UNIVERSIDADE D
COIMBRA

Filipe Augusto Coelho Ramos Rodrigues

Validação do Dimensionamento de Ligações Metálicas de Grandes Dimensões

Dissertação de Mestrado Integrado em Engenharia Civil, na área de Especialização em Estruturas, orientada pelo Professor Doutor Ricardo Joel Teixeira Costa e pelo Professor Doutor Hélder David da Silva Craveiro e apresentada ao Departamento de Engenharia Civil da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra.

Fevereiro de 2019

FCTUC DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL
FACULDADE DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

Filipe Augusto Coelho Ramos Rodrigues

VALIDAÇÃO DO DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES METÁLICAS DE GRANDES DIMENSÕES

VALIDATION OF THE DESIGN OF STEEL JOINTS WITH LARGE DIMENSIONS

Dissertação de Mestrado Integrado em Engenharia Civil, na área de Especialização em Estruturas, orientada pelo Professor Doutor Ricardo Joel Teixeira Costa e pelo Professor Doutor Hélder David da Silva Craveiro

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.

Coimbra, 07 de fevereiro de 2019

AGRADECIMENTOS

A todos aqueles que contribuíram de uma forma ou de outra para a realização deste trabalho, o meu sincero agradecimento.

Aos meus orientadores, Professor Doutor Ricardo Joel Teixeira Costa e Professor Doutor Hélder David da Silva Craveiro pela disponibilidade que sempre demonstraram, pela valiosa partilha de conhecimentos e pela contribuição na realização da presente dissertação.

Aos meus pais pelo apoio incondicional e pelo esforço realizado para que pudesse concluir esta etapa.

Aos amigos que conheci ao longo destes anos do curso que me ajudaram e tiveram uma contribuição importante na realização do mesmo e me acompanharam nesta longa caminhada.

Por fim, aos amigos que me acompanham desde bem cedo e com os quais sei que posso sempre contar.

Obrigado.

RESUMO

O método das componentes, ao permitir avaliar o comportamento de uma gama alargada de configurações de junta, estabeleceu-se como o método de referência para o dimensionamento de juntas metálicas, sendo por isso codificado no Eurocódigo 3 – Projeto de estruturas de aço, Parte 1-8: Projeto de ligações. Ainda assim, este método apenas foi calibrado para juntas de dimensões usuais.

Os modelos 3D de elementos finitos atualmente são uma ferramenta com imenso potencial pois permitem considerar fenómenos complexos relacionados com não linearidades materiais e geométricas, mas cuja utilização ainda não é uma realidade.

Nesta tese é levado a cabo a avaliação do comportamento de duas juntas metálicas de grandes dimensões. Esta avaliação é feita recorrendo ao método das componentes e ao método dos elementos finitos cujos resultados são confrontados com resultados de ensaios experimentais realizados.

Este trabalho permitiu concluir que o método das componentes conduz a estimativas conservadores para a resistência e para a rigidez das juntas e que o método dos elementos finitos pode conduzir a boas estimativas para o comportamento das juntas, mas, para isso, as condições de fronteira dos provetes de ensaio devem ser perfeitamente definidas.

Este trabalho permitiu ainda concluir que o método dos elementos finitos é uma ferramenta com muitas potencialidades que permite uma caracterização muito rigorosa do comportamento efetivo das juntas. No entanto, a sua utilização para o efeito de projeto tem custos proibitivos na medida em que exige muito tempo para criar e correr os modelos, mas também know-how para definir não só os modelos materiais bem como as malhas.

Conclui-se desta forma que o método das componentes é perfeitamente aplicável a ligações de grandes dimensões e é o método com melhor relação custo/benefício para utilização em ambiente de projeto.

Palavras-chave: Juntas metálicas viga-coluna; Emenda de viga; Juntas semi-rígidas; Método das componentes; Validação experimental; Elementos finitos; Grandes dimensões.

ABSTRACT

The component method, by allowing the evaluation of the behaviour of a wide range of joints configurations, has been established as the reference method for the design of steel joints and being therefore encoded in Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-8: Design of joints. However, this method was only calibrated for joints with usual dimensions.

The 3D models of finite elements are currently a tool with high potential because they allow to consider complex phenomena related to material and geometric nonlinearity but whose use is not yet a reality.

In this thesis the behaviour of two steel joints with large dimensions is characterized. This characterization is made by using the component method and the finite element method whose results are compared with results of experimental tests carried out.

This study allowed to conclude that the component method leads to a conservative estimate for the strength and stiffness of the joints. Furthermore, the finite element method can lead to a good estimate for the behaviour of the joints but for this the boundary conditions of test specimens shall be clearly defined.

This study still allowed to conclude that the finite element method is a tool with so many potentialities that allow to a very rigorous characterization of the effective behaviour of the joints. However, its use for the design of joints has prohibitive costs in that it requires a lot of time to create and run models, but also know-how to define not only the materials models as well as the meshes.

It is thus concluded that the component method is perfectly applicable to joints with large dimensions and is the most cost-effective method for use in the design.

Keywords: Beam-to-column steel joints; Beam splice; Semi-rigid joints; Component method; Experimental validation; Finite elements; Large dimensions;

ÍNDICE

AGRADECIMENTOS i
RESUMO ii
ABSTRACT iii
ÍNDICE iv
SIMBOLOGIA vii
ABREVIATURAS x
1. INTRODUÇÃO 1
1.1. Enquadramento geral 1
1.2. Objetivos e âmbito da dissertação 3
1.3. Organização da dissertação 4
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA 6
2.1. Considerações gerais 6
2.2. Ensaios experimentais 6
2.3. Método das componentes 6
2.4. Análise numérica de juntas com elementos finitos 8
3. ENSAIOS EXPERIMENTAIS 11
3.1. Introdução 11
3.2. Junta C2 – viga-coluna 13
3.2.1. Layout experimental, protocolo de carga e instrumentação 13
3.2.2. Resultados experimentais 14
3.2.3. Rotura da junta C2 17
3.3. Junta C4 - viga-viga 22
3.3.1. Layout experimental, protocolo de carga e instrumentação 22
3.3.2. Resultados experimentais 23
4. DIMENSIONAMENTO SEGUNDO O EUROCÓDIGO 3 PARTE 1-8 27
4.1. Introdução 27

4.2. Classificação segundo a resistência 27
4.3. Classificação segundo a rigidez 28
4.4. Idealização do comportamento da junta 29
4.5. Método das Componentes 30
4.5.1. Caracterização das componentes 35
4.5.1.1. Modelo T-Stub equivalente tracionado 35
4.5.1.1.1. Banzo de coluna em flexão 38
4.5.1.1.2. Chapa de extremidade em flexão 40
4.5.1.2. Painel de alma de coluna solicitado ao corte 42
4.5.1.3. Alma de coluna em compressão transversal 43
4.5.1.4. Alma de coluna em tração transversal 45
4.5.1.5. Banzo e alma de viga ou de coluna em compressão 46
4.5.1.6. Alma de viga à tração 46
4.5.1.7. Parafusos à tração 47
4.5.1.8. Parafusos ao corte 47
4.5.1.9. Resistência ao esmagamento 47
4.6. Soldaduras – Método simplificado 48
5. ANÁLISE NUMÉRICA DE JUNTAS 50
5.1. Introdução 50
5.2. Descrição dos modelos de elementos finitos 50
5.2.1. Leis constitutivas dos materiais 50
5.2.2. Modelação da junta C2 52
5.2.2.1. Geometria 52
5.2.2.2. Tipos de elementos e malha de elementos finitos 53
5.2.2.3. Interações 56
5.2.2.4. Condições de fronteira 57
5.2.2.5. Aplicação da carga 58
5.2.3. Modelação da junta C4 60
5.2.3.1. Geometria 60
5.2.3.2. Tipos de elementos finitos e malha de elementos finitos 60

5.2.3.3. Interações 61
5.2.3.4. Condições de fronteira 62
5.2.3.5. Aplicação da carga 62
6. APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DE RESULTADOS 64
6.1. Dimensionamento segundo o Eurocódigo 3 Parte 1-8 64
6.1.1. Junta C2 64
6.1.2. Junta C4 68
6.1.3. Soldaduras 71
6.1.4. Classificação das juntas 72
6.2. Ensaios Experimentais 72
6.2.1. Junta C2 72
6.2.2. Junta C4 74
6.3. Análise numérica com MEF 3D 75
6.3.1. Junta C2 75
6.3.2. Junta C4 77
6.4. Comparação de Resultados 78
6.4.1. Junta C2 78
6.4.2. Junta C4 81
7. CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS 85
7.1. Conclusões 85
7.2. Trabalhos Futuros 86
8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 87

SIMBOLOGIA

a_p – espessura da soldadura de banzo
$b_{eff,c,wc}$ – largura efetiva da alma comprimida da coluna
$b_{eff,t,wb}$ – largura efetiva da alma tracionada da viga
$b_{eff,t,wc}$ – largura efetiva da alma tracionada da coluna
d – diâmetro nominal do parafuso
d_0 – diâmetro do furo
d_c – altura livre da alma da coluna
d_s – distância entre os eixos dos reforços
f_r – tensão de rotura
f_u – tensão última
f_{ub} – tensão última do parafuso
f_y – tensão de cedência
$f_{y,bp}$ – tensão de cedência do aço da contra-chapa
$f_{y,wb}$ – tensão de cedência do aço da alma da viga
$f_{y,wc}$ – tensão de cedência do aço da alma da coluna
h – altura da viga
h_c – altura da coluna
$\mathrm{h_r}$ – distância entre a linha de parafusos r e o centro de compressão
$k_{eff,r}$ – coeficiente de rigidez efetiva da linha r tendo em conta os coeficientes de rigidez k_i dos componentes básicos
$\mathrm{k_i}$ – coeficiente de rigidez do componente básico i, da junta
$k_{i,r}$ – coeficiente de rigidez que representa o componente i relativo à linha r
k_{wc} – coeficiente para ter em conta a compressão longitudinal na alma
l_{eff} – comprimento efetivo
$l_{eff,i}$ – comprimento efetivo do banzo da peça em T equivalente, para o modo de rotura *i*
$l_{eff,i,g}$ – comprimento efetivo do banzo da peça em T equivalente, para o modo de rotura *i*, para um grupo de linhas de parafusos
n_b – número de linhas de parafusos (com dois parafusos em cada linha)
p – distância entre os centros dos parafusos
r – número da linha de parafusos
r_c – raio de concordância da coluna
t_{bp} – espessura da contra-chapa

t_f – espessura do banzo da peça em T equivalente
t_{fb} – espessura do banzo da viga
t_{fc} – espessura do banzo da coluna
t_p – espessura da chapa de extremidade
t_{wb} – espessura da alma da viga
t_{wc} – espessura da alma da coluna
z – braço do binário
A_s – área da secção resistente do parafuso
A_{vc} – área de corte da coluna
E – módulo de elasticidade
$F_{b,Rd}$ – valor de cálculo da resistência ao esmagamento por parafuso
$F_{c,Rd}$ – valor de cálculo da força de compressão resistente
$F_{c,fb,Rd}$ – valor de cálculo da resistência do banzo de viga em compressão
$F_{c,wc,Rd}$ – valor de cálculo da resistência da alma de coluna em compressão transversal
F_{Rd} – valor de cálculo da força resistente
$F_{T,i,Rd}$ – valor de cálculo da força resistente do modo de rotura *i*, do modelo T-Stub
$F_{t,Ed}$ – valor de cálculo do esforço de tração por parafuso no estado limite último
$F_{t,Rd}$ – valor de cálculo da resistência à tração por parafuso
$F_{tr,Rd}$ – valor de cálculo da resistência à tração efetiva da linha de parafusos r
$F_{t,ep,Rd}$ – valor de cálculo da resistência da chapa de extremidade em flexão em flexão
$F_{t,fc,Rd}$ – valor de cálculo da resistência do banzo de coluna em flexão
$F_{t,wb,Rd}$ – valor de cálculo da resistência da alma de viga à tração
$F_{t,wc,Rd}$ – valor de cálculo da resistência da alma de coluna em tração transversal
$F_{v,Ed}$ – valor de cálculo do esforço do esforço transverso por parafuso no estado limite último
$F_{v,Rd}$ – valor de cálculo da resistência ao esforço transverso por parafuso
$F_{w,Ed}$ – valor de cálculo do esforço atuante na soldadura por unidade de comprimento
$F_{w,Rd}$ – valor de cálculo da resistência da soldadura por unidade de comprimento
V_E – valor do esforço transverso atuante
$V_{E,máx}$ – valor do esforço transverso atuante máximo
$V_{Ed,máx}$ – valor de cálculo do esforço transverso atuante máximo
$V_{j,Ed}$ – valor de cálculo do esforço transverso atuante na junta
$V_{j,Rd}$ – valor de cálculo do esforço transverso resistente da junta
$V_{wp,add,Rd}$– valor de cálculo da resistência adicional do reforço do painel de alma de coluna ao corte
$V_{wp,Rd}$ – resistência do painel de alma de coluna ao corte
I_b – momento de inércia da secção de uma viga

