $f_{m,k}$ para esta bateria de ensaios, de acordo com a EN 14358 (CEN, 2006). Em que o valor característico é determinado por:

$$m_k = \exp(\bar{y} - k_s s_y) \quad (3.4)$$

Para o número de ensaios $n = 22$, o valor de k_s é obtido a partir da interpolação dos valores da Tabela 3.5, o valor médio \bar{y} e o desvio padrão s_y do valor estocástico $y = \ln m$ são obtidos a partir das seguintes fórmulas:

$$\bar{y} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \ln m_i \quad (3.5)$$

$$s_y = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (\ln m_i - \bar{y})^2} \quad (3.6)$$

Tabela 3.5 - Valores do fator k_s

Número de amostras de ensaio	Fator
n	ks
3	3,15
5	2,46
10	2,1
15	1,99
20	1,93
30	1,87
50	1,81
100	1,76
500	1,71
∞	1,65

Dessa maneira, o valor característico obtido é $f_{m,k}=29\text{Mpa}$.

Além disso, o Módulo de Elasticidade Estático também foi determinado, de acordo com a norma EN 408, utilizando o mesmo *setup* dos ensaios de resistência à flexão. O valor médio determinado foi de 11,7 GPa.

Foram, também, realizados ensaios para estimar a resistência ao corte. De forma a facilitá-los, foi utilizado um aparato existente no SerQ (Figura 3.6) que, normalmente, é empregado para caracterizar a resistência ao corte de linhas de colagem de madeira lamelada colada, de acordo com a norma EN 14080 (CEN, 2013). É preciso ressaltar que este *setup* e protocolo apresentam diferenças significativas em relação ao da EN 408, nomeadamente no tempo de ensaio. Ainda não foi possível comparar os resultados dos dois procedimentos.

A velocidade de carregamento foi estimada a partir de experiências anteriores, para que a rotura acontecesse após, pelo menos, 20 segundos.



Figura 3.6 - Setup de ensaio de resistência ao corte

Assim como nos ensaios de flexão, os provetes utilizados foram obtidos de partes em bom estado das linhas ensaiadas no programa principal, cortados com a altura da linha e restantes dimensões próximas dos 5mm. No total, 78 corpos de prova foram ensaiados.

A resistência ao corte tem grande importância para os ensaios das ligações *step-joint*, visto que um dos seus possíveis modos de rotura está ligado diretamente a essa propriedade.

A resistência ao corte é dada por:

$$f_v = \frac{F}{bh} \quad (3.7)$$

A Figura 3.7 apresenta a distribuição de frequência para os valores da resistência ao corte.

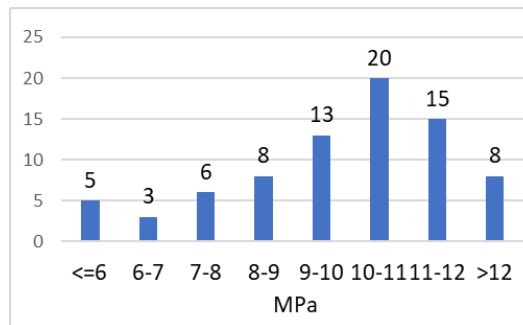


Figura 3.7 - Distribuição de frequência dos valores de resistência ao corte

A partir disso, o valor característico $f_{v,k}$ para esta bateria de ensaios foi obtido, da mesma forma que para o ensaio de flexão, considerando a EN 14358. O valor determinado foi de $f_{v,k} = 6$ MPa. No entanto, tendo em consideração que o valor característico da resistência ao corte tabelado na EN 338 é 4 Mpa para as classes de resistência maiores que C24, esse continuou sendo o valor assumido.

O teor de água (w) é uma variável que afeta de forma importante as propriedades mecânicas da madeira. A determinação do teor de água nas peças ensaiadas foi feita considerando-se a norma EN 13183-1. As peças foram cortadas e, imediatamente, medidas e pesadas. A seguir, foram colocadas no forno a $103^{\circ}\text{C} \pm 2^{\circ}\text{C}$ até que a massa dos provetes estabilizasse, isso é, até que a variação da massa entre pesagens consecutivas em um intervalo de 2 horas fosse menor que 0,1% (CEN, 2007).



Figura 3.8 - Secagem das peças de madeiras para a obtenção do teor de água

O valor médio obtido para o teor de água (w) foi de 12,2%, estando todos os valores dos provetes nos ensaios principais contidos no intervalo de 11,6-12,7%.

Em resumo, os valores das propriedades mecânicas, determinados com os ensaios secundários (resistência à flexão, resistência ao corte, massa volúmica e módulo de elasticidade) e os demais, estimados a partir de relação analítica, são (Tabela 3.6):

Tabela 3.6 - Valores característicos estimados

Propriedades de Resistência	Flexão	$f_{m,g,k}$ (Mpa)	29,0
	Tração // às fibras	$f_{t,0,g,k}$ (Mpa)	17,4
	Tração \perp às fibras	$f_{t,90,g,k}$ (Mpa)	0,6
	Compressão // ao fio	$f_{c,0,g,k}$ (Mpa)	22,8
	Compressão \perp ao fio	$f_{c,90,g,k}$ (Mpa)	2,6
	Corte	$f_{v,g,k}$ (Mpa)	4,0
Propriedades de Rigidez	E // ao fio (médio)	$E_{0,g,mean}$ (Mpa)	11,7
	E // ao fio (0.05)	$E_{0,g,05}$ (Mpa)	7,4
	E \perp ao fio (médio)	$E_{90,g,mean}$ (Mpa)	371,7
	G (médio)	$G_{g,mean}$ (Mpa)	446,0
Massa Volúmica	ρ (característico)	γ (kN/m ³)	350,0

3.2. Esquema de ensaio

O *setup* de ensaios foi dimensionado e construído na oficina do Departamento de Engenharia Civil da Universidade de Coimbra, especificamente para este estudo (Figura 3.2 b).

Tendo em vista que as ligações *step-joint* são feitas de duas peças ligadas sob um certo ângulo, foi conveniente projetar um *setup* em que a peça a ser carregada ficasse na vertical. Dessa forma, a linha foi posicionada inclinada de modo a permitir que a perna ficasse na vertical, alinhada com o atuador.

O *setup* de ensaios tem por objetivo simular a situação prática de uma asna de cobertura. Isso significa que o provete foi apoiado em um suporte próximo à interseção das linhas de eixo da perna com a linha, onde a treliça do telhado se apoia. Além disso, de forma a representar a

continuidade da viga, a linha esteve presa por 2 fileiras de 4 varões roscados $\phi 14$ a uma placa de aço em cada lado. Estas placas foram ligadas à estrutura do *setup*. Dessa forma, ele simula o funcionamento de uma asna média, com compressão na perna e tração na linha.

Com o objetivo de garantir ao máximo a verticalidade da perna durante o ensaio, esta esteve ligada a duas barras estabilizadoras, limitadoras da possibilidade de rotação da perna.

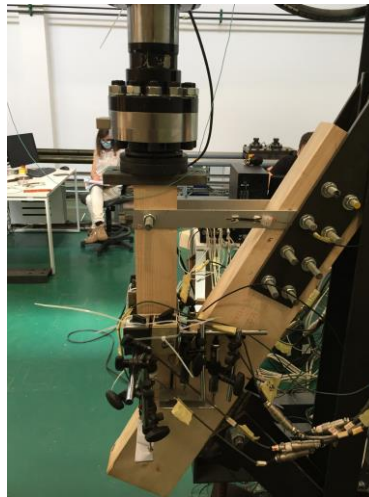


Figura 3.9 - Setup de ensaios

3.3. Provetes de ensaio

Cada tipo de provete de ensaio foi concebido para favorecer um modo de rotura (Tabela 3.7). Para *step-joint* simples foram dimensionadas três ligações tipo: duas ligações de dente anterior, SA-1 para o modo de rotura por corte e SA-C para compressão do dente, e uma de dente posterior, SP-C para o modo de rotura a compressão do dente. Visto que essas foram previstas para servir de referência para os ensaios de dente duplo, foram realizados três ensaios para cada configuração.

Tabela 3.7 - Modo de rotura dos provetes

Modo de Rotura	Simple	Dente Duplo
Corte na superfície 1 (superior)	SA-1	D-S1
Corte na superfície 2 (inferior)	-	D-S2
Esmagamento	SA-C e SP-C	D-C

Para os *step-joint* de dente duplo, também foram dimensionadas três ligações tipo, de forma a promover em cada uma um modo de rotura. Para o modo de rotura de corte na superfície superior, a ligação D-S1; para o corte na superfície inferior, a ligação D-S2 e para a rotura por compressão nos dentes, a ligação D-C. Por existir maior interesse em estudar o comportamento do modos de rotura ao corte na superfície inferior e a repartição de carga dos dentes, foram realizados cinco ensaios para as ligações tipo D-S2 e D-C, e três para a ligação D-S1, já que este mecanismo de rotura é similar ao da ligação simples.

A Tabela 4.1 resume o número de ensaios realizados para cada ligação tipo:

Tabela 3.8 - Numero de ensaios realizados

Tipo	Número de ensaios
SA-1	3
SA-C	3
SP-C	3
D-S1	3
D-S2	5
D-C	5

Os ensaios foram realizados com o ângulo entre os elementos unidos $\beta=30^\circ$, configuração comum para a inclinação de coberturas. Seguindo a configuração ideal para o dimensionamento ($\alpha=\beta/2$), o ângulo de inclinação da superfície frontal do entalhe anterior não foi uma variável, sendo em todos os provetes 15° .