L_b – comprimento do parafuso sujeito a alongamento
L_b – vão de uma viga (entre eixos das colunas)
$M_{bp,Rd}$ – momento resistente da contra-chapa
$M_{b,pl,Rd}$ – valor de cálculo do momento plástico resistente de uma viga
$M_{c,pl,Rd}$ – valor de cálculo do momento plástico resistente de uma coluna
$M_{c,Rd}$ – valor de cálculo do momento resistente da secção transversal da viga
M_E – valor do momento fletor atuante
$M_{E,máx}$ – valor do momento fletor atuante máximo
$M_{j,c}$ – valor do momento de cedência da junta
$M_{j,E}$ – valor do momento fletor atuante na junta
$M_{j,E,máx}$ – valor do momento fletor atuante máximo na junta
$M_{Ed,máx}$ – valor de cálculo do momento fletor atuante máximo
$M_{j,Ed}$ – valor de cálculo do momento atuante na junta
$M_{j,R}$ – valor do momento resistente da junta
$M_{j,Rd}$ – valor de cálculo do momento resistente da junta
$M_{pl,fc,Rd}$ – valor de cálculo do momento resistente plástico de um banzo da coluna
$M_{pl,st,Rd}$ – valor de cálculo do momento resistente plástico de um reforço
$M_{pl,Rd}$ – momento plástico resistente
$S_{j,ini}$ – rigidez de rotação inicial da junta

δ – deslocamento
β – parâmetro de transformação
β_w – fator de correlação
ϕ – rotação de uma junta
η – coeficiente de modificação da rigidez
ψ – coeficiente que depende do tipo de ligação
μ – coeficiente de atrito
ε_{pl} – extensão plástica
ε_r – extensão de rotura
ε_u – extensão última
ε_y – extensão de cedência
ω – coeficiente de redução para ter em conta efeitos de interação com o esforço de corte no painel de alma da coluna
$\overline{\lambda_p}$– esbelteza da chapa
ρ – coeficiente de redução para o enfunamento da chapa
γ_M – coeficiente parcial de segurança

ABREVIATURAS

3D – Três Dimensões
EC3-1-8 – Eurocódigo 3 Parte 1-8
MEF – Modelo(s) de Elementos Finitos
LVDT – Linear Variable Differencial Transformer

1. INTRODUÇÃO

1.1. Enquadramento geral

Tradicionalmente, as juntas metálicas eram projetadas assumindo um comportamento rígido ou articulado. No caso de uma junta rígida (Figura 1.1a) assumia-se que esta tem capacidade para resistir ao momento que lhe é transmitido, não permitindo qualquer rotação relativa entre os elementos ligados, pelo que esta possui rigidez infinita. Uma junta rotulada (Figura 1.1b) não transmite momento e a rotação relativa entre os elementos é livre tendo rigidez nula.

Com o intensificar da investigação em juntas metálicas, observou-se que todas as juntas possuem uma rigidez de rotação finita e não nula, e o comportamento real das juntas se encontra numa situação intermédia dos casos extremos anteriormente descritos, designado de semi-rígido, conceito este que segundo Colson (1996), foi introduzido pelo Eurocódigo 3.

Assumindo as juntas como semi-rígidas (Figura 1.1c), torna-se fundamental a caracterização do seu comportamento, pois este influencia o comportamento global da estrutura, influenciando a distribuição de esforços na estrutura. O dimensionamento de juntas metálicas utilizando o conceito de junta semi-rígida, permite considerar o real comportamento da junta conduzindo a benefícios económicos (Jaspart e Weynand, 2016).

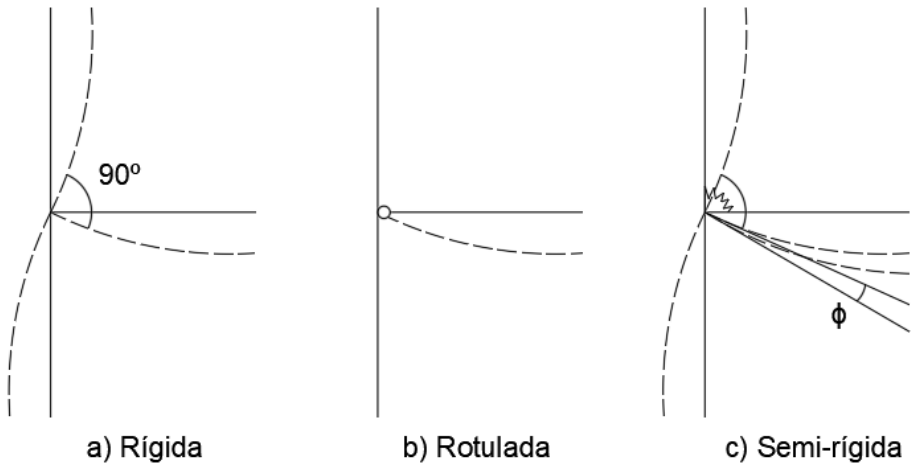


Figura 1.1 – Modelos utilizados para representar juntas

A caracterização do comportamento real das juntas é um processo bastante complexo, uma vez que numa junta metálica estão presentes diversos fenómenos tais como, não linearidade geométrica e material, contacto e escorregamento entre elementos, tensões residuais e variadas configurações geométricas (Simões da Silva, 2008). Os parâmetros mais importantes para a caracterização do comportamento de uma junta são a rigidez inicial ($S_{j,ini}$) e o momento resistente ($M_{j,Rd}$). A partir destes parâmetros é possível representar o comportamento da junta através da curva momento-rotação, como a representada na Figura 1.2.

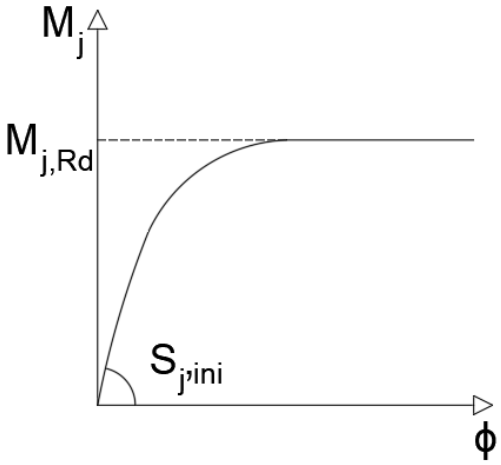


Figura 1.2 – Exemplo de uma curva momento-rotação para uma junta semi-rígida

Atualmente existem vários modelos para esta caracterização (Faella *et al.*, 2000, Jaspart 2000, Díaz *et al.*, 2011), dos quais importa destacar, (i) modelos mecânicos, (ii) modelos experimentais e (iii) modelos numéricos. Os modelos mecânicos consistem na representação da junta utilizando uma combinação de componentes rígidos e flexíveis, que são caracterizados através de valores de rigidez e resistência, obtidos através de relações empíricas. A não-linearidade da resposta da junta é obtida a partir da utilização de leis constitutivas não-lineares para as componentes (Díaz *et al.*, 2011).

O modelo mecânico mais conhecido é o designado Método das Componentes, que está codificado no Eurocódigo 3 Parte 1-8 (EN 1993-1-8, 2005). Este método é bastante utilizado no dimensionamento corrente de juntas metálicas, uma vez que é um método de fácil aplicação e apresenta resultados satisfatórios.

Os modelos experimentais são os que melhor permitem caracterizar o comportamento das juntas, no entanto, os elevados custos desta abordagem tornam inviável o seu uso no dimensionamento comum de juntas.

Os modelos numéricos baseiam-se na modelação da junta através de elementos finitos. Este método requer bastante cálculo computacional, mas permite obter resultados muito próximos do comportamento real, dado que nele é possível incorporar os vários fenómenos complexos existentes numa junta: não-linearidade geométrica e material, contactos entre os elementos e relações constitutivas.

1.2. Objetivos e âmbito da dissertação

Esta dissertação centra-se no estudo e caracterização do comportamento de juntas metálicas de grandes dimensões, ou seja, dimensões muito superiores às utilizadas regularmente.

As juntas estudadas inserem-se num projeto desenvolvido pela CERN (European Organization for Nuclear Research) e Fermilab (Fermi National Accelarator Laboratory), designado por LBNF/DUNE (Long-Baseline Neutrino Facility/Deep Underground Neutrino Experiment). No âmbito deste projeto é necessário detetar neutrinos (partículas sem carga elétrica) enviados ao longo de uma distância de 1300 quilómetros, recorrendo a um detetor de partículas subterrâneo de grandes dimensões (Figura 1.3).

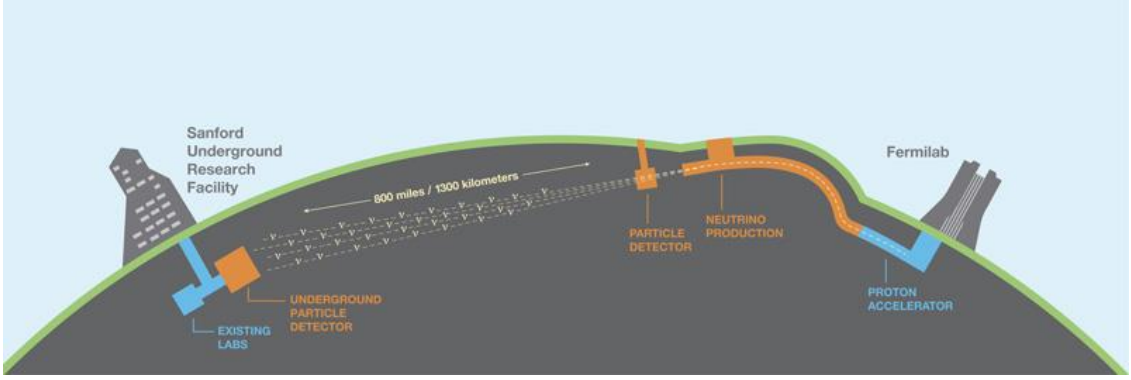


Figura 1.3 – Long-Baseline Neutrino Facility/Deep Underground Neutrino Experiment (Fermilab (2019))

A infraestrutura onde o detetor de partículas irá ser instalado (Figura 1.4) será constituído por perfis metálicos de grandes dimensões, que necessitam de diversos tipos de juntas metálicas. Devido às dimensões e importância do detetor as entidades responsáveis exigiram a validação experimental do comportamento de todos os tipos de juntas.

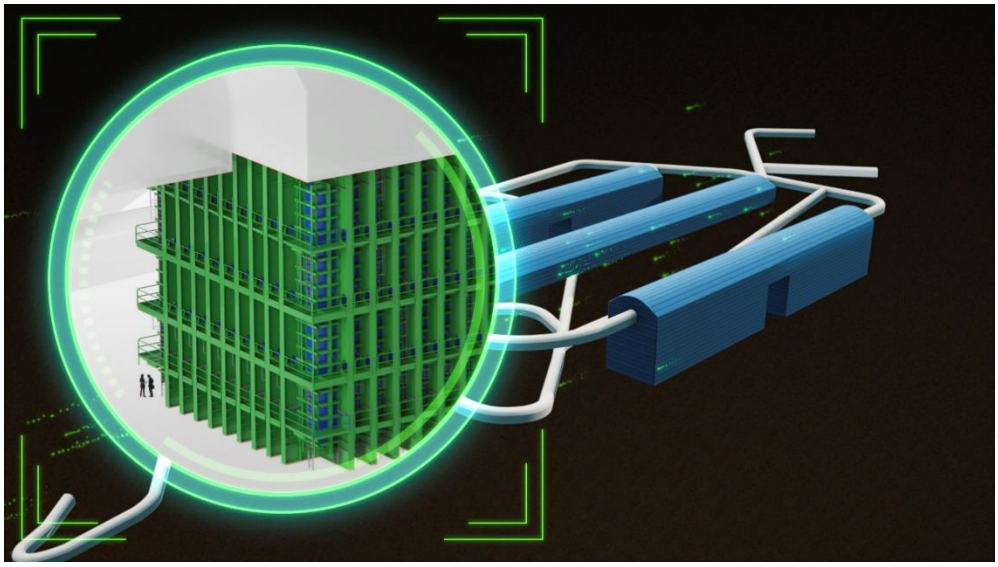


Figura 1.4 – Detetor de partículas subterrâneo (Fermilab (2019))

Duas das juntas (designadas por C2 e C4) que se pretendem construir são apresentadas em pormenor no capítulo 4 e são estudadas ao longo deste trabalhado.

O objetivo fundamental do trabalho é avaliar se os procedimentos habitualmente usados para avaliar o comportamento das juntas metálicas são aplicáveis a juntas de grandes dimensões.

Para tal, o comportamento das juntas é avaliado utilizando (i) o método das componentes preconizado pelo Eurocódigo 3 Parte 1-8 (EN 1993-1-8, 2005) e (ii) modelos de elementos finitos 3D utilizando o *software* ABAQUS (2016).

Para avaliar os resultados do método das componentes e do método dos elementos finitos foram testadas experimentalmente réplicas das juntas que se pretendem construir. Os ensaios foram efetuados no Laboratório de Construções, Estruturas e Mecânica Estrutural da Universidade de Coimbra pelo ISISE (Institute for Sustainability and Innovation in Structural Engineering).

1.3. Organização da dissertação

A presente dissertação encontra-se divida em sete capítulos. No capítulo 1 é realizada uma breve introdução ao tema, uma descrição dos objetivos e âmbito do presente trabalho, terminando com a organização da dissertação.

No capítulo 2 é apresentada uma revisão bibliográfica sobre os modelos usados nesta dissertação, ou seja, método das componentes e método dos elementos finitos.

Os protocolos de dois ensaios experimentais realizados e os resultados extraídos desses ensaios, são apresentados no capítulo 3.

No capítulo 4 é apresentada uma descrição da abordagem utilizada pelo EC3-1-8, para o dimensionamento de juntas metálicas.

Os modelos de elementos finitos são apresentados no capítulo 5.

No capítulo 6 são apresentados, comparados e discutidos os resultados obtidos recorrendo a cada um dos métodos utilizados.

As conclusões retiradas no decorrer da elaboração do presente trabalho e algumas sugestões para trabalhos futuros são enunciadas no capítulo 7.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Considerações gerais

A revisão bibliográfica apresentada a seguir tem como principal objetivo enunciar as principais contribuições para o desenvolvimento de duas temáticas abordadas nesta dissertação, o método das componentes e análise numérica de juntas com elementos finitos.

Apesar do presente trabalho conter uma componente experimental, este apenas faz uso dos resultados obtidos e por isso a revisão bibliográfica não se foca nesta temática, sendo apenas revisto alguns trabalhos de referência neste capítulo.

2.2. Ensaios experimentais

No que diz respeito a ensaios experimentais, pode dizer-se que muitos foram realizados e muitos continuam a ser feitos, uma vez que este é o método mais fiável para caracterizar o comportamento das juntas metálicas. No entanto, se limitarmos a pesquisa a ensaios em juntas metálicas de grandes dimensões, pouca informação existe na literatura referente a este tema, o que realça a importância do presente trabalho.

Nethercot (1985) elaborou uma revisão sobre os principais trabalhos experimentais realizados até à data para diversos tipos de juntas metálicas.

De forma a facilitar a procura do utilizador em ensaios experimentais realizados, Weynand *et al.* (1998) desenvolveram uma base de dados, SERICON, que inclui ensaios experimentais em juntas semi-rígidas realizados na Europa. Na versão da base de dados SERICON II é possível encontrar ensaios experimentais em juntas para diversos tipos de materiais e diversos tipos de carregamentos.

2.3. Método das componentes

De acordo com, Jones *et al.* (1983) e Díaz *et al.* (2011), os primeiros estudos em juntas semi-rígidas foram realizados em 1917 quando Wilson e Moore investigaram a flexibilidade de juntas metálicas com rebites. A partir daí vários foram os estudos nesta área, focados em

procurar métodos para analisar juntas semi-rígidas e na sua aplicação na análise de estruturas metálicas com juntas semi-rígidas (Díaz *et al.*, 2011).

Em 1974 Zoetemeijer (1974) desenvolveu um modelo analítico para caracterizar a parte tracionada de uma junta viga-coluna, sob a ação de cargas quase-estáticas. Nesta mesma publicação, Zoetemeijer (1974), propôs um modelo que mais tarde será conhecido por T-Stub, que consiste em elementos em T para o cálculo do comprimento efetivo do banzo da coluna na parte tracionada baseado em dois mecanismos de colapso. O primeiro mecanismo ocorre pelo colapso dos parafusos e o segundo pela plastificação total do banzo da coluna.

De acordo com Colson (1996) em 1987 a ECCS (European Convention for Constructional Steelwork) criou um grupo específico para estudar o comportamento de juntas semi-rígidas. A partir destes estudos foi criada a primeira versão do Eurocódigo 3 (ENV 1993-1-1 (1992)). A versão foi mais tarde revista propondo no Anexo J (ENV 1993-1-1 (1994)) a utilização do método das componentes para avaliar a resistência e a rigidez de juntas viga-coluna aparafusada ou soldada.

No entanto devido à falta de conhecimento na aplicação do método das componentes muitos projetistas continuaram a dimensionar as juntas como rígidas ou rotuladas, uma vez que esta abordagem continua a ser permitida no Eurocódigo.

Mais tarde, vários autores procuraram avaliar a fiabilidade do método das componentes. Faella, Piluso e Rizzano (1995) compararam a aplicação deste método com resultados experimentais existentes propondo uma alternativa para a caracterização da curva momento-rotação de juntas viga-coluna com chapa de topo, através da avaliação do comprimento efetivo do modelo T-stub equivalente, de forma a melhorar a relação com os resultados experimentais.

Weynand, Jaspart e Steenhuis (1996), compararam a curva momento-rotação não-linear obtida através de resultados experimentais com as propostas pelo Anexo J do Eurocódigo 3 que propunha modelos simplificados (lineares, bi-lineares e multi-lineares).

Jaspart (1997) descreveu o modelo “T-stub” presente no Anexo J do Eurocódigo 3 (ENV 1993-1-1 (1994)) para calcular a resistência e rigidez inicial de componentes submetidas a flexão e comparou este modelo com outro existente na literatura, designado por modelo “Plate”, utilizado também para avaliar a resistência de componentes submetidas a flexão.

Ainda que o uso do método das componentes proposto pelo Eurocódigo tenha sido uma grande contribuição na caracterização do comportamento de juntas semi-rígidas, este ainda se encontra limitado a alguns tipos de juntas, pelo que vários investigadores estudaram novas

componentes para abordar outro tipo de juntas. Steenhuis *et al.* (1998) apresentaram uma revisão sobre novas componentes para juntas em eixo-fraco, juntas em aços de alta resistência e juntas entre secções esbeltas. Estes estudos foram desenvolvidos pelo grupo de trabalho 2 da organização COST C1 (Control of the Semi-Rigid Behaviour of Civil Engineering Connections), grupo que desempenhou um papel importante no desenvolvimento do conhecimento sobre juntas semi-rígidas.

Jaspart e Vandegans (1998) apresentaram um modelo mecânico baseado no método das componentes para caracterizar a curva momento-rotação de juntas base de pilar, comparando resultados experimentais com os resultados do modelo.

Jaspart, *et al.* (1998), apresentaram uma descrição detalhada da aplicação do método das componentes e em 2000 (Jaspart 2000), descreve que a forma mais conceptual de representar as juntas semi-rígidas nos modelos estruturais é através de uma mola nas extremidades dos elementos ligados. Neste modelo, a rigidez de rotação da mola é definida a partir da curva momento-rotação que caracteriza a junta.

Ainda que o Eurocódigo 3 indique alguns limites para capacidade de rotação das juntas, este não contém um método para o cálculo da capacidade de rotação das juntas. Simões da Silva e Coelho (2001), desenvolveram um modelo baseado no método das componentes para caracterizar a ductilidade de juntas metálicas viga-coluna submetidas a flexão.

Com o desenvolvimento de novas componentes para o cálculo de vários tipos de juntas (viga-coluna, viga-viga, base de pilar) o Eurocódigo 3 conheceu novos desenvolvimentos, e a versão final do Anexo J da ENV1993-1-1 (1994) foi publicada, a que se encontra disponível nos dias de hoje para o projeto de ligações, o Eurocódigo 3 Parte 1-8 (EN1993-1-8, 2005).

2.4. Análise numérica de juntas com elementos finitos

Com o avanço da tecnologia e consequentemente a disponibilização de maior capacidade computacional com custos compatíveis, a análise numérica de juntas utilizando o método dos elementos finitos tornou-se uma abordagem quase obrigatória no âmbito da investigação científica nesta área. No entanto a análise de juntas utilizando elementos finitos já tem um grande historial.

Segundo Mohamadi-shoored e Mofid (2008) e Díaz *et al.* (2011), em 1972 Bose *et al.*, realizaram o primeiro estudo em juntas soldadas viga-coluna usando o método dos elementos finitos, onde a análise incluía fenómenos como plasticidade, endurecimento e encurvadura.

Em 1976, Krishnamurthy e Graddy, desenvolveram o primeiro modelo de elementos finitos 3D, utilizando elementos do tipo tijolo com 8 nós, para simular o comportamento de juntas aparafusadas com chapa de topo. As análises eram lineares, mas estas incluíam o contacto entre os diversos elementos assim como o pré-esforço nos parafusos. No entanto devido a limitações computacionais, o modelo 3D apenas foi utilizado para desenvolver um fator de correlação entre os resultados bidimensionais e os resultados 3D. Kukreti *et al.* utilizaram um processo idêntico para reproduzir a curva momento-rotação de juntas aparafusadas com chapa de topo (Bursi e Jaspart, 1997a; Bursi e Jaspart 1998; Díaz *et al.*, 2011).

Nesta fase os modelos de elementos finitos utilizados para estudar juntas, eram maioritariamente bidimensionais uma vez que o esforço computacional exigido para modelos 3D era bastante elevado. Com o aumento da capacidade de processamento e com o desenvolvimento de *softwares* mais sofisticados para a modelação de juntas com elementos finitos, o uso de elementos finitos 3D ganhou outro interesse e vários autores começaram a utilizar este tipo de análise.

Bursi e Jaspart (1997a; 1997b; 1998) modelaram T-stubs e juntas isoladas com chapa de topo estendida. Os modelos eram constituídos por elementos 3D e incluíam contacto entre os elementos, geometria rigorosa dos parafusos e diferentes relações constitutivas. Utilizando dois *softwares* diferentes (LAGAMINE e ABAQUS), compararam o uso de três formulações de elementos finitos diferentes disponíveis no ABAQUS e a utilização de diferentes valores para o coeficiente de atrito, comparando estes com resultados experimentais. Compararam ainda a diferença entre utilizar apenas um elemento finito ao longo da espessura ou mais do que um elemento, concluindo que devem considerar-se pelo menos três elementos finitos ao longo da espessura para obter bons resultados.

De acordo com o estado de arte realizado por Bursi e Jaspart (1998), em 1994 Bursi e Leonelli, criaram modelos de elementos finitos 3D utilizando elementos sólidos e considerando o contacto entre os elementos, de forma a simular o comportamento rotacional de juntas aparafusadas com chapa de topo. No entanto os resultados obtidos estavam bastante condicionados devido à utilização de apenas um elemento ao longo da espessura da chapa de topo.

Gantes e Lemonis (2003) desenvolveram modelos de elementos finitos para T-stubs, no modelo incluíram não-linearidade geométrica e material, contacto e atrito entre os elementos. O modelo foi validado através da comparação com resultados experimentais existentes na literatura.

Maggi e Gonçalves (2005) e Maggi *et al.* (2005) utilizaram o método dos elementos finitos para modelar juntas aparafusadas viga-coluna com chapa de topo, os modelos tinham em consideração o contacto entre os vários elementos (parafusos – chapa de topo, parafusos – banzo da coluna, banzo da coluna – chapa de topo), aplicação de pré-esforço nos parafusos, não-linearidade material, descontinuidades geométricas e grandes deslocamentos. Utilizaram 6 modelos em que variaram a espessura da chapa de topo e o diâmetro dos parafusos para realizar estudos paramétricos e compararam os resultados numéricos com o dimensionamento proposto pelo Eurocódigo 3, e com resultados experimentais. A comparação da curva momento-rotação obtida da análise numérica com a obtida dos resultados experimentais apresenta uma boa correlação, o que confirma o uso de elementos finitos na caracterização do comportamento de juntas metálicas como uma boa ferramenta.

Mohamadi-shooreh e Mofid (2008; 2013) realizaram análises paramétricas em juntas aparafusadas viga-viga com chapa de topo utilizando elementos finitos para avaliar a rigidez inicial e o momento de cedência, fazendo variar as dimensões do banzo da viga, alma da viga, espessura da chapa e diâmetro dos parafusos. No modelo foram utilizados elementos 3D do tipo tijolo com 20 nós, comportamento do material não linear, descontinuidades geométricas e grandes deslocamentos. Os resultados das análises numéricas foram validados através da comparação com métodos existentes na literatura e com o método proposto no Eurocódigo 3.

Uma revisão bibliográfica aprofundada sobre o uso do método dos elementos finitos na modelação de juntas metálicas pode ser encontrada em Díaz *et al.* (2011).

Recentemente alguns autores têm estudado o uso de elementos finitos na análise de juntas metálicas submetidas a ações cíclicas de forma a caracterizar o comportamento cíclico de algumas componentes. Neste tópico destacam-se os trabalhos realizados por Augusto *et al.* (2016; 2017) e Augusto (2017).

3. ENSAIOS EXPERIMENTAIS

3.1. Introdução

No presente capítulo são apresentados os ensaios experimentais realizados ao longo do trabalho referentes a duas juntas metálicas, nomeadamente os protocolos de carga, instrumentação, layout e os principais resultados obtidos. Nesta vertente, o trabalho realizado compreendeu a participação na execução dos ensaios, cooperando na aplicação da instrumentação e pós tratamento de resultados.

O layout de ensaio foi dimensionado pelos investigadores da unidade de investigação ISISE (Institute for Sustainability and Innovation in Structural Engineering), coordenada pelo Professor Doutor Luís Simões da Silva e com participação do Professor Doutor Rui Simões e do Professor Doutor Hélder Craveiro, da Universidade de Coimbra e aprovado pelo CERN (European Organization for Nuclear Research). Os ensaios foram realizados pelo ISISE no laboratório de Construções, Estruturas e Mecânica Estrutural da Universidade de Coimbra.

A primeira junta, C2, é uma junta viga-coluna aparafusada com chapa de extremidade. A segunda junta, C4, é também aparafusada com chapa de extremidade, mas neste caso para ligar duas vigas, ou seja, é uma emenda, com a colocação de um perfil central ortogonal aos perfis principais. As chapas de extremidade utilizadas em ambas as juntas possuem dimensões geométricas idênticas (Figura 3.1), com a diferença de que, a chapa de extremidade da junta C2 estende 25mm acima do banzo da viga em ambos os lados, tendo um comprimento total de 1158mm. A geometria das juntas está representada na Figura 3.2 para o caso da junta viga-coluna e na Figura 3.3 para a emenda. Ambas as juntas são constituídas por perfis HLM 1100, em que o aço utilizado é da classe S460ML. Os parafusos são M48 da classe 10.9. As soldaduras são de penetração total e o seu comprimento nos banzos é 25mm e na alma é 15mm.