Com o objetivo de estudar os métodos de dimensionamento, apresentados na secção 2.8, a incluir na nova parte de ligações de carpintaria do futuro Eurocódigo 5, estes foram usados para dimensionar as ligações. Com a finalidade de definir configurações em que ocorressem os diferentes modos de rotura (esmagamento nas superfícies frontais ou corte paralelo ao fio na linha), as seis ligações tipo foram dimensionadas, de forma interativa, alterando os parâmetros geométricos condicionantes (profundidade dos entalhes e comprimentos da área de corte (heel)). As secções transversais da perna e da linha correspondem às de uma asna de cobertura corrente de média dimensão. Os parâmetros geométricos das ligações tipo dimensionadas são:

Tabela 3.9 - Parâmetros geométricos

Tipo	α [°]	β [°]	h [mm]	b [mm]	t1 [mm]	t2 [mm]	l1 [mm]	l2 [mm]
SA-1	15	30	160	80	30	-	150	-
SA-C	15	30	160	80	20	-	175	-
SP-C	30	30	160	80	-	30	297	-
D-S1	15	30	160	80	25	35	150	153
D-S2	15	30	160	80	25	40	166	84
D-C	15	30	160	80	20	30	174	263

Inicialmente, os valores das propriedades mecânicas utilizados foram os tabelados para a classe de resistência C24. Como os valores das resistências na EN338 são característicos, mas se pretende utilizá-los para estimar resultados de ensaios, devem ser convertidos para valores médios e duração de carga correspondente à do ensaio. Para o primeiro requisito, foi admitido um coeficiente de variação de 15% para as propriedades mecânicas, valor aceitável para madeira estrutural sem defeitos expressivos, do que resulta:

$$f_m \cong \frac{4}{3} f_k \quad (3.8)$$

Quanto ao segundo, tendo presente o quadro (3.1) da EN 1995-1-1 e a curva de Madison (Ehlbeck & Kromer, 1995), verifica-se que a duração de 300s se situa algures entre a ação instantânea e a de curta duração o que, para classe de serviço 1, corresponde a $k_{mod}=1$. Isto significa que a expressão anterior pode ser usada diretamente para fornecer o valor médio adequado para comparação com os resultados do ensaio.

A partir dos parâmetros geométricos, considerando que a força no entalhe é absorvida apenas na superfície frontal de cada dente, e repartição de forças entre os entalhes proposta no Capítulo 2, governada pela relação entre capacidade resistente dos entalhes, observou-se a carga de rotura.

Foi calculada a relação entre a tensão atuante e a resistente para cada modo de rotura (Figura 3.10), de forma a identificar o modo condicionante e a carga de rotura a partir das expressões apresentadas na secção 2.8. Do que resultaram as seguintes estimativas iniciais, para cada configuração (Tabela 3.10):

Tabela 3.10 - Modo e Força de Rotura

Tipo	Modo de Rotura	Carga de Rotura [kN]
SA-1	Corte	44,3
SA-C	Compressão no Dente	38,6
SP-C	Compressão no Dente	38,3
D-S1	Corte na Superfície Superior	85,5
D-S2	Corte na Superfície Inferior	73,9
D-C	Compressão nos Dentes	76,9



Figura 3.10 - Modos de rotura: a)Corte na Superfície Superior b)Compressão no Dente (Anterior) c)Compressão no Dente (Posterior) d)Corte na Superfície Inferior

Ligação *step-joint* de dente simples anterior tipo SA-1, dimensionada com o objetivo de favorecer o modo de rotura de corte do talão, com a seguinte geometria:

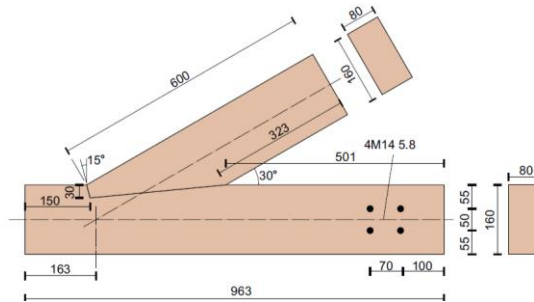


Figura 3.11 - Tipo SA-1

Ligação *step-joint* de dente simples anterior tipo SA-C, dimensionada com o objetivo de favorecer o modo de rotura por compressão no dente, com a seguinte geometria:

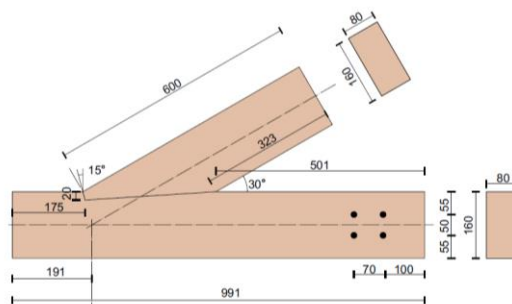


Figura 3.12 - Tipo SA-C

Ligação *step-joint* de dente simples posterior tipo SP-C, dimensionada com o objetivo de favorecer o modo de rotura de esmagamento, com a seguinte geometria:

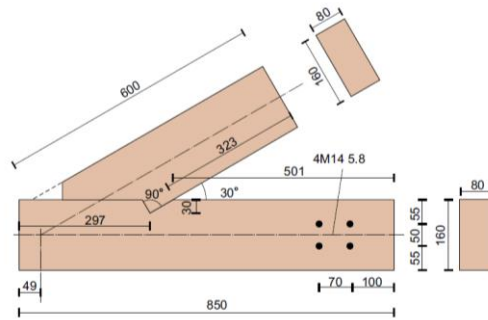


Figura 3.13 - Tipo SP-C

Ligação *step-joint* de dente duplo tipo D-S1, dimensionada com o objetivo de favorecer o modo de rotura de corte na superfície superior, com a seguinte geometria:

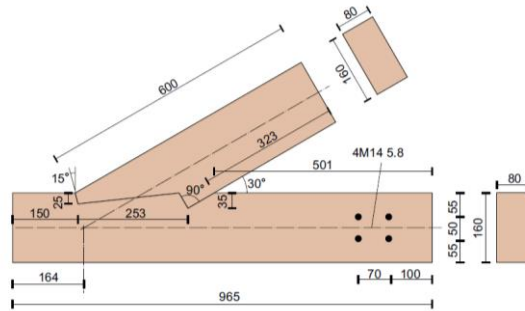


Figura 3.14 - Tipo D-S1

Ligação *step-joint* de dente duplo tipo D-S2, dimensionada com o objetivo de favorecer o modo de rotura de corte na superfície inferior, com a seguinte geometria:

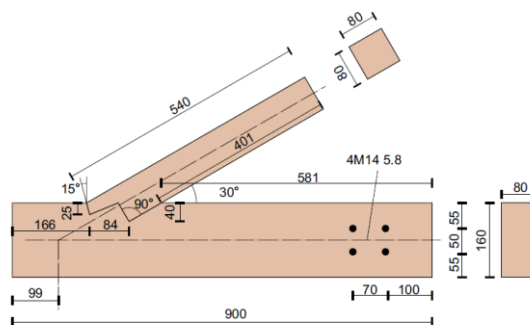


Figura 3.15 - D-S2

Note-se que, nesta configuração, foi necessário diminuir a altura de secção transversal da perna, de modo a poder obter-se uma superfície de corte inferior suficientemente curta para condicionar a rotura da ligação.

Ligação *step-joint* de dente duplo tipo D-C, dimensionada com o objetivo de favorecer o modo de rotura de compressão nos dentes, com a seguinte geometria:

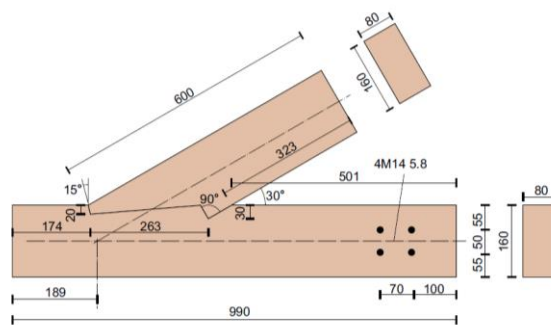


Figura 3.16 - Tipo D-C

Os entalhes das ligações foram executados com auxílio de serra circular e serra fita (Figura 3.17), já que não foi possível o uso do corte auxiliado por computador (CNC). Esta situação se deu devido ao prazo para a realização dos ensaios, o tempo necessário para a execução dos entalhes no CNC inviabilizou sua utilização.

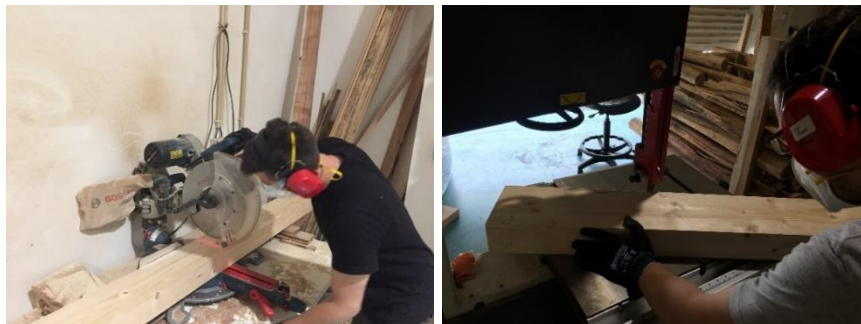


Figura 3.17 - Serra circular e Serra fita

Após a produção das primeiras peças, algumas delas ficaram com falhas de encaixe devido à imprecisão dos equipamentos utilizados e inexperiência na execução desse tipo de trabalho. De

forma a minimizar os erros, foram feitos ajustes na serra fita e adequações finas, manualmente, com limas metálicas.

Com a finalidade de melhor entender o funcionamento da ligação, para além de registrar a força e deslocamento do atuador de 300kN, foram instalados defletómetros (LVDTs) de forma a medir a extensão do entalhe na perna. Em alguns ensaios, foram usados extensómetros com o mesmo objetivo, a fim de obter resultados comparáveis com os dos LVDTs, com a seguinte configuração (Figura 3.18).

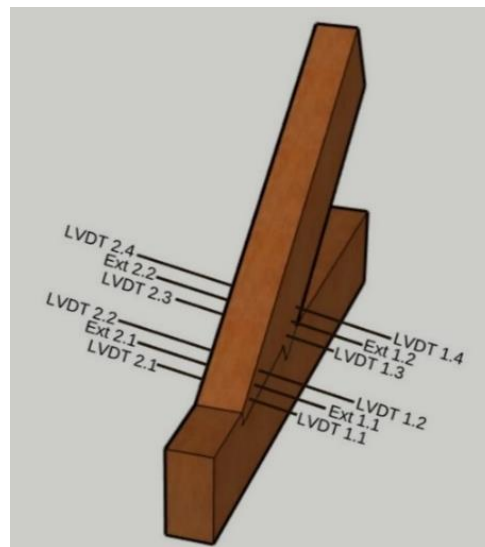


Figura 3.18 - Configuração dos LVDTs e Extensómetros

Foram usados dois LVDTs em sequência de cada lado, em cada dente (Figura 3.19). O primeiro foi posicionado a 5mm da face frontal do entalhe e o segundo a 25mm pretendendo-se, com o conjunto, estimar a extensão no dente, com o objetivo de melhor entender o estado de tensão no mesmo. Além disso, nas configurações de dente duplo, pretendeu-se ainda comparar a diferença da tensão/extensão entre os dentes com o valor teórico da distribuição de carga entre eles.

A diferença entre a deformação registrada pelos LVDTs em sequência dividida pela distância entre eles foi contabilizada como valor médio da extensão local no dente, sem deixar de ter presente que a área comprimida é variável, dada a geometria trapezoidal daquele. Foi assumido, por simplificação, uma distribuição homogênea de tensão na face do dente, no que a média entre as extensões locais de cada lado do dente fosse a extensão do dente. Apesar desta

distribuição não ser homogênea, essa simplificação é razoável para medições em posição equivalente em ambos os lados do dente. Por meio de análises numéricas, alguns autores sugerem a existência de picos de esforços próximo da raiz do entalhe (J. R. Villar et al., 2008) (Rijk, 2016).

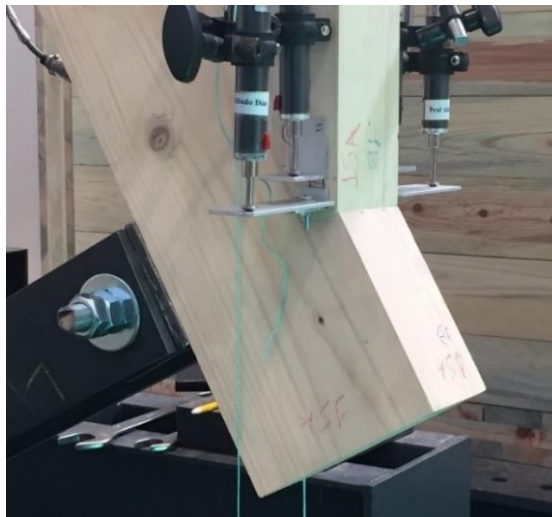


Figura 3.19 – LVDTs em dente anterior posicionados para ensaio

3.4. Procedimento dos ensaios

Nos seis primeiros ensaios foi utilizado um atuador, controlado por computador, com capacidade de 100kN. No entanto, a qualidade inicialmente subestimada da madeira, só posta a claro após os primeiros ensaios principais e os ensaios secundários preliminares, resultou numa diferença significativa entre os resultados previstos e os efetivamente obtidos, pelo que se passou a aplicar a carga dos ensaios utilizando um atuador com capacidade de 300kN.

O procedimento de carregamento foi executado de acordo com a norma EN 26891 (CEN, 1991). Seguindo esta norma, o provete deve ser carregado com 40% da carga final estimada. Essa força de 40% deve ser mantida constante por 30 segundos. Daí em diante, deve ser reduzida para 10% da carga final estimada e mantida constante por 30 segundos. Só então o carregamento é levado aos 70% da capacidade final estimada e, a partir disso, é conduzido até a rotura em controle de deslocamento.

Em resumo, considerando que o carregamento pode ser controlado por acréscimo de força ou deslocamento do êmbolo do atuador, os ensaios foram feitos com controle de força de 0 a 70% da capacidade final estimada. A partir dos 70%, o controle foi por deslocamento.

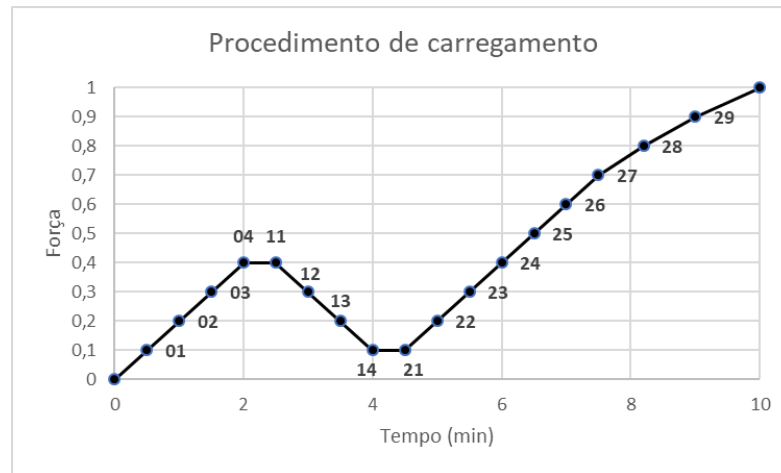


Figura 3.20 - Procedimento de carregamento segundo EN 26891

Tendo em vista que cada ligação tipo tem uma carga de rotura estimada diferente, a velocidade de carregamento correspondeu a essa diferença. Dessa forma, a velocidade de carregamento para cada ensaio foi:

Tabela 3.11 - Velocidade de carregamento dos ensaios

Tipo	v 0,4F - 0,7F[kN/s]	v 0,7F-Failure [mm/s]
SA-1	0,148	0,022
SA-C	0,183	0,022
SP-C	0,192	0,022
D-C	0,385	0,022
D-S1	0,428	0,022
D-S2	0,370	0,022

4. DISCUSSÃO DE RESULTADOS

Neste capítulo apresentam-se e discutem-se os resultados da campanha experimental apresentada no Capítulo 3.

Os resultados são apresentados por série de testes de ligação tipo. Para todos é apresentado o diagrama força-deslocamento do atuador e compara-se o modo de rotura e a resistência obtidos experimentalmente com os previstos pelo modelo teórico.

Questões relevantes sobre os ensaios e outros gráficos que apresentam pontos interessantes também são tratados.

Tendo em vista que já foram mais estudadas e têm o comportamento mais bem conhecido, as ligações *step-joint* de dente simples foram usadas como referência para os ensaios das ligações de dente duplo. Sendo o modelo mecânico das ligações de dente duplo uma combinação das de dente simples, o propósito é clarificar se estas fornecem resultados de acordo com o modelo teórico ou se, já aqui, se observam desvios que, necessariamente, deverão ser considerados na interpretação dos resultados das ligações de dente duplo.

Sabe-se que os modos de rotura por corte são de tipo frágil e os de esmagamento são dúctil, comportamento que foi possível confirmar nos gráficos de Força-Deslocamento dos ensaios correspondentes. Nos ensaios com rotura frágil, os gráficos apresentam uma queda brusca do diagrama, correspondente à rotura, enquanto nos com rotura dúctil há um patamar de deformações “plásticas” longo, ocorrendo finalmente a rotura ou sendo o ensaio interrompido por deformação excessiva.

1.1. Tipo SA-1

Os três corpos de prova ensaiados tiveram a rotura ao corte, e valores de carga de rotura com baixa variabilidade (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**)(**Erro! Fonte de referência não encontrada.**). Os três ensaios tiveram superfícies de corte diferentes. O corte do provete 1-SA-1 foi limpo, bem regular, iniciando na raiz do entalhe como previsto na teoria (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**). Por outro lado, o corte do 2-SA-1 foi irregular e foi formado seguindo os anéis de crescimento da madeira (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**). O provete 3-SA-1 observou-se também rotura por corte numa superfície

tangencial, situada acima do plano teórico de rotura. De forma que a superfície de corte fosse desviada, causando algum esmagamento no dente (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**).