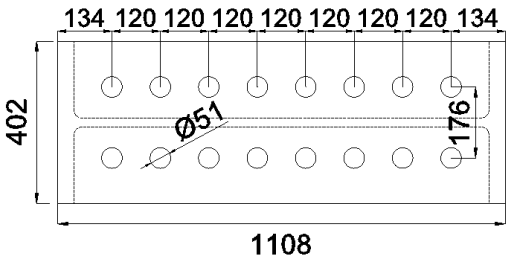


Figura 3.1 – Geometria da chapa de extremidade

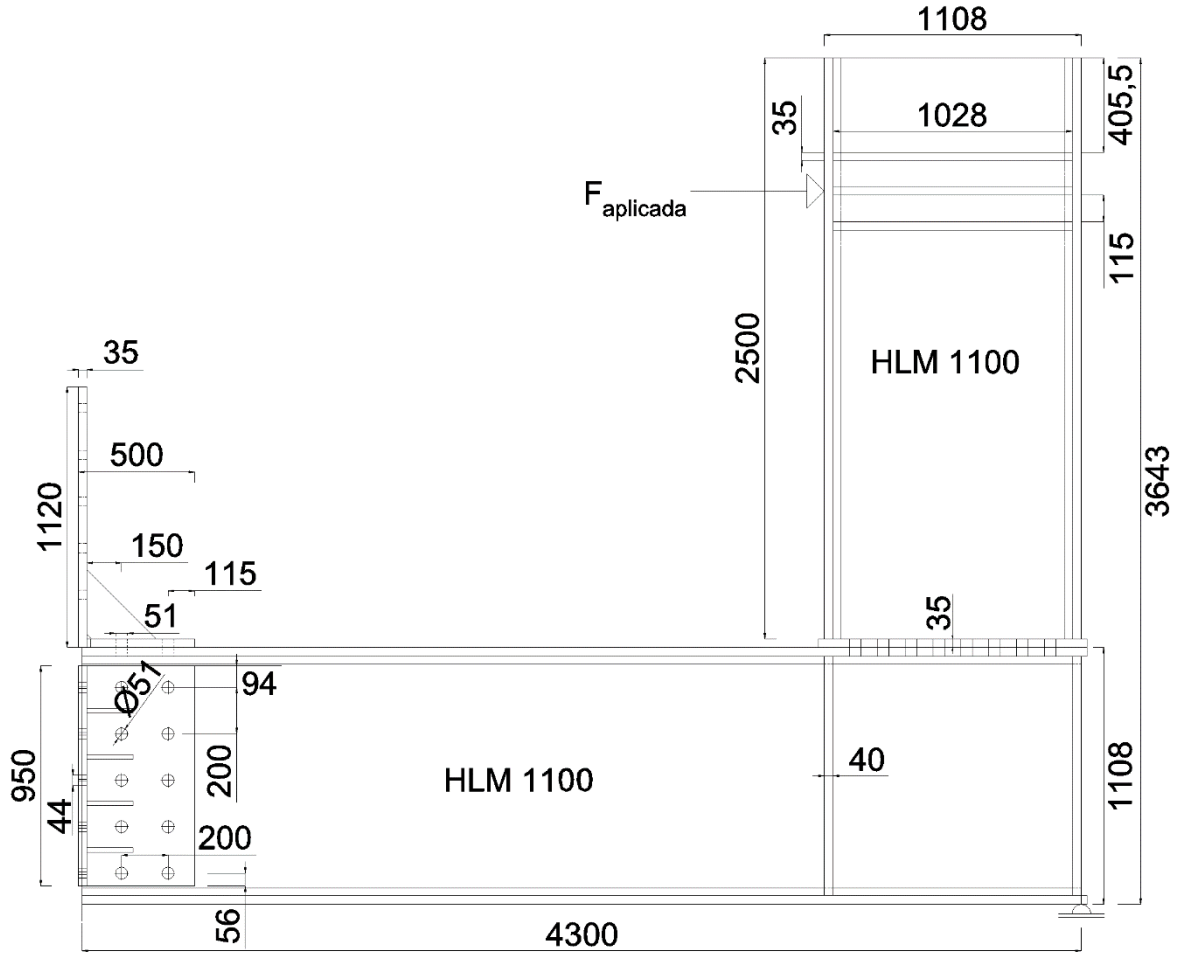


Figura 3.2 – Geometria da junta C2 (dimensões em mm)

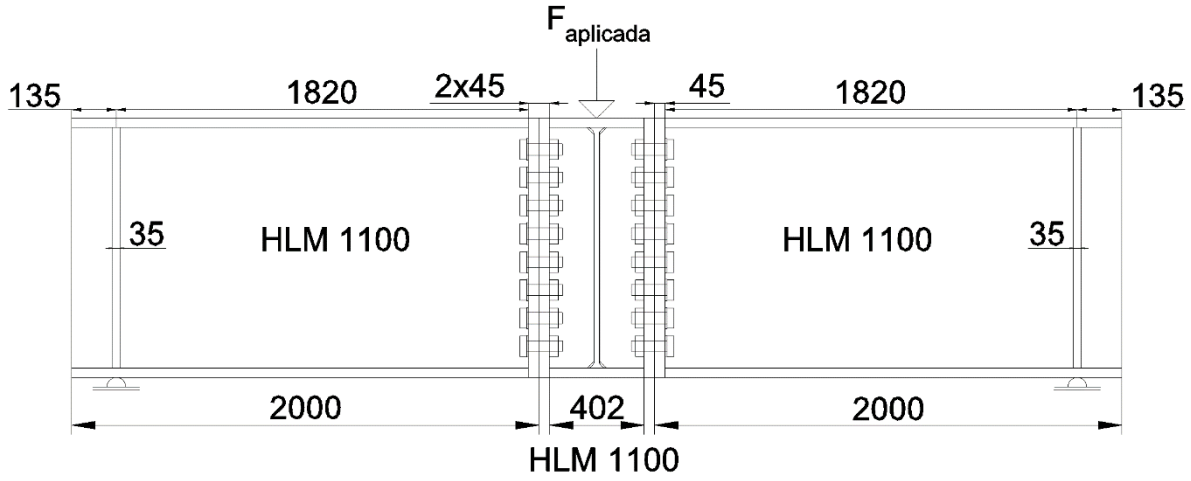


Figura 3.3 – Geometria da junta C4 (dimensões em mm)

3.2. Junta C2 – viga-coluna

3.2.1. Layout experimental, protocolo de carga e instrumentação

O ensaio experimental foi realizado no layout representado na Figura 3.4. A carga foi aplicada através de um macaco hidráulico, com controlo de deslocamento. A medição da carga foi realizada através de células de carga e o deslocamento utilizando um controlador de deslocamento. Foi aplicada uma ação quase-estática com uma velocidade de deslocamento de aproximadamente 0,01 mm/s até se atingir o nível de carga pretendido.

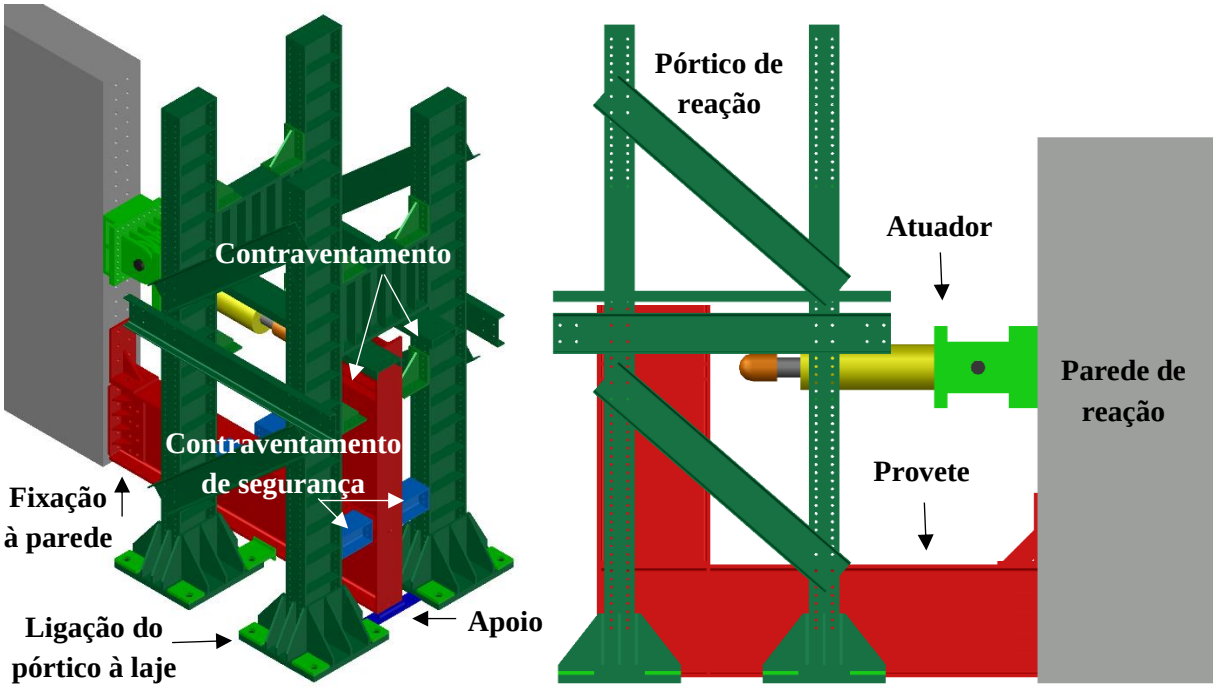


Figura 3.4 – Representação do sistema experimental utilizado no ensaio da junta C2

Os elementos representados a azul na Figura 3.4 e designados por contraventamento de segurança, foram dispostos como medida preventiva, não tendo tocado no provete durante todo o ensaio. Todo o ensaio experimental foi monitorizado com recurso ao uso de vários LVDT's (transdutores para medição de deslocamento linear), dispostos de acordo com a Figura 3.5.

O protocolo de carga está apresentado no Quadro 3.1. Importa referir que os valores V_{Ed}, M_{Ed}, e os respetivos valores máximos ($V_{Ed,máx}$, $M_{Ed,máx}$) do Quadro 3.1 se referem ao ponto de intersecção do eixo da viga com o eixo da coluna. Os valores $V_{Ed,máx}$ e $M_{Ed,máx}$, são valores de cálculo a que a estrutura estará sujeita, estes valores foram calculados pelo CERN.

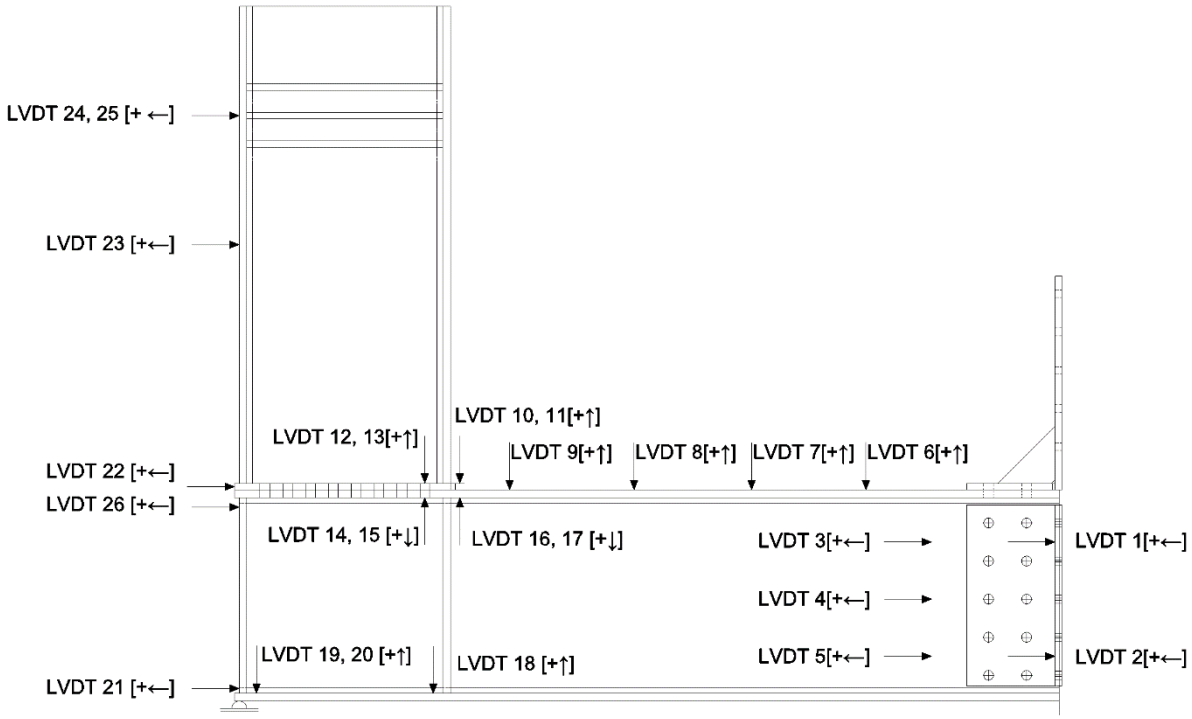


Figura 3.5 – Instrumentação (LVDT's) utilizada na junta C2

Quadro 3.1 – Protocolo de carga para a junta C2

Fases de carga	Carga	Tipo	V_{Ed} (kN)	M_{Ed}(kNm)	Força atuante (kN)
1ª Fase	$20\% \times 1{,}25 \times V_{Ed,máx}$	Carga/Descarga	360,7	907,2	360,7
2ª Fase	$1{,}25 \times V_{Ed,máx}$	Carga	1803,5	4535,8	1803,5
3ª Fase	$1{,}25 \times M_{Ed,máx}$	Carga/Descarga	1903,1	4786,3	1903,1
4ª Fase	Até $M_{j,Ed} = 4482$ kNm	Carga	2284,4	5745,3	2284,4

3.2.2. Resultados experimentais

Os principais resultados obtidos diretamente dos valores medidos durante todas as fases do ensaio são apresentados neste subcapítulo.