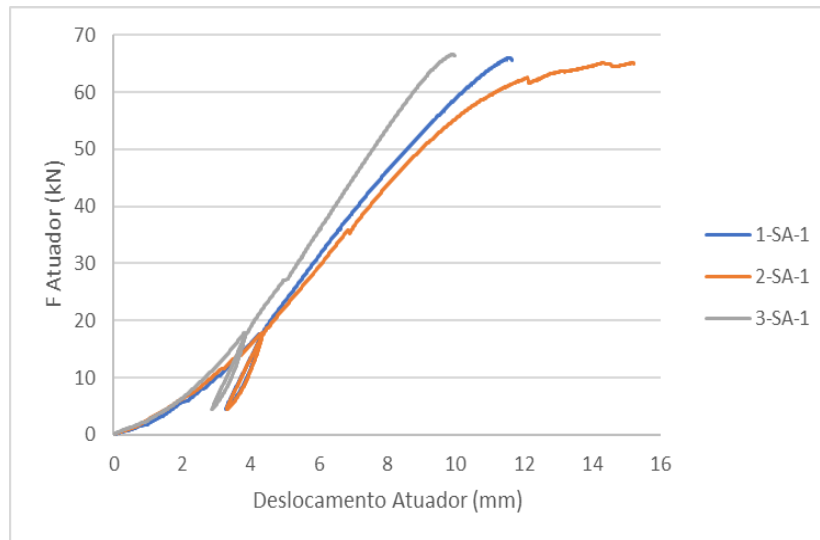


Figura 4.1 - Diagrama Força-Deslocamento 1SA

Tabela 4.2 - Tabela de resultados SA-1

Sample	Ensaio		Previsão final	
	Carga de rotura [kN]	Mecanismo de rotura	Carga de rotura [kN]	Mecanismo de rotura
1-SA-1	66,03	Corte	44,3	Corte
2-SA-1	65,15	Corte		
3-SA-1	66,59	Corte		

Essa série de ensaios foi feita com a velocidade de carregamento para o modo e carga de rotura estimada com os valores tabelados das propriedades mecânicas. Essa decisão foi tomada para manter os parâmetros para toda a série, tendo em vista que foi o primeiro ensaio feito. Os ensaios tiveram uma duração média de 776 segundos. A velocidade de carregamento, caso tivesse sido calculada com as estimativas finais das propriedades do material, seria de 0,204 kN/s ao invés dos 0,148 kN/s utilizados.

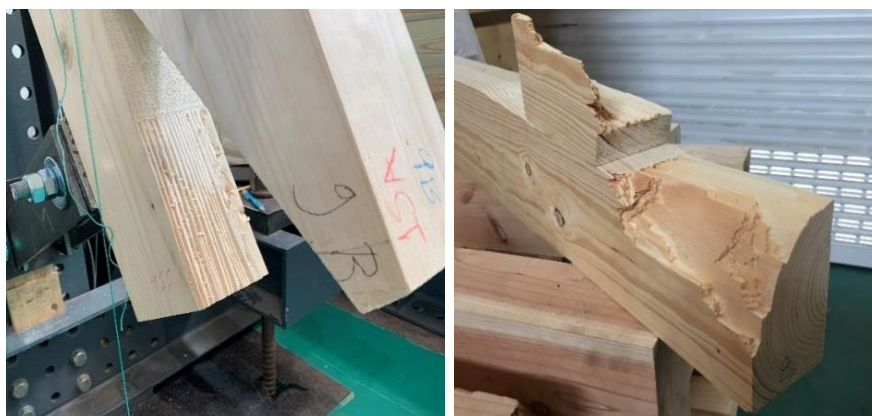


Figura 4.2 - Provetes 1-SA-1 e 2-SA-1, na ordem

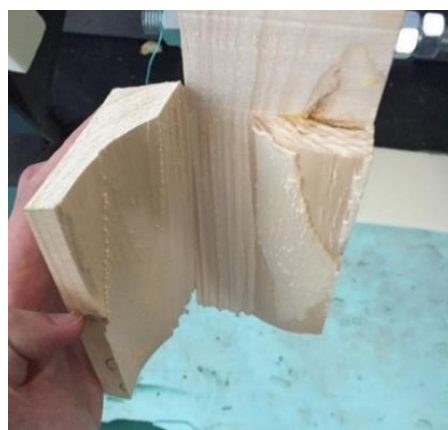


Figura 4.3 - Provete 3-SA-1

Como indicado na Tabela 4.2, obtém-se aproximadamente 44,3 kN para a carga de rotura, e a carga de rotura média obtida nos ensaios foi de 65,9 kN. O que sugere que a resistência ao corte da madeira é maior que a assumida.

Como dito anteriormente, a partir dos ensaios iniciais (AS-1), percebeu-se a necessidade de aumentar a velocidade de carregamento, atendendo a que as cargas de rotura foram aproximadamente 50% maiores que as estimadas inicialmente. A estimativa da carga de rotura foi reavaliada com essa proporção e a velocidade de carregamento foi alterada para todos os ensaios a seguir.

1.2. Tipo SA-C

A rotura dos três ensaios foi plástica, por esmagamento da madeira no entalhe, conforme o esperado (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**). É de conhecimento que o esmagamento da madeira ocorre com a instabilização de suas fibras. Observou-se que, nesses ensaios, o esmagamento acontece associado à instabilização dos anéis de crescimento, de forma que a orientação dos mesmos pode ter influenciado os resultados das cargas de rotura. Nota-se que o ensaio com maior carga de rotura possui anéis de crescimento com orientação mais perpendicular à superfície superior da perna(2-SA-C), dificultando a instabilização das fibras (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**). Nos outros ensaios, é perceptível a menor instabilização no lado que tem as fibras dessa forma (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**). Com essa análise é possível identificar que os valores da carga de rotura dos ensaios são consistentes.

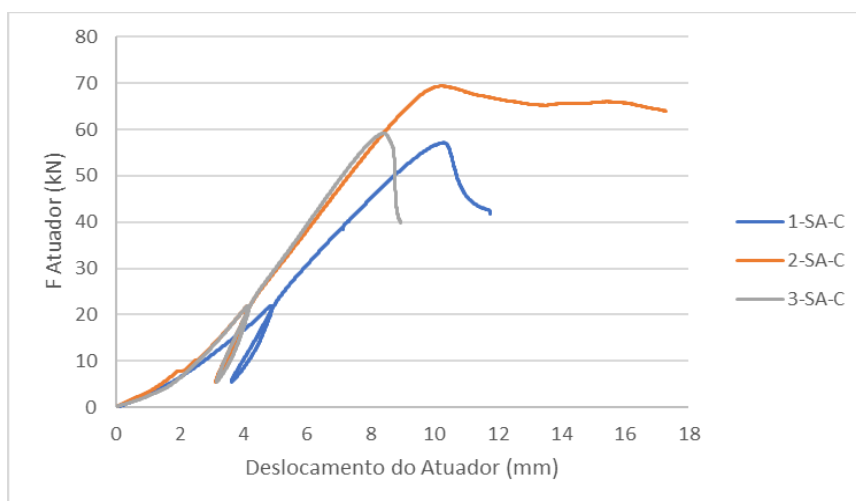


Figura 4.4 - Diagrama Força-Deslocamento SA-C

Tabela 4.3 - Tabela de resultados SA-C

Sample	Ensaio		Previsão final	
	Carga de rotura [kN]	Mecanismo de rotura	Carga de rotura [kN]	Mecanismo de rotura
1-SA-C	57,15	Compressão no dente	45,0	Compressão no dente
2-SA-C	69,4	Compressão no dente		
3-SA-C	59,22	Compressão no dente		



Figura 4.5 - Esmagamento na perna dos provetes 1-SA-C e 2-SA-C, respectivamente



Figura 4.6 - Esmagamento na perna do provete 3-SA-C

A hipótese de carga de rotura dessa ligação tipo, calculada com base nos valores de resistência estimados a partir dos ensaios de caracterização, foi 45,0 kN. Comparando os valores de carga de rotura nos ensaios com esta hipótese, observa-se um valor em média 38% maior.

1.3. Tipo SP-C

Os ensaios tiveram, em geral, os resultados esperados para o modo de rotura por compressão, rotura plástica (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**) (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**). A exceção foi o ensaio 2-SP-C, no qual se verificou o destaque de um fragmento do talão, aparentemente por corte ao longo da superfície de um anel de crescimento (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**).

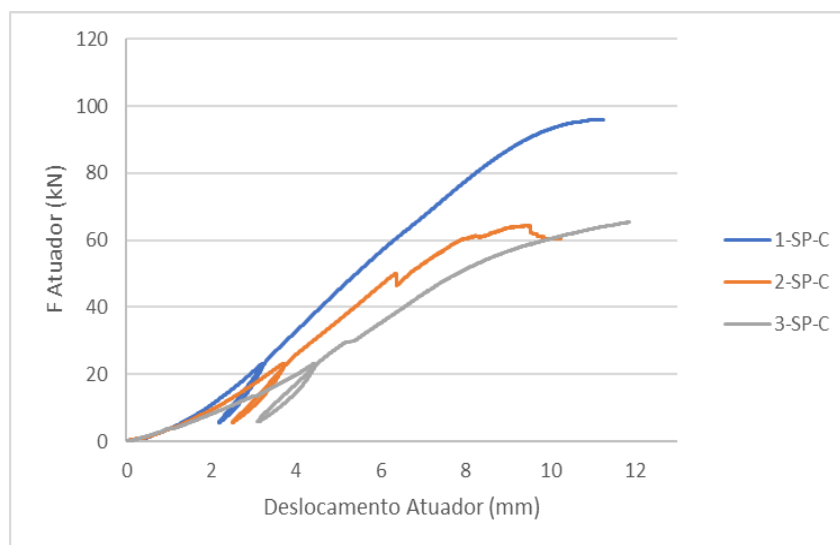


Figura 4.7 - Diagrama Força-Deslocamento SP-C

Tabela 4.4 - Tabela de resultados SP-C

Sample	Ensaio		Previsão	
	Carga de rotura [kN]	Mecanismo de rotura	Carga de rotura [kN]	Mecanismo de rotura
1-SP-C	95,94	Compressão no dente	44	Compressão no dente
2-SP-C	64,39	Compressão no dente		
3-SP-C	73,02	Compressão no dente		



Figura 4.8 - Rotura por compressão 3-SP-C



Figura 4.9 - Rotura 2-SP-C

Além disso, houve a formação de uma fissura na raiz do dente da perna, comportamento previsto por Branco e Descamps (2015), devido à excentricidade do carregamento nesse tipo de ligação. Posteriormente, esse comportamento foi evitado com o reforço de parafusos metálicos, impedindo a formação da fissura, tendo em vista que o presente estudo não se propõe a analisar este comportamento (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**).



Figura 4.10 - Parafusos de reforço

A carga de rotura estimada para essa ligação tipo é de 44kN. Entretanto, os valores para a carga de rotura obtidos foram consideravelmente maiores. Esse acréscimo reforça a ideia de que a resistência à compressão do material é maior que a estimada, tendo em vista os resultados obtidos na prática.

1.4. Tipo D-S1

Os três ensaios realizados das ligações tipo D-S1, *step-joint* de dente duplo tiveram a rotura por corte na superfície inferior com a média dos valores da carga de rotura de 103 kN (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**). Entretanto, a rotura esperada inicialmente era por corte na superfície superior (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**) (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**).

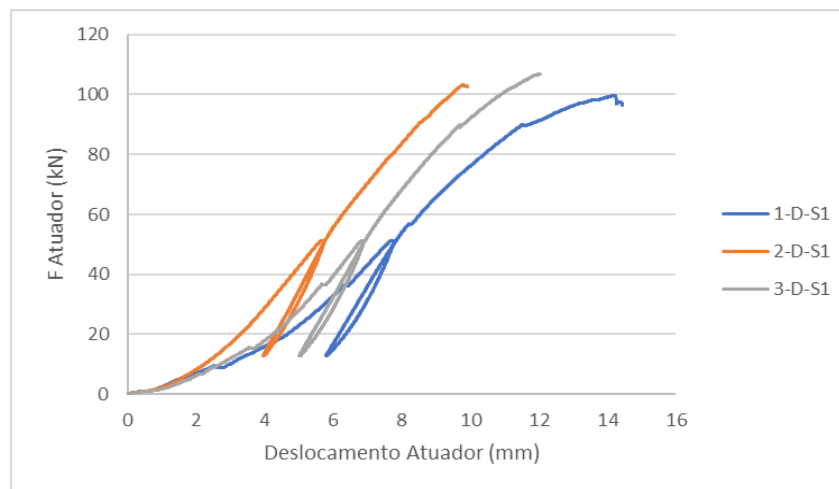


Figura 4.11 - Diagrama Força-Deslocamento D-S1

Tabela 4.5 - Tabela de resultados D-S1

Sample	Ensaio		Previsão Final	
	Carga de rotura [kN]	Mecanismo de rotura	Carga de rotura [kN]	Mecanismo de rotura
1-D-S1	99,67	Corte na Superfície Inferior	83	Corte na Superfície Inferior
2-D-S1	103,23	Corte na Superfície Inferior		
3-D-S1	106,71	Corte na Superfície Inferior		



Figura 4.12 - Rótura ensaio 2-D-S1

Observando os gráficos força-extensão nos entalhes (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**), obtidos a partir dos extensômetros e LVDTs instalados, é possível perceber que o entalhe anterior não sofreu extensões compatíveis com o esperado, caso a distribuição de força entre os entalhes tivesse ocorrido normalmente. Isso pode ser explicado devido à existência de alguma folga mínima, porém aparentemente suficiente para influenciar os resultados, entre a perna e a linha no entalhe anterior nesses provetes. Essa falha está relacionada à dificuldade da execução manual desse tipo de ligação e por ter sido a primeira ligação tipo a ser manufaturada.

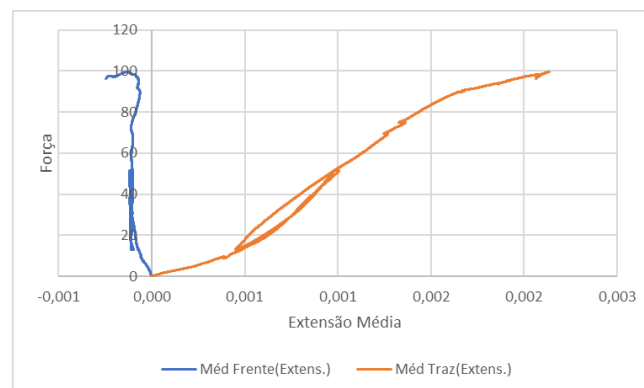


Figura 4.13 - Gráfico força-extensão do ensaio 1-D-S1 de exemplo dos ensaios D-S1

Apesar do dimensionamento inicial ter sido feito para a ruptura por corte na superfície superior, recalculando a carga de ruptura para esta ligação tipo, o modo de ruptura seria por corte na superfície inferior para a carga de 83 kN. Isso pode ser explicado, pois o dimensionamento inicial não levou em conta a redução da superfície de corte $l_{v,2}$. Esses resultados reforçam que

a distribuição da tensão na superfície de corte não é constante, conforme apresentado por Rijk (2016).

1.5. Tipo D-S2

Com exceção do ensaio 1-D-S2, que teve a rotura da linha, todos os ensaios tiveram o modo de rotura por corte na superfície inferior, conforme o esperado (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**) (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**).

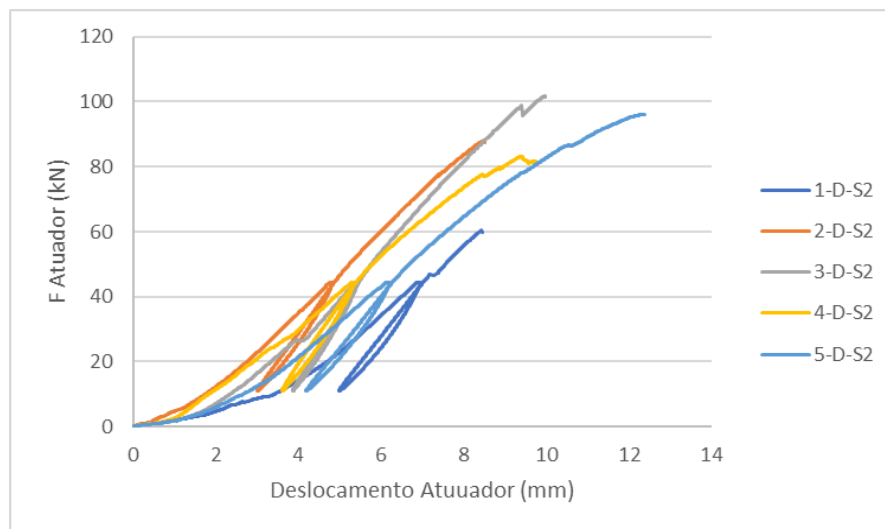


Figura 4.14 - Diagrama Força-Deslocamento D-S2

Tabela 4.6 - Tabela de resultados D-S2

Sample	Ensaio		Previsão	
	Carga de rotura [kN]	Mecanismo de rotura	Carga de rotura [kN]	Mecanismo de rotura
1-D-S2	60,47	Rotura da linha	73.9	Corte na Superfície Inferior
2-D-S2	88,03	Corte na Superfície Inferior		
3-D-S2	101,76	Corte na Superfície Inferior		
4-D-S2	83,04	Corte na Superfície Inferior		
5-D-S2	96,11	Corte na Superfície Inferior		

É preciso analisar que, assim como nos ensaios D-S1, alguns destes ensaios não tiveram as extensões compatíveis à distribuição de forças esperada, tendo a extensão registrada no dente

posterior muito maior que a no anterior. É o caso dos ensaios 1-D-S2, 2-D-S2 e 5-D-S2, como apresentado no exemplo (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**).

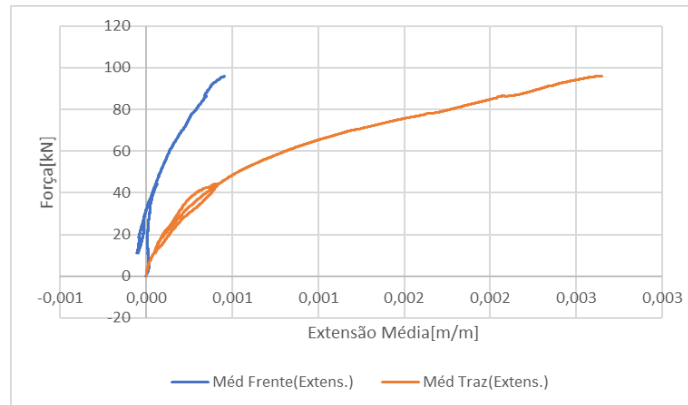


Figura 4.15 - Gráfico força-extensão 5-D-S2

Entretanto, nos casos dos ensaios 3-D-S2 e 4-D-S2, a relação das extensões registradas em cada dente representa, visualmente, o que seria a relação esperada para a distribuição de forças para esses casos. Isso é, a força no dente posterior aproximadamente 4% maior que a força no dente anterior, uma distribuição de aproximadamente 49% para o dente anterior e 51% para o dente posterior (Figura 4.16**Erro! Fonte de referência não encontrada.**). Podemos notar que a relação entre a extensão posterior e a anterior tende a valores próximos aos 10% na rotura para o provete 4-D-S2 (Figura 4.17**Erro! Fonte de referência não encontrada.**).