Na Figura 3.6 é possível identificar o andamento do ensaio. A força aplicada em função do tempo (Figura 3.6 a)), o deslocamento horizontal próximo da reação da parede em função do tempo (Figura 3.6 b)) e o deslocamento horizontal na viga e na coluna em função do tempo (Figura 3.6 c)).

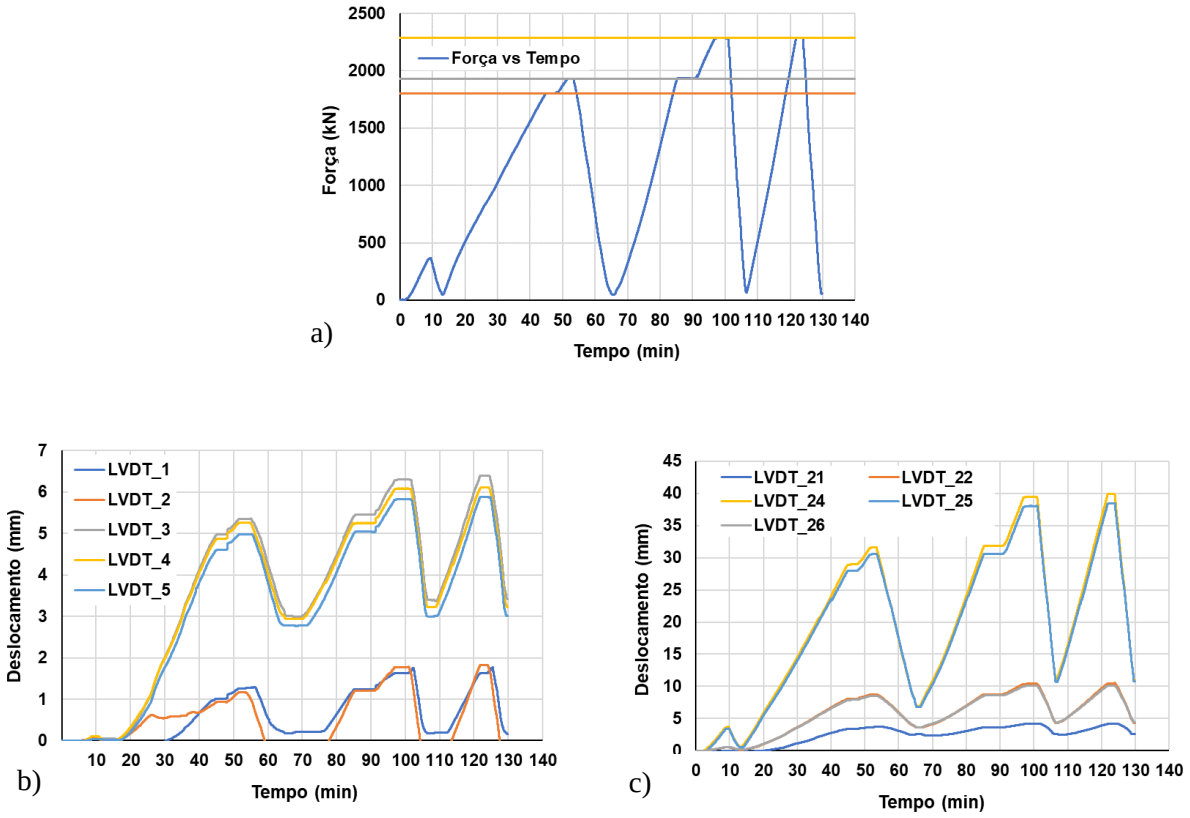


Figura 3.6 – Representação do protocolo de carga

A Figura 3.7 apresenta a força aplicada no macaco hidráulico, que é igual ao esforço transverso V_E na viga em função do deslocamento (Figura 3.7 a)) e o momento flector na junta $M_{j,E}$ em função do deslocamento (Figura 3.7 b)). Em ambos os gráficos os deslocamentos são para os valores obtidos pelos LVDT's 24 e 25 (localizados na zona de aplicação da carga).

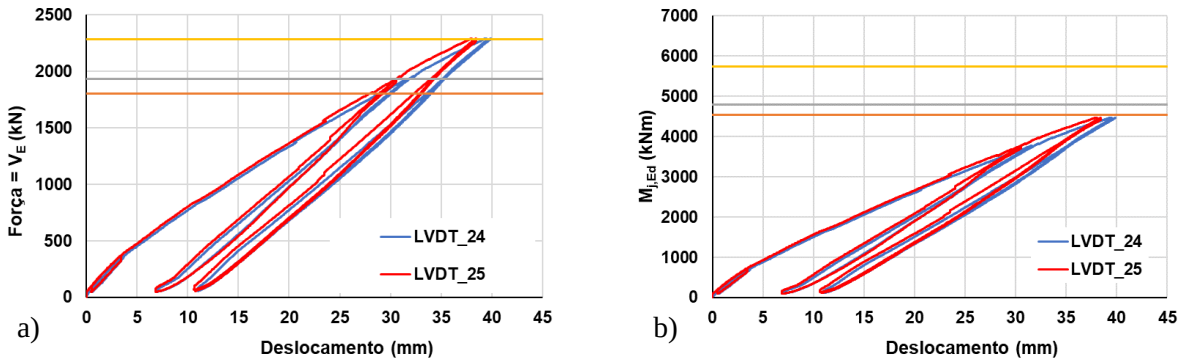


Figura 3.7 – Representação do esforço transverso e momento fletor em função do deslocamento medido na zona de aplicação da carga

Na Figura 3.8 é apresentada a força aplicada em função do deslocamento dos LVDT's 3, 4 e 5 posicionados na alma da coluna de forma a medir o deslocamento horizontal do ensaio (Figura 3.8 a)), e para os LVDT's 21 e 26 posicionados no banzo do perfil HLM1100 horizontal, o LVDT 22 situa-se na chapa de extremidade (Figura 3.8 b)).

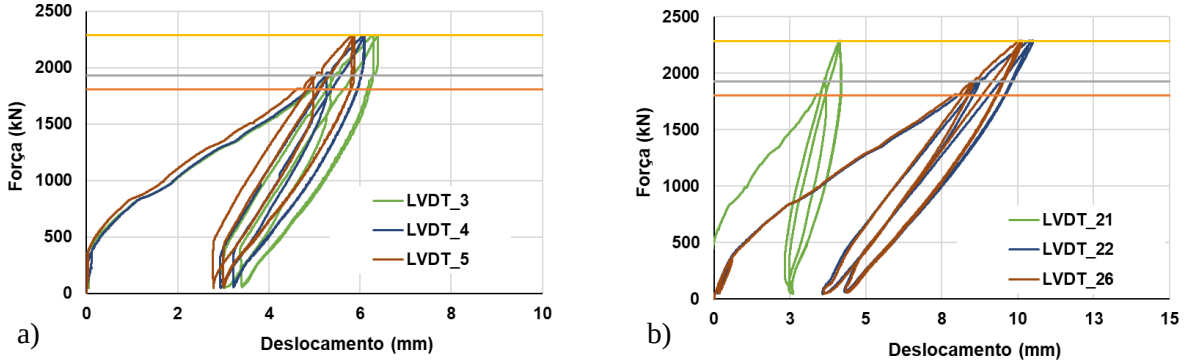


Figura 3.8 – Representação do deslocamento horizontal em diferentes zonas da coluna

Nas Figuras 3.9 e 3.10 está representada a abertura da junta (abertura da chapa de extremidade em relação ao banzo da coluna), para a primeira linha de parafusos (Figura 3.9 a) e b)) e no fim da chapa de extremidade (Figura 3.10 a) e b)).

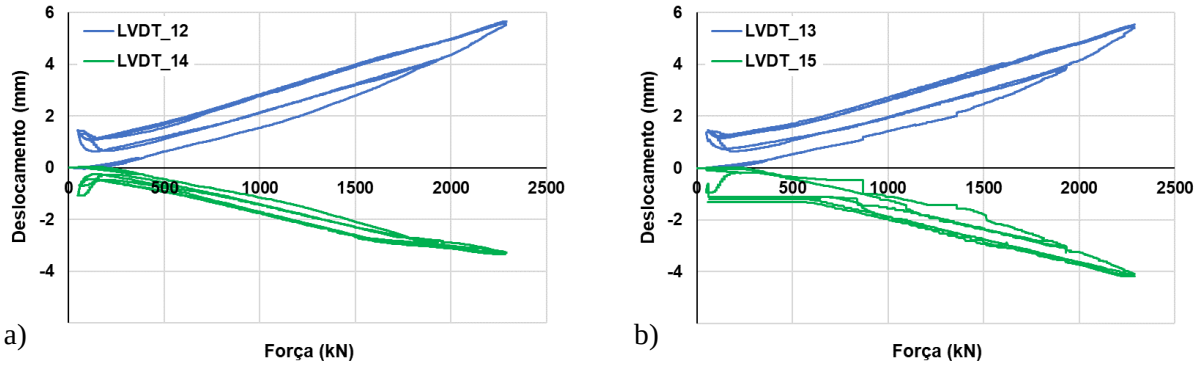


Figura 3.9 – Deslocamento vertical para a primeira linha de parafusos

A Figura 3.11 apresenta o deslocamento vertical no banzo inferior da coluna, LVDT's 18 a 20.

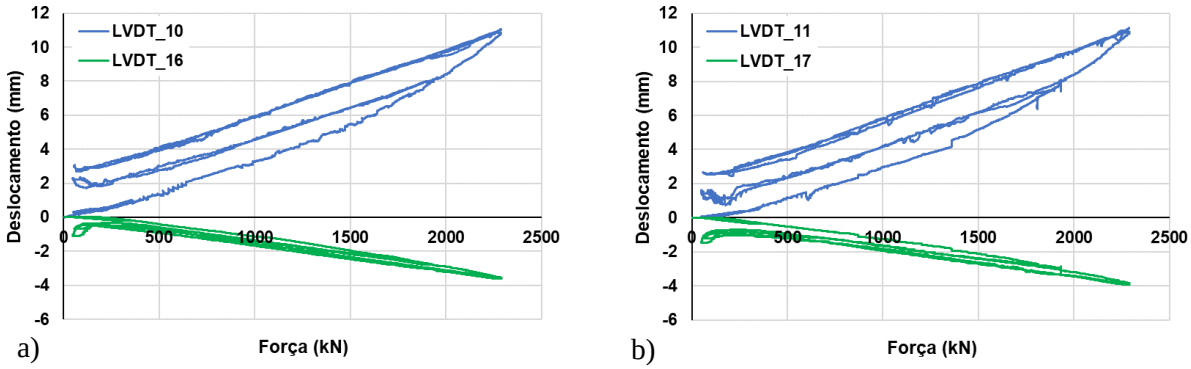


Figura 3.10 – Deslocamento vertical no fim da chapa de extremidade

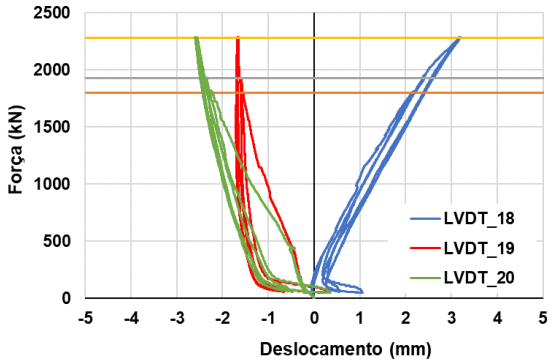


Figura 3.11 – Deslocamentos verticais na coluna em função da força

3.2.3. Rotura da junta C2

Terminado o protocolo de ensaio apresentado anteriormente e uma vez que ainda existia capacidade para aumentar a força através do macaco hidráulico, efetuou-se a descarga da força que estava aplicada e de seguida num segundo ensaio aplicou-se nova carga até à rotura da junta C2. Importa referir que na descarga do final do primeiro ensaio não se recuperaram todos os deslocamentos medidos, pois devido ao nível de carga aplicado algumas zonas já se encontravam plastificadas.

O modo de rotura observado foi a rotura do parafuso pela porca, sequencialmente, primeiro na primeira linha de parafusos e depois na segunda linha de parafusos. Para cada linha de parafusos é provável que a rotura tenha ocorrido simultaneamente para ambos os parafusos de cada linha.

Os valores dos esforços registados na rotura da junta, na secção de momento máximo e na junta, estão apresentados no Quadro 3.2.

Quadro 3.2 – Esforços no segundo ensaio da junta C2

Fases de carga	Carga	$V_{E,máx}$ (kN)	$M_{E,máx}$ (kNm)	$M_{j,E,máx}$ (kNm)	Força atuante (kN)
2º Ensaio	Rotura	3158,9	7916,3	6197,8	3158,9

De seguida apresentam-se os gráficos obtidos diretamente dos valores medidos durante o ensaio, da mesma forma que foi feito anteriormente para o primeiro ensaio, agora para o segundo ensaio, a rotura da junta C2.

Na Figura 3.12, a força e o deslocamento horizontal em função do tempo.