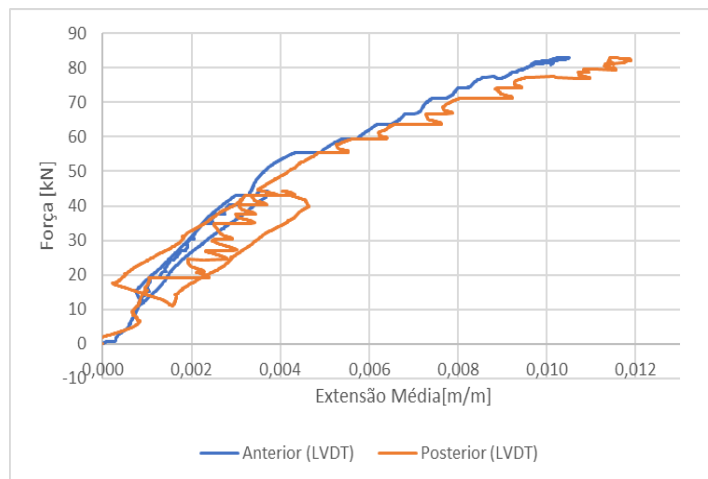


Figura 4.16 - Gráfico força-extensão 4-D-S2

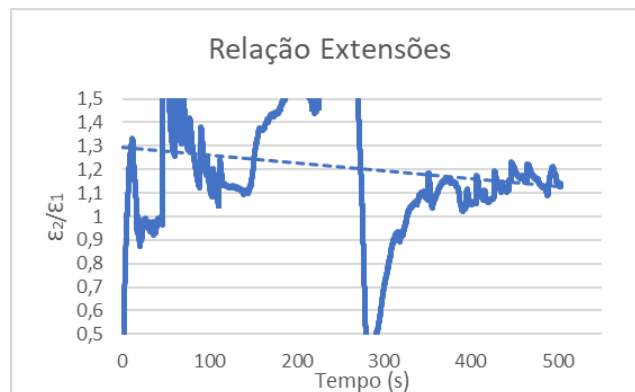


Figura 4.17 - Relação entre extensão posterior e a anterior

A média dos valores da carga de rotura obtida, excluindo o ensaio 1-D-S2, é de 92,2 kN. Entretanto, a carga de rotura prevista é de 73,9 kN, com a rotura por corte da superfície inferior, contabilizando $l_{v,eff} = l_{v2}$, e 51,5 kN caso $l_{v,eff} = 0,7l_{v2}$.

1.6. Tipo D-C

Os ensaios da série tipo D-C, como esperado, tiveram o esmagamento nos dentes. Entretanto, após o esmagamento, ocorreram roturas frágeis por corte, diferente do esperado conforme apresentado nas figuras **Erro! Fonte de referência não encontrada.**, **Erro! Fonte de referência não encontrada.**, **Erro! Fonte de referência não encontrada.** e **Erro! Fonte de referência não encontrada.**. Tiveram também valores para carga de rotura consistentes (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**).

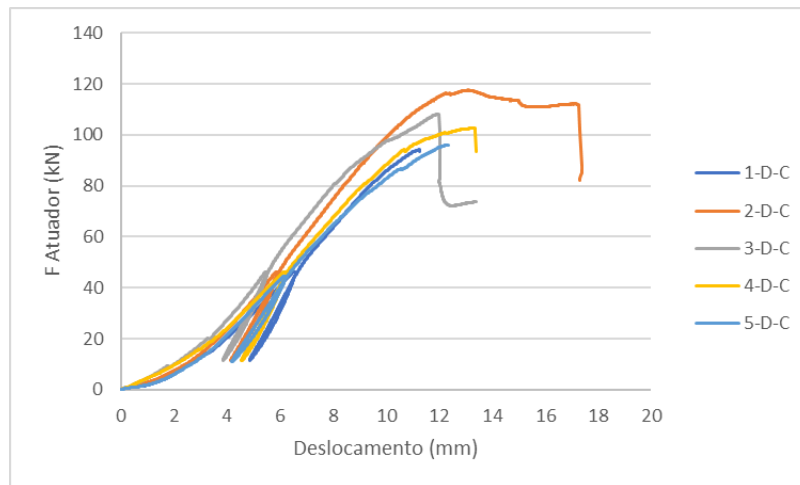


Figura 4.18 - Diagrama Força-Deslocamento D-C

Tabela 4.7 - Tabela de resultado D-C

Sample	Ensaio		Previsão	
	Carga de rotura [kN]	Mecanismo de rotura	Carga de rotura [kN]	Mecanismo de rotura
1-D-C	94,16	Esmagamento + Corte na Superfície Superior	81,1	Compressão nos dentes
2-D-C	117,51	Esmagamento + Corte na Superfície Superior		
3-D-C	108,24	Esmagamento + Corte na Superfície Inferior		
4-D-C	102,72	Perna ft,90+ Corte na Superfície Superior + Esmagamento		
5-D-C	109,54	Perna ft,90+ Corte na Superfície Superior + Esmagamento		



Figura 4.19 – Rotura dos ensaios 1-D-C e 2-D-C

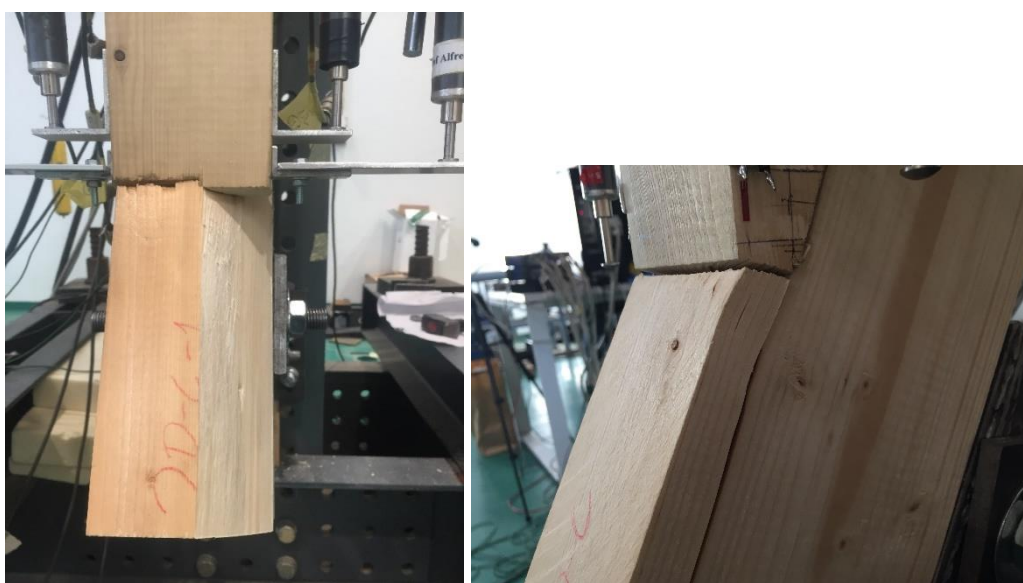


Figura 4.20 - Rotura dos ensaios 3-D-C e 4-D-C



Figura 4.21 – Roturas do ensaio 5-D-C

Outra situação a ser observada foi a abertura de fenda na perna, devido a tensões perpendiculares às fibras, geradas pela excentricidade entre o carregamento e as forças nas superfícies de contato, assim como nos ensaios SP-C (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**3). Em geral, esse comportamento é minimizado em ligações *step-joint* de dente duplo, devido a sua geometria. De modo a impedir este comportamento, a perna foi reforçada com parafusos perpendiculares às fibras, a dez centímetros da face do entalhe.



Figura 4.22 - Rotura da linha

É interessante observar que a teoria de repartição de força entre os dentes, regida pela relação entre a resistência a compressão dos entalhes, utilizada no dimensionamento das ligações, prevê, para este caso, aproximadamente 51% da força total para o dente anterior e 49% para o

dente posterior. Nos gráficos da extensão no tempo dos entalhes nestes ensaios, é possível observar comportamentos semelhantes ao previsto (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**). O que sugere que, assumindo que a relação entre as resistências dos entalhes está correta, a teoria de repartição de forças utilizada é próxima à realidade.

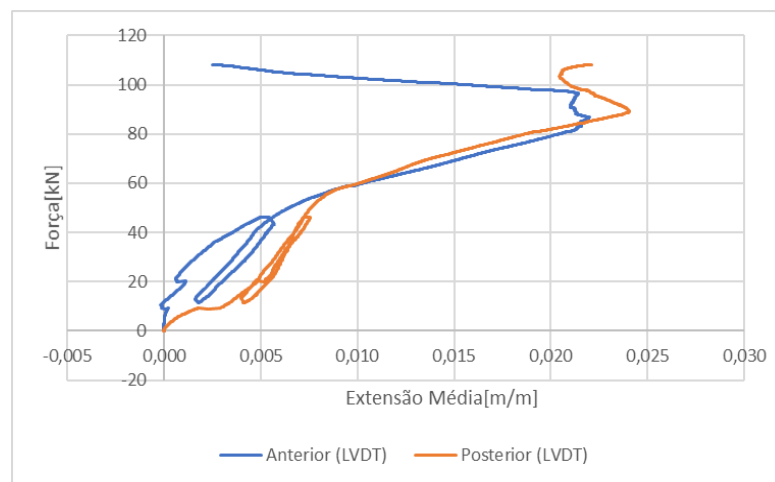


Figura 4.23 - Gráfico tempo-extensão 2D-C-3

A carga de rotura desta ligação tipo, calculada com os valores estimados a partir dos ensaios de caracterização realizados, é 81,1 kN para o modo de rotura por compressão. Entretanto, conforme também visto nos ensaios anteriores, esse dimensionamento não é compatível com os resultados dos ensaios. De forma a atingir a tensão resistente na superfície de corte superior, seria necessária uma força de aproximadamente 51 kN no entalhe anterior, para causar esse modo de rotura. O que sugere que a distribuição de força entre os dentes não ocorreu conforme o esperado ou que as propriedades mecânicas estimadas não condizem com a realidade.

1.7. Análise comparativa

A seguir segue o quadro resumo dos resultados obtidos nos ensaios realizados (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**). É possível perceber que a diferença entre os valores das propriedades mecânicas estimadas e as tabeladas para a tensão resistente ao corte parece ser correspondente à realidade, tendo em vista a carga de rotura estimada e a média da carga de rotura dos ensaios 1SA. De forma contrária, a resistência à compressão estimada não correspondeu aos valores obtidos nos ensaios de dente simples com modo de rotura à compressão.

Tabela 4.8 - Quadro resumo dos ensaios experimentais

Tipo	Hipótese Modo de Rotura		Hipótese Carga de Rotura [kN]		Média Modo de Rotura	Média Carga de Rotura [kN]
	Propriedades Tabeladas	Propriedades Estimadas	Propriedades Tabeladas	Propriedades Estimadas		
SA-1	Corte	Corte	44,3	44,3	Corte	65,9
SA-C	Compressão no dente	Compressão no dente	41,6	45,0	Compressão no Dente	61,9
SP-C	Compressão no dente	Compressão no dente	40,5	44,0	Compressão no Dente	77,8
D-S1	Corte na Superfície Superior	Corte na Superfície Inferior	85,5	83,0	Corte na Superfície Inferior	103,2
D-S2	Corte na Superfície Inferior	Corte na Superfície Inferior	73,9	73,9	Corte na Superfície Inferior	92,2
D-C	Compressão nos dentes	Compressão nos dentes	76,9	81,1	Compressão nos dentes	106,4

É possível perceber, a partir dos ensaios das ligações de dente simples, que, provavelmente, as propriedades mecânicas estimadas ainda não correspondem a realidade, tendo em vista que os valores de carga de rotura estimados não são próximos dos obtidos nos ensaios.

A partir dos valores médios da carga de rotura dos ensaios de dente simples e da geometria destes provetes, pode-se estimar os valores das tensões de rotura para a compressão no dente anterior, posterior e corte (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**).

Tabela 4.9 - Tensão de rotura nos ensaios *step-joint* simples

Tipo	Média Modo de Rotura	Média Carga de Rotura [kN]	Tensão de Rotura [N/mm ²]
1SA	Corte	65,9	4,8
3SA	Compressão no Dente	61,9	36,1
1SP	Compressão no Dente	77,8	28,1

A tensão de corte para a carga de rotura é dada por:

$$\tau_{v,d} = \frac{N_{Ed} \cos \beta}{b l_{v,eff}} \quad (4.1)$$

A tensão de compressão para a carga de rotura é dada por:

$$f_{c,d} = \frac{N_{Ed} \cos(\alpha) \cos(\beta - \alpha)}{b t_v} \quad (4.2)$$

Com base nesses valores, recalculando as hipóteses de rotura para os ensaios de dente duplo, obtém-se os seguintes resultados (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**):

Tabela 4.10 - Cálculo da carga de rotura dos ensaios *step-joint* de dente duplo

Tipo	Ensaio		Previsão	
	Carga de rotura [kN]	Mecanismo de rotura	Carga de rotura [kN]	Mecanismo de rotura
D-S1	103,2	Corte na Superfície Inferior	144,6	Corte na Superfície Superior
D-S2	92,2	Corte na Superfície Inferior	111,0	Corte na Superfície Inferior
D-C	106,4	Compressão nos dentes	140,0	Compressão nos Dentes

É preciso ressaltar que com esse dimensionamento e considerando para o cálculo da tensão de corte para o dente posterior $l_{v,eff} = 0,7l_{v2}$, a carga de rotura para o corte na superfície inferior na ligação tipo D-S1 é 145 kN, na prática a mesma carga que causaria a rotura por corte na superfície superior.

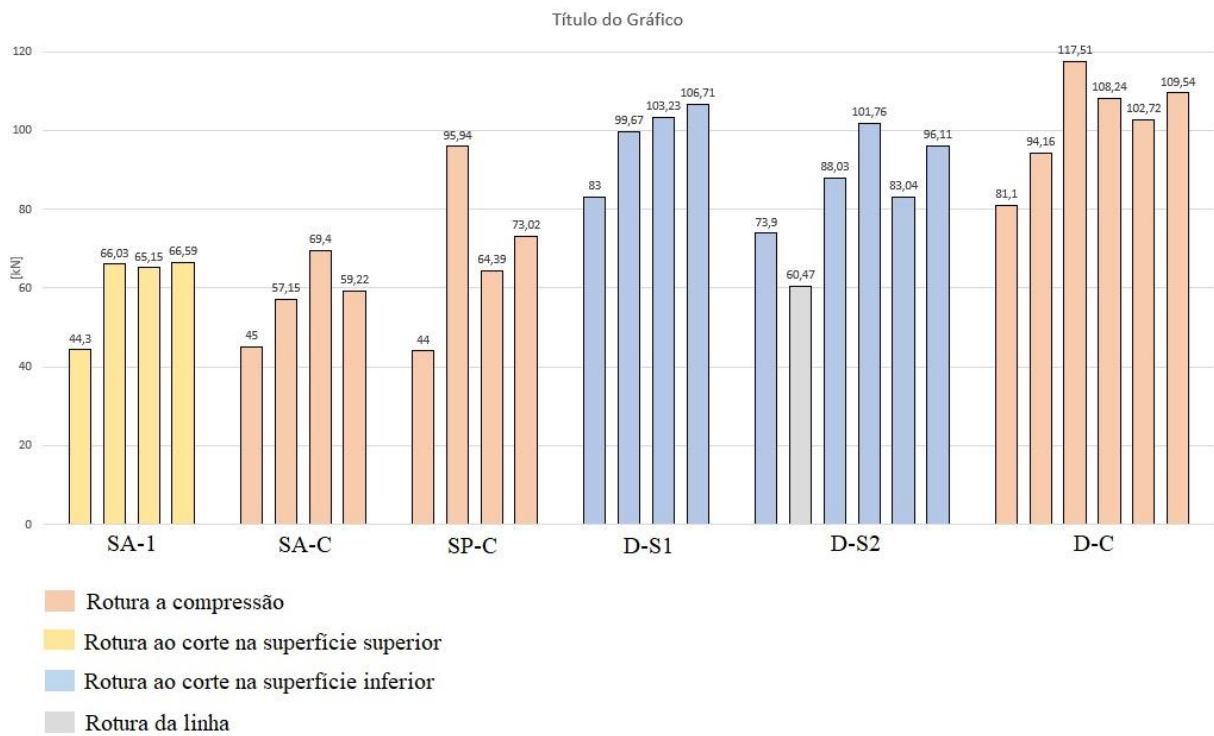


Figura 4.25 – Gráfico resumo dos ensaios principais

5. CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

Este trabalho baseou-se, primeiramente, em ampla pesquisa bibliográfica sobre o comportamento mecânico, dimensionamento analítico e métodos de dimensionamento das ligações *step-joint*. Posteriormente, foram desenvolvidos e analisados ensaios experimentais desse tipo de ligação.

A ligação *step-joint* de dente simples anterior é, possivelmente, a mais usada em asnas de cobertura, podendo, no entanto, ser utilizado o dente simples posterior, quando o comprimento do talão é limitado pela arquitetura. O *step-joint* de dente duplo aumenta a superfície de contacto na ligação e a superfície de corte, com um acréscimo significativo na resistência da ligação. Esta ligação, em geral, é usada com o objetivo de aumentar a resistência ao corte, com menor risco de fendilhamento na perna.

Em geral, as indicações e métodos de dimensionamento existentes variam dependendo da região, sendo inexistente em alguns países da Europa. As disposições sobre as ligações *step-joint* existentes em normas nacionais, são escassas e vagas, em alguns casos, principalmente, para ligações de dente duplo, quando existentes.

Com a comparação e análise dos resultados obtidos no programa principal, ficou claro que a qualidade da madeira foi subestimada inicialmente, e os ensaios secundários realizados não foram suficientes para a caracterização completa da madeira.

A confecção dos entalhes nas ligações ensaiadas, feitas com auxílio de serra fita e serra circular, evidenciou a dificuldade de execução desse tipo de ligação e a necessidade do corte preciso, de modo a garantir o contato das superfícies, para o bom funcionamento da ligação. Estas são as principais desvantagens das ligações de dente duplo.