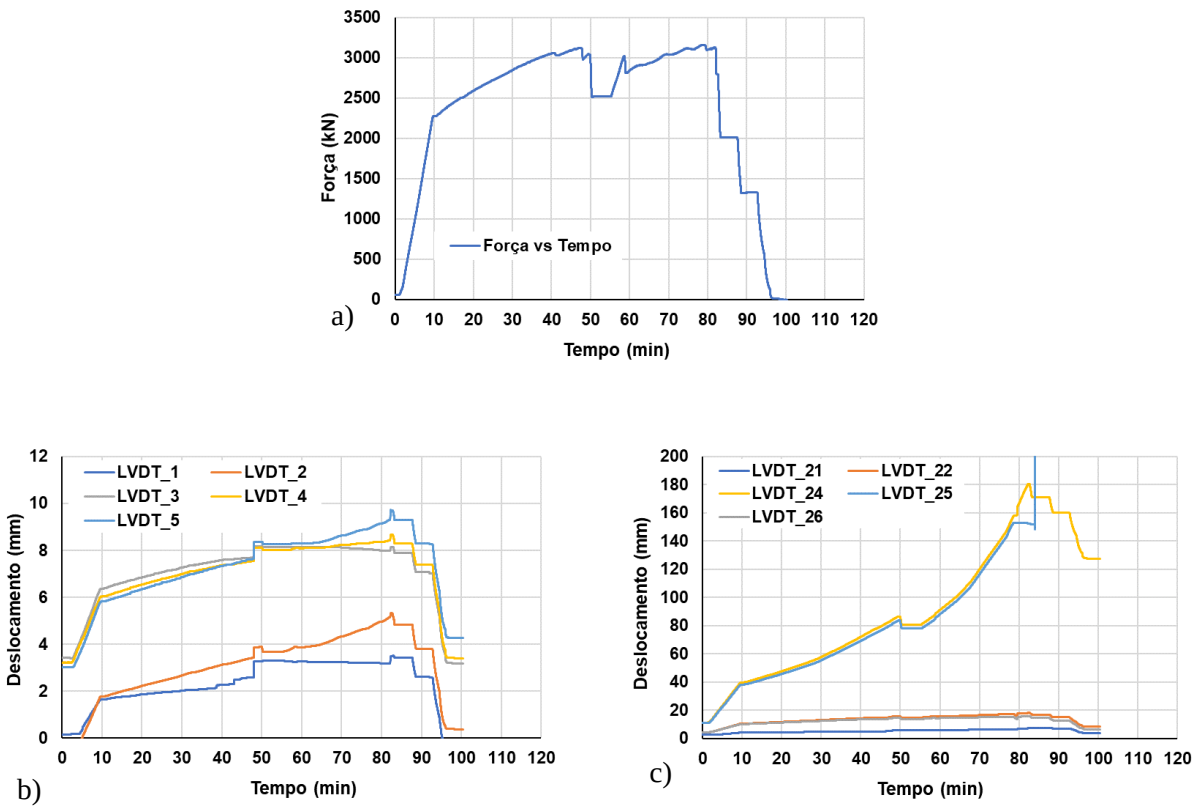


Figura 3.12 – Representação da força e do deslocamento horizontal durante o ensaio em função do tempo

Na Figura 3.13 a força e o momento na junta estão representados em função do deslocamento horizontal medido nos LVDT's 24 e 25.

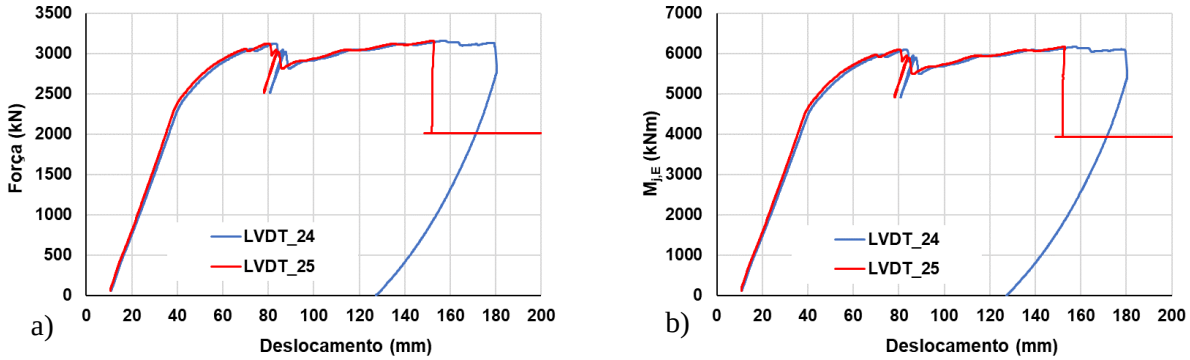


Figura 3.13 – Representação da força e momento fletor em função do deslocamento medido na zona de aplicação da carga

Na Figura 3.14 estão representados os deslocamentos horizontais medidos na alma da coluna (LVDT's 3, 4 e 5), no banzo inferior e superior da coluna (LVDT's 21 e 26) e na chapa de extremidade (LVDT 22), em função da força aplicada.

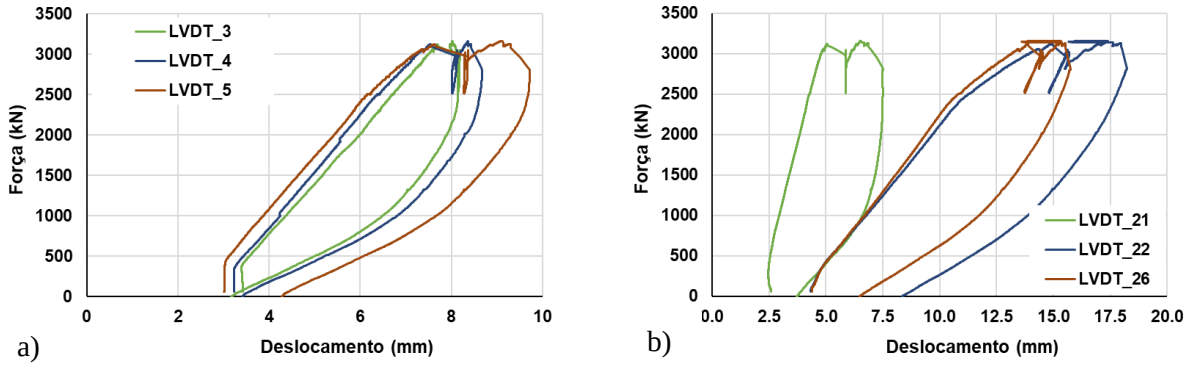


Figura 3.14 – Representação do deslocamento horizontal em diferentes zonas da coluna

As Figuras 3.15 e 3.16 representam a abertura da junta na primeira linha de parafusos e na extremidade da junta respetivamente.

A Figura 3.17 apresenta o deslocamento vertical ao longo da coluna no banzo superior (LVDT's 6, 7, 8 e 9) e no banzo inferior da coluna (LVDT's 18, 19 e 20).

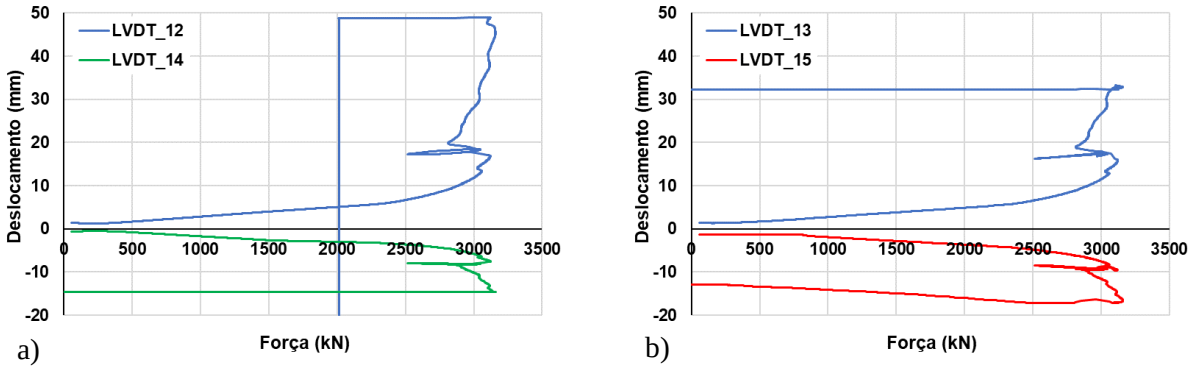


Figura 3.15 – Abertura da junta na primeira linha de parafusos

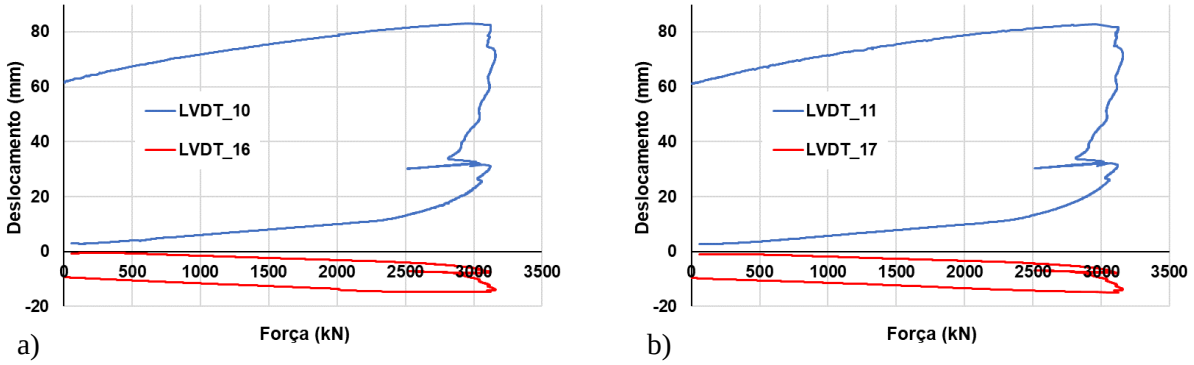


Figura 3.16 – Abertura da junta na ponta da chapa de extremidade

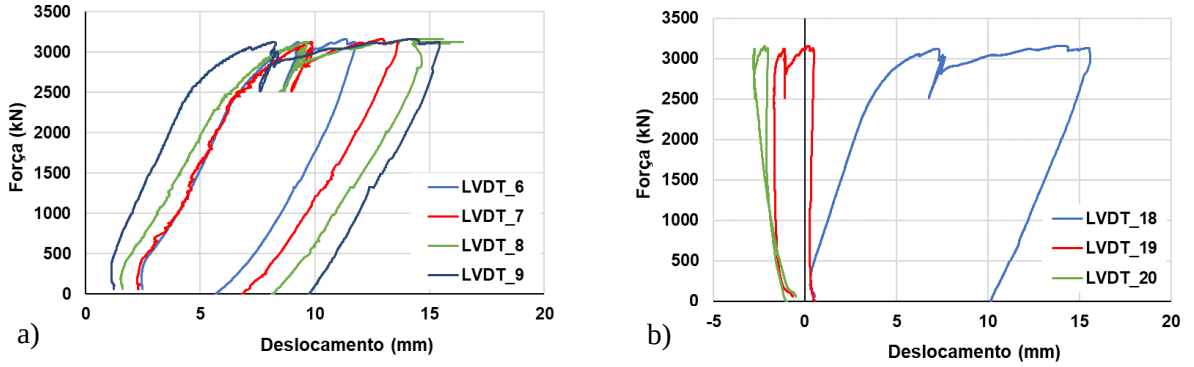


Figura 3.17 – Deslocamentos verticais medidos nos banzos da coluna

A Figura 3.18 mostra o modelo experimental da junta C2 antes de ser efetuado qualquer carregamento e durante o decorrer do ensaio, onde é percetível a deformação da viga e a abertura da junta. Na Figura 3.19 é possível observar em pormenor a abertura da junta C2 antes da rotura.

Figura 3.18 – Modelo experimental da junta C2 antes e durante o ensaio

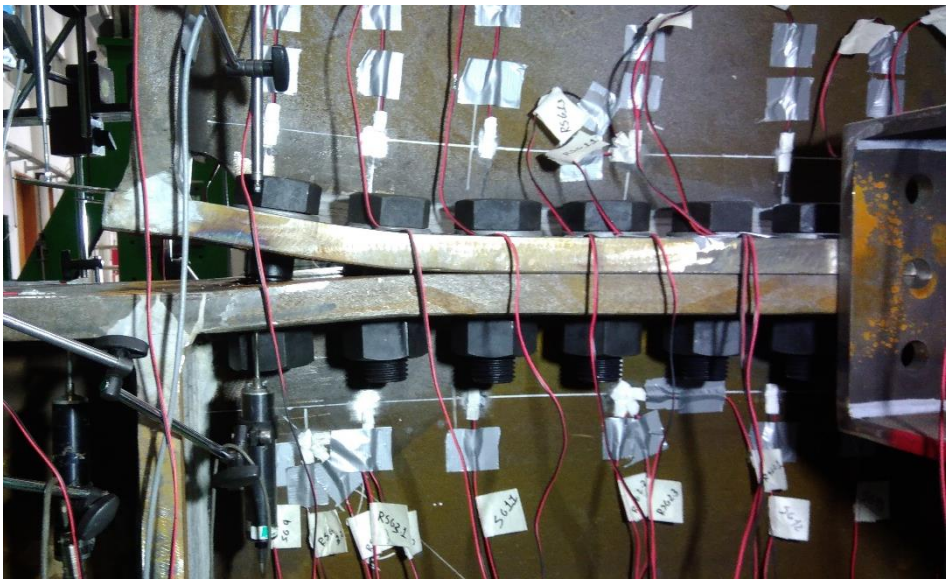


Figura 3.19 – Abertura da junta

3.3. Junta C4 - viga-viga

3.3.1. Layout experimental, protocolo de carga e instrumentação

A junta C4 foi também ensaiada através de controlo de deslocamento, aplicando uma ação quase-estática com uma velocidade de deslocamento de aproximadamente 0,01 mm/s durante todo o ensaio. O layout experimental utilizado no ensaio está representado na Figura 3.20.