Os resultados do programa experimental mostram que as ligações de dente duplo possuem maior resistência que ligações simples de dimensões equivalentes. Foi possível perceber também a importância de levar em conta que distribuição das tensões não é homogênea nas superfícies de corte, de modo que, é preciso atenção especial ao comprimento da superfície de corte inferior considerado. Caso seja contabilizada toda componente horizontal do carregamento para essa verificação, é prudente que o comprimento de corte inferior seja o comprimento posterior (da distância da raiz do entalhe posterior até ao topo da linha) afetado pelo fator de redução que tem em conta a distribuição “*hammock-shaped*” das tensões.

A análise do comportamento do esmagamento dos entalhes sugere que a hipótese de repartição de forças entre os entalhes da ligação de dente duplo, governada pela relação entre a resistência dos entalhes, é próxima da realidade. Entretanto, isso não pôde ser confirmado comparando os resultados dos ensaios com a previsão de carga e modo de rotura.

Por fim, fica evidente a importância de métodos de dimensionamento e análise bem definidos. Além disso os métodos de dimensionamento e disposições normativas estudados, a incluir na nova parte de ligações de carpintaria da futura versão do Eurocódigo 5, verificaram-se seguros e confiáveis para o dimensionamento das ligações *step-joint*, tendo em conta as previsões com os valores tabelados para as propriedades da madeira. Existe, porém, a necessidade de novos ensaios de caracterização da madeira para confirmar a distribuição de força e precisão da previsão dos resultados.

Fazem-se necessários, ainda, novos ensaios de ligações *step-joint* de dente duplo, com mais precisão na execução dos entalhes, garantindo a menor folga possível entre as superfícies de contato. Possivelmente, o uso do corte controlado por computador (CNC) forneceria resultados mais precisos e confiáveis.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ARUP. (2020). *Haut Timber building*. <https://www.arup.com/projects/haut>
- Barbosa, S. I. F. (2015). *Reforço de ligações tradicionais de madeira*. 149.
- Bocquet, J. F. (2015). *Les assemblages de charpentes traditionnelles dans le futur contexte réglementaire. Eurocode 5 : Conception et calcul des structures en bois – Sous-partie : Assemblage*. Université de Lorraine, France.
- Branco, J., Cruz, P., & Piazza. (2013). ASNAS DE MADEIRA. A IMPORTÂNCIA DA RIGIDEZ DAS LIGAÇÕES. *Journal of Chemical Information and Modeling*, 53(9), 1689–1699. <https://doi.org/10.1017/CBO9781107415324.004>
- Branco, J., Cruz, P., Piazza, M., & Varum, H. (2006). Experimental analysis of original and strengthened traditional timber connections. *9th World Conference on Timber Engineering 2006, WCTE 2006*, 2, 1314–1321.
- Branco, Jorge M., & Descamps, T. (2015). Analysis and strengthening of carpentry joints. *Construction and Building Materials*, 97, 34–47. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.05.089>
- Branco, Jorge M., Verbist, M., & Descamps, T. (2018). Design of three Step Joint typologies: Review of European standardized approaches. Em *Engineering Structures* (Vol. 174). <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.06.073>
- Branco, Jorge Manuel, Piazza, M., & Cruz, P. J. S. (2011). Experimental evaluation of different strengthening techniques of traditional timber connections. *Engineering Structures*, 33(8), 2259–2270. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2011.04.002>
- Braun Junior, W., & Santos, L. L. dos. (2018). Correlação Das Propriedades Elásticas Estáticas E Dinâmicas De Três Espécies Nativas De Madeira. *Revista Científica Faesa*, 14(1), 122–141. <https://doi.org/10.5008/1809.7367.142>
- CEN. (1991). *EN 26 891 - Timber Structures - Joints Made With Mechanical Fasteners - General Principles For The Determination Of Strength And Deformation Characteristics* (p. 43).
- CEN. (2006). *EN 14358 - Timber structures - Calculation of characteristic 5-percentile values and acceptance criteria of a sample*.
- CEN. (2007). *BS EN 13183-1:2002 Moisture content of a piece of sawn timber Part1: Determination by oven dry method*. 1–5.
- CEN. (2009). *EN 338: Structural timber — Strength classes - British Standards Institute*. <https://doi.org/10.1016/j.jglr.2014.11.012>
- CEN. (2011). *EN 1995-1-1 - Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-1: General - Common rules and rules for buildings Eurocode. 1(2005)*.
- CEN. (2012). *EN 408 : 2010+A1 - Timber structures - Structural timber and glued laminated timber - Determination of some physical and mechanical properties*.
- CEN. (2013). *EN 14080 - Timber structures - Glued laminated timber and glued solid timber - Requirements*.
- CEN. (2017). CEN-TC250-SC5_N0672, AFNOR-French contribution for traditional carpentry joints. (Restricted)
- DIN-German Standardization Organization. (2008). *DIN 1052:2008-12 - Design of timber*

- structures - General rules and rules for buildings - Chapter 15.*
- Ehlbeck, J., & Kromer, M. (1995). Carpentry joints. Em B. HJ, A. P., C. B., G. R., G. D., H. B., R. P., & S. G. (Eds.), *Timber Engineering - STEP 1* (Vol. 1).
- Negrão, J. H. (2020). *Extrato EC5 Step-Joint*.
- Negrão, J. H., & Piazza, M. (sem data). *State-of-the-art report on carpentry joints Part 1 – Step-joints*.
- Oslet, G. (1890). *Traité de charpente en bois. Encyclopédie théorique & pratique des connaissances civiles et militaires. Partie Civile, Cours de construction, Quatrième partie* (F. D. reproduction. Edited by Chairgrasse H. Fils, Paris (ed.)). <http://gallica.bnf.fr/ark:/12148/bpt6k872975z.r=Oslet,+Gustave.langF>
- Palma, P., & Cruz, H. (2007). Mechanical behaviour of traditional timber carpentry joints in service conditions-results of monotonic tests. *Proceedings of the 16th International Conference: From Material to Structure – Mechanical Behaviour and Failures of the Timber Structures, ICOMOS International Wood Committee, January 2007*. <http://www.icomos.org/iwc/16/palma.pdf>
- Palma, P., Ferreira, J., & Cruz, H. (2010). Monotonic tests of structural carpentry joints. *11th World Conference on Timber Engineering 2010, WCTE 2010, 3, 1947–1952*.
- Palma, P., Garcia, H., Ferreira, J., Appleton, J., & Cruz, H. (2012). Behaviour and repair of carpentry connections - Rotational behaviour of the rafter and tie beam connection in timber roof structures. *Journal of Cultural Heritage, 13*(3 SUPPL.), S64–S73. <https://doi.org/10.1016/j.culher.2012.03.002>
- Parisi, M.A., & Piazza, M. (2013). Carpentry joints in earthquake conditions. *Ingegneria Sismica, 30*(4).
- Parisi, Maria A., & Piazza, M. (2002). Seismic behavior and retrofitting of joints in traditional timber roof structures. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 22*(9–12), 1183–1191. [https://doi.org/10.1016/S0267-7261\(02\)00146-X](https://doi.org/10.1016/S0267-7261(02)00146-X)
- Parisi, Maria Adelaide, & Cordié, C. (2010). Mechanical behavior of double-step timber joints. *Construction and Building Materials, 24*(8), 1364–1371. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2010.01.001>
- Parisi, Maria Adelaide, & Piazza, M. (2000). *MECHANICS OF PLAIN AND RETROFITTED TRADITIONAL TIMBER CONNECTIONS. December, 1395–1403*.
- Rijk, R. j. c. w. (richard) de. (2016). *Stresses in a Single Step Joint*.
- Siem, J., & Jorissen, A. (2015). *Can Traditional Carpentry Joints be assessed and designed using modern standarts ? Structural Health Assessment of Timber Structures. Shatis'15 : 3rd International Conference on Structural Health Assessment of Timber Sutrcure, Volume I* (J. Jansienko & T. Nowak (eds.)).
- Verbist, M., Branco, J. M., Poletti, E., Descamps, T., & Lourenço, P. B. (2017). Single and Double Step Joints Design : Overview of European standard approaches compared to experimentation. *Proceedings of the Third International Conference on Preservation, Maintenance and Rehabilitation of Historical Buildings and Structures REHAB 2017. Green Lines Institute for Sustainable Development, Braga, Portugal, June, 1185–1194*.
- Verbist, Maxime, Branco, J. M., Poletti, E., Descamps, T., & Lourenço, P. B. (2016). Single Step Joint: overview of European standardized approaches and experimentations.

-
- Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, 50(2), 1–20.
<https://doi.org/10.1617/s11527-017-1028-4>
- Villar-García, J. R., Vidal-López, P., Crespo, J., & Guaita, M. (2019). Analysis of the stress state at the double-step joint in heavy timber structures. *Materiales de Construccion*, 69(335), 1–16. <https://doi.org/10.3989/mc.2019.00319>
- Villar, J. R., Guaita, M., Vidal, P., & Argüelles Bustillo, R. (2008). Numerical simulation of framed joints in sawn-timber roof trusses. *Spanish Journal of Agricultural Research*, 6(4), 508–520. <https://doi.org/10.5424/sjar/2008064-345>
- Villar, J. R., Guaita, M., Vidal, P., & Arriaga, F. (2007). Analysis of the Stress State at the Cogging Joint in Timber Structures. *Biosystems Engineering*, 96(1), 79–90. <https://doi.org/10.1016/j.biosystemseng.2006.09.009>
- Villar, José R., Vidal, P., Fernández, M. S., & Guaita, M. (2016). Genetic algorithm optimisation of heavy timber trusses with dowel joints according to Eurocode 5. *Biosystems Engineering*, 144, 115–132. <https://doi.org/10.1016/j.biosystemseng.2016.02.011>