A força foi aplicada através de um macaco hidráulico e medida através de células de carga. O deslocamento foi medido com recurso a um controlador de deslocamento. A disposição dos vários LVDT's utilizados encontra-se representada na Figura 3.21.

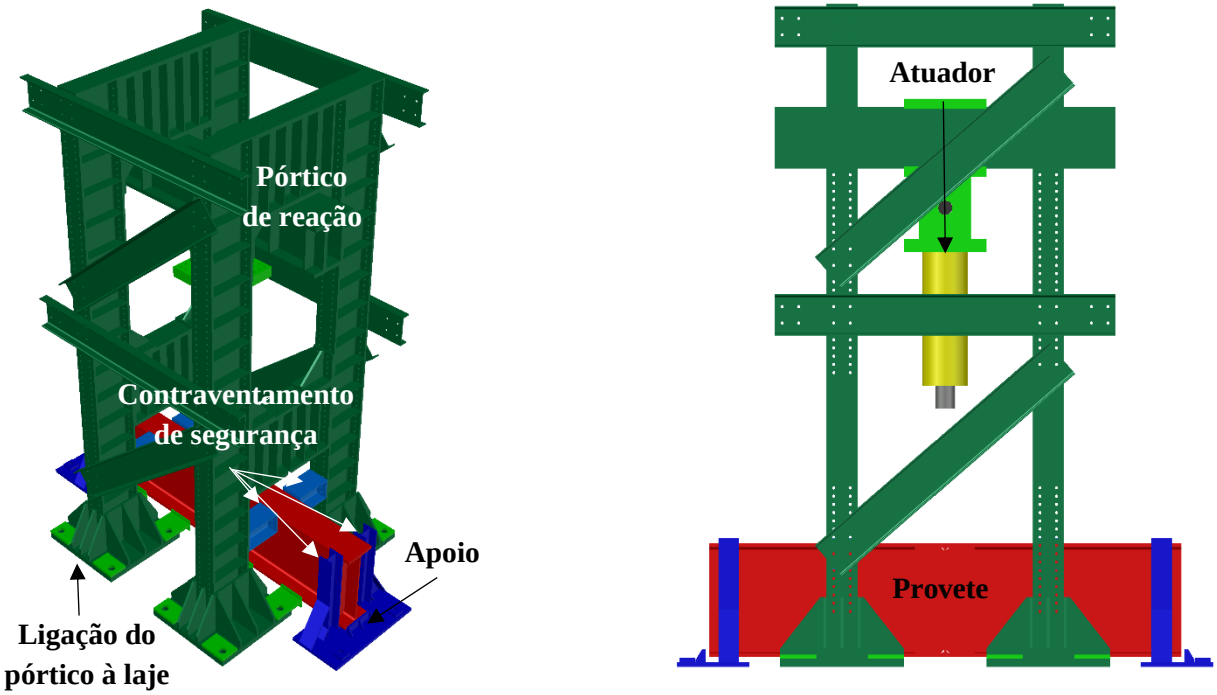


Figura 3.20 – Sistema experimental utilizado no ensaio da junta C4

Da mesma forma que na junta C2, também na junta C4 os elementos designados por contraventamento de segurança na Figura 3.20 não tocaram no provete durante todo o ensaio, sendo estes adotados para prevenção.

O protocolo de carga adotado para o ensaio da junta C4 é apresentado no Quadro 3.3.

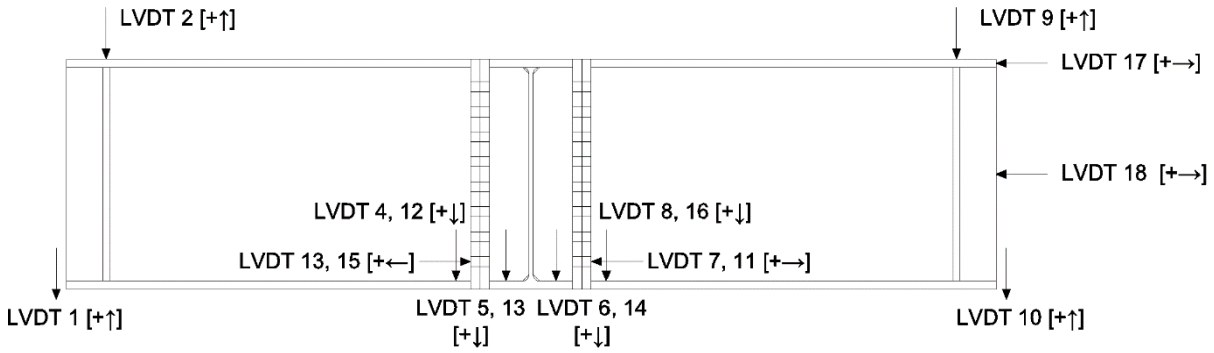


Figura 3.21 – Instrumentação (LVDT's) utilizada na junta C4

O valor de cálculo dos esforços atuantes máximos na junta são $M_{j,Ed,máx} = 4148{,}2\ kNm$ e $V_{j,Ed,máx} = 2440\ kN$, calculados pelo CERN. O objetivo do ensaio foi obter um momento fletor e esforço transverso 25% superior ao valor de cálculo dos esforços atuantes.

Na última fase do ensaio a capacidade de carga máxima do macaco hidráulico foi atingida para uma força $F = 6100\ kN$.

Quadro 3.3 – Protocolo de carga para a junta C4

Fases de carga	Carga	Tipo	V_{Ed} (kN)	$M_{j,Ed}$(kNm)	Força atuante (kN)
1ª Fase	$20\% \times 1{,}25 \times V_{Ed}$	Carga/Descarga	692,7	1291,9	1385,4
2ª Fase	$1{,}25 \times M_{j,Ed,máx}$	Carga	2780,3	5185,3	5560,6
3ª Fase	$1{,}25 \times V_{Ed,máx}$	Carga	3050	5688,3	6100,0

3.3.2. Resultados experimentais

Neste subcapítulo são apresentados os principais resultados relativamente ao ensaio da junta C4, obtidos diretamente dos deslocamentos medidos pelos LVDT's e das células de carga durante todo o ensaio.

Na Figura 3.22 é representada a força aplicada em função do tempo (Figura 3.22 a)) e o deslocamento vertical a meio vão em função do tempo (Figura 3.22 b)).

É possível observar que no final do ensaio existe uma deformação residual de aproximadamente 2,12 mm. Esta deformação pode dever-se a uma deformação do modelo ou alguma deformação ou folga dos sistemas de suporte.

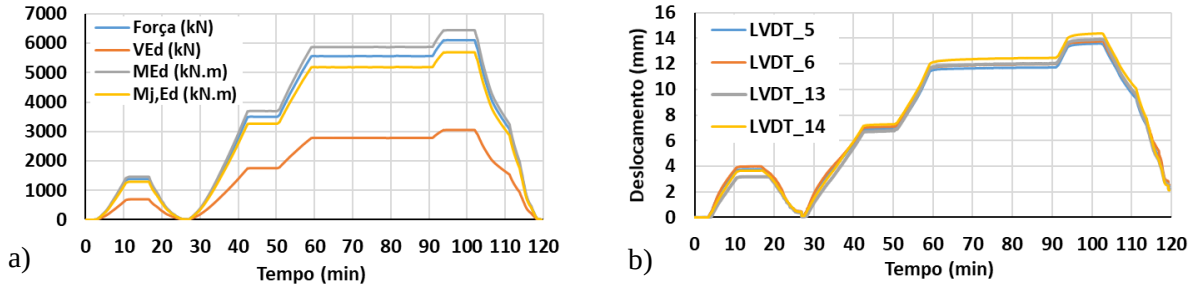


Figura 3.22 – Representação da evolução temporal da carga e do deslocamento a meio vão

Na Figura 3.23 a força aplicada pelo macaco hidráulico (Figura 3.23 a)) e o momento fletor na junta (Figura 3.23 b)) estão representados em função do deslocamento vertical a meio vão (LVDT's 5, 6, 13 e 14). É possível observar que os deslocamentos medidos pelos quatro LVDT's posicionados entre a junta e o meio vão são muito idênticos.

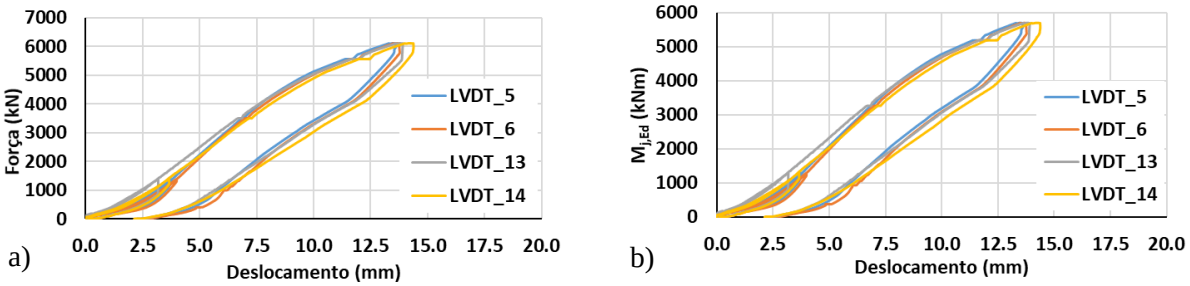


Figura 3.23 – Representação da força aplicada e do momento na junta, em função do deslocamento vertical a meio vão

Na Figura 3.24 é representada a força aplicada em função do deslocamento horizontal medido na primeira linha de parafusos (LVDT's 3, 7, 11 e 15) durante todo o ensaio (Figura 3.24 a)) e para as fases de carga (Figura 3.24 b)).

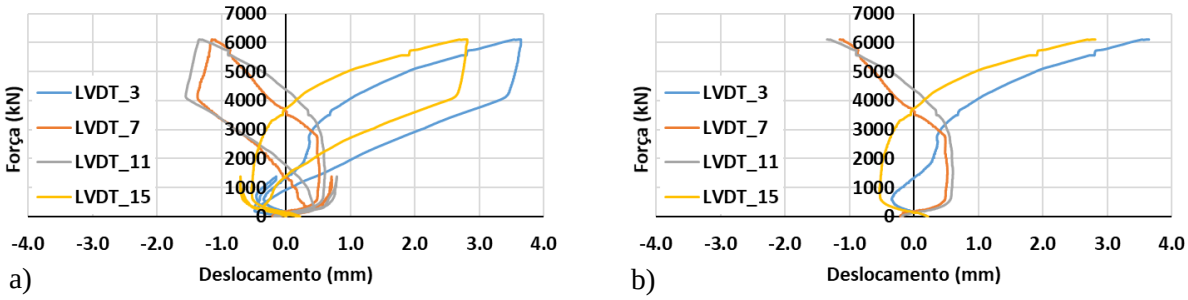


Figura 3.24 – Força aplicada em função do deslocamento horizontal na junta

Na Figura 3.25 a força aplicada em função do deslocamento horizontal na extremidade do ensaio é representada ao nível do banzo superior (LVDT 17) e a meia altura do perfil (LVDT 18). Para todo o ensaio (Figura 3.25 a)) e durante as fases de carga (Figura 3.25 b)).

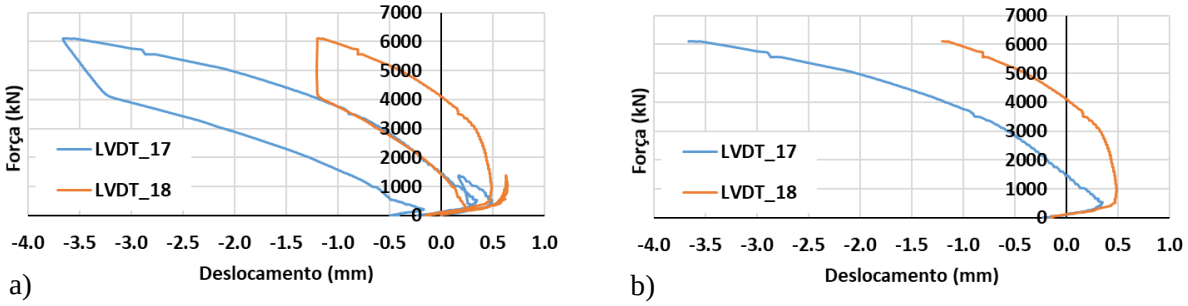


Figura 3.25 – Força aplicada em função do deslocamento horizontal na extremidade do ensaio

Com base nos gráficos e nos valores medidos é possível observar que os deslocamentos ao longo de todo o ensaio são pequenos, dado que o provete é bastante rígido. O deslocamento vertical máximo observado foi de aproximadamente 14,4 mm entre a zona da junta e o meio vão.

A Figura 3.26 mostra o modelo experimental da junta C4 antes do ensaio.

Na Figura 3.27 pretende-se mostrar a pequena abertura da junta C4 aquando da aplicação da carga máxima do macaco hidráulico.

Figura 3.26 – Modelo experimental da junta C4

Figura 3.27 – Pormenor da abertura da junta C4

4. DIMENSIONAMENTO SEGUNDO O EUROCÓDIGO 3 PARTE 1-8

4.1. Introdução

No presente capítulo é descrita a metodologia de dimensionamento proposta pelo Eurocódigo 3 Parte 1-8 (EN1993-1-8, 2005) para as duas juntas metálicas ensaiadas.

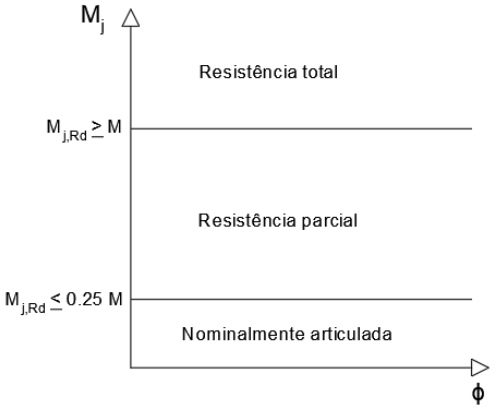
É descrita a aplicação do método das componentes assim como o cálculo da resistência e rigidez das componentes, para obtenção do momento resistente da junta $M_{j,Rd}$, do valor do esforço transverso resistente $V_{j,Rd}$ e da rigidez inicial $S_{j,ini}$, parâmetros essenciais para a caracterização do comportamento de juntas.

Tratando-se de juntas aparafusadas o estudo da resistência das soldaduras não é de maior importância, dado que, a resistência das juntas não é condicionada por estes elementos. Sendo assim, na verificação da resistência das soldaduras será utilizado o método simplificado para o cálculo da resistência de um cordão de ângulo, proposto pelo Eurocódigo 3 Parte 1-8 (EN1993-1-8, 2005).

4.2. Classificação segundo a resistência

De acordo com o Eurocódigo 3 Parte 1-8 (EN1993-1-8, 2005) as juntas são classificadas segundo a sua resistência como sendo de resistência total, nominalmente articulada ou de resistência parcial. A classificação é feita através da comparação do valor de cálculo do momento resistente da junta, $M_{j,Rd}$, com os valores de cálculo dos momentos resistentes dos elementos ligados. Os limites para a classificação segundo a resistência estão representados na Figura 4.1.

Esta classificação pode igualmente ser aplicada a emendas de viga assumindo $M = M_{b,pl,Rd}$.

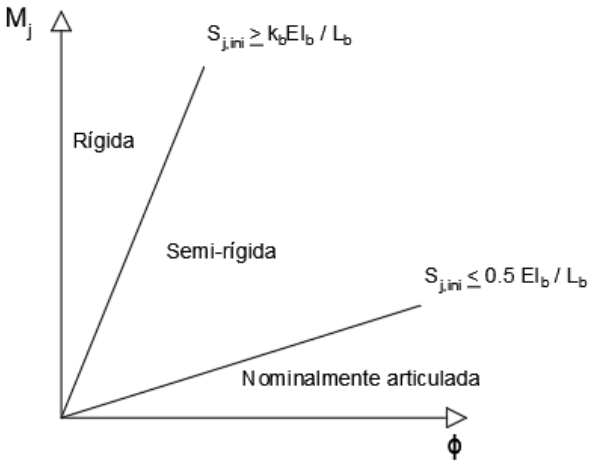


$$M = \begin{cases} topo: mín\{M_{b,pl,Rd}; M_{c,pl,Rd}\} \\ intermédio: mín\{M_{b,pl,Rd}; 2 \times M_{c,pl,Rd}\} \end{cases}$$

Figura 4.1 – Classificação de juntas segundo a resistência de acordo com a EN1993-1-8

4.3. Classificação segundo a rigidez

Para a classificação de juntas segundo a rigidez o Eurocódigo 3 Parte 1-8 (EN1993-1-8, 2005) define três tipos de classificações: rígida, nominalmente articulada e semi-rígida. A classificação das juntas é feita em função da rigidez de rotação, comparando o valor da rigidez inicial da junta, $S_{j,ini}$, com os limites estabelecidos na Figura 4.2. Estes limites são calculados em função da rigidez de flexão e do comprimento dos elementos ligados.



Nota: k_b=8 para pórticos contraventados e k_b=25 para pórticos não contraventados

Figura 4.2 – Classificação de juntas segundo a rigidez de acordo com a EN1993-1-8

4.4. Idealização do comportamento da junta

A forma preconizada pela EN1993-1-8 (2005) para caracterizar o comportamento de uma junta metálica é a representação da curva momento-rotação (M-ϕ). Para esta representação existem várias alternativas.

O modelo mais simples de todos é o modelo linear, que permite caracterizar o comportamento da junta em fase elástica. Uma melhoria é conseguida com a utilização do modelo bilinear, uma vez que este introduz o patamar de cedência da junta quando esta atinge o momento resistente.

Modelos mais complexos, como o multi-linear ou não-linear, possibilitam caracterizações mais próximas do comportamento real da junta.

O Eurocódigo 3 Parte 1-8 (EN1993-1-8, 2005) permite a utilização destes modelos, desde que, a curva simplificada se situe sob a curva momento rotação de cálculo característica. Na Figura 4.3 são apresentados alguns dos modelos propostos pelo Eurocódigo 3 Parte 1-8 (EN1993-1-8, 2005) para a representação da curva momento-rotação.

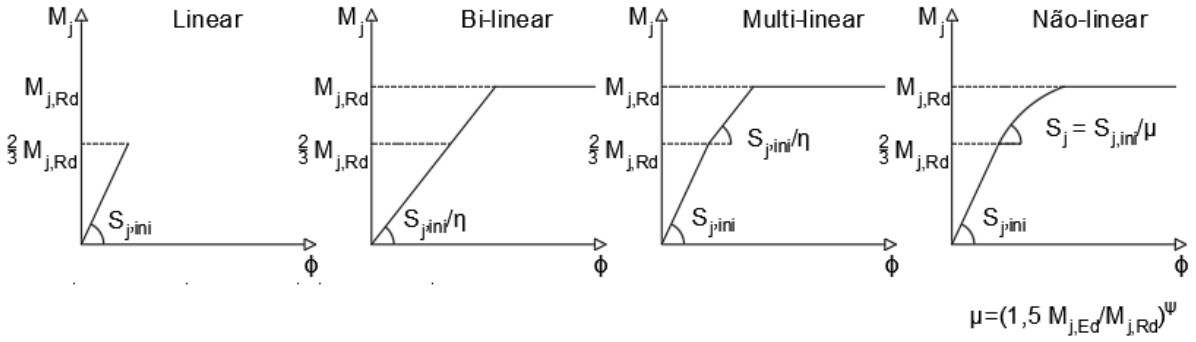


Figura 4.3 – Exemplos de representação de curvas momento-rotação para caracterizar o comportamento de juntas

Os valores dos coeficientes η e ψ encontram-se definidos no Quadro 5.2 e no Quadro 6.8 do Eurocódigo 3 Parte 1-8 (EN1993-1-8, 2005) respetivamente.

4.5. Método das Componentes

Para classificar a junta segundo os critérios da resistência e rigidez, propostos pelo Eurocódigo 3 Parte 1-8 (EN1993-1-8, 2005), é necessário avaliar o momento resistente, $M_{j,Rd}$, e a rigidez inicial, $S_{j,ini}$ de cada junta, através da aplicação do método das componentes.

O método das componentes consiste na decomposição da junta em várias componentes que dependem da configuração da junta e do carregamento que é aplicado. Uma componente define-se como a parcela de uma junta que contribui para uma ou mais das suas propriedades estruturais (EN1993-1-8, 2005).

Em primeiro lugar é importante identificar todas as componentes ativas na junta (Figura 4.4, Figura 4.5 e Quadro 4.1). Cada componente pode ser associada a uma de três zonas distintas da junta, sendo elas componentes associadas a forças de tração, compressão ou corte.

A identificação e numeração das componentes é feita de acordo com o Quadro 6.1 do Eurocódigo 3 Parte 1-8 (EN1993-1-8, 2005).

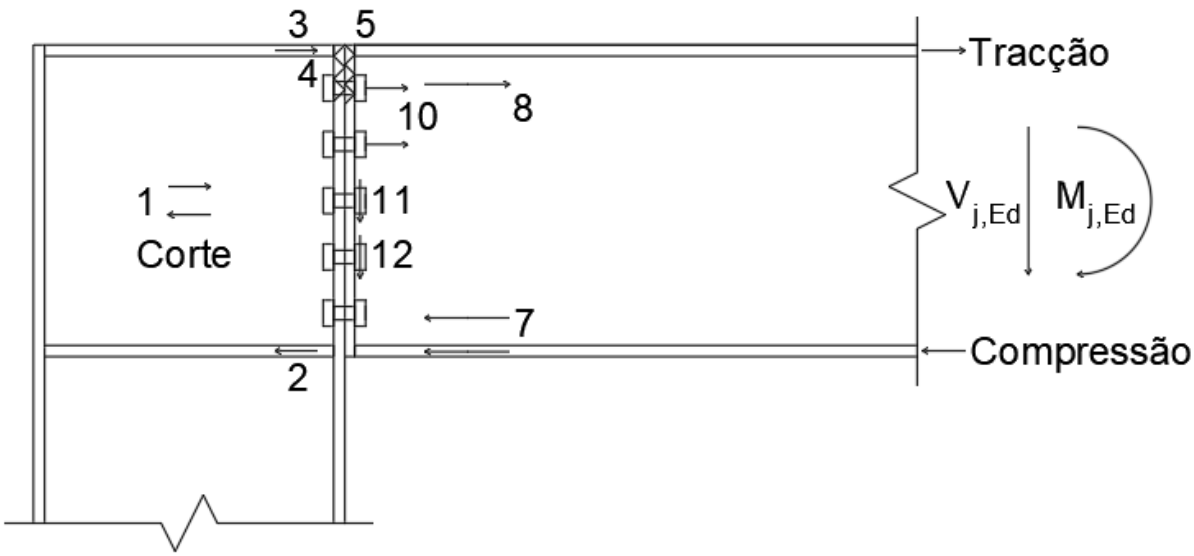


Figura 4.4 – Componentes ativas numa junta aparafusada viga-coluna com chapa de extremidade

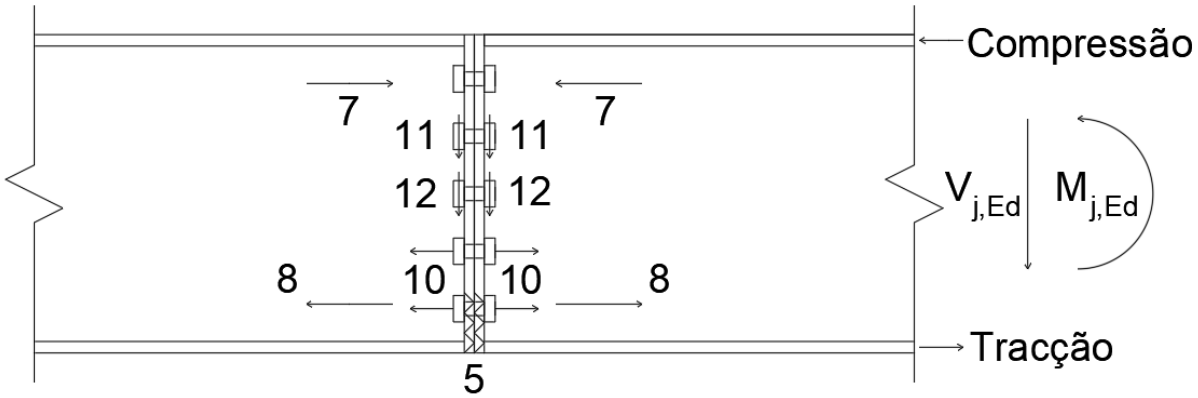


Figura 4.5 – Componentes ativas numa junta aparafusada viga-viga com chapa de extremidade

Quadro 4.1 – Numeração e descrição das componentes de acordo com o Eurocódigo 3 Parte 1-8 (EN1993-1-8)

Esforços	Componente	
Momento Fletor $M_{j,Rd}$	1	Painel da alma de coluna solicitado ao corte
	2	Alma de coluna em compressão transversal
	3	Alma de coluna em tração transversal
	4	Banzo de coluna em flexão
	5	Chapa de extremidade em flexão
	7	Banzo e alma de viga ou de coluna em compressão
	8	Alma de viga à tração
	10	Parafusos à tração
Esforço Transverso $V_{j,Rd}$	11	Parafusos ao corte
	12	Parafusos em esmagamento

Cada componente é caracterizada através da sua força resistente, F_{Rd}, e da sua rigidez, k, assumindo um comportamento rígido-plástico no caso em que a componente possui rigidez muito elevada (rigidez infinita), ou um comportamento elástico-linear caso esta possua uma rigidez finita (Figura 4.6).

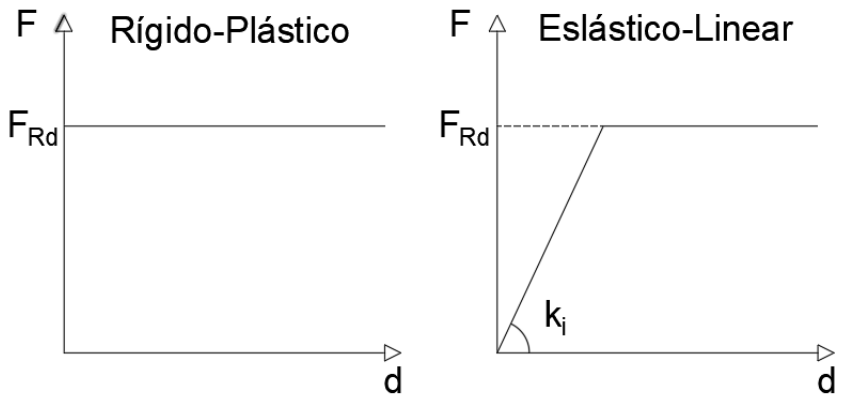


Figura 4.6 – Comportamentos idealizados para caracterizar as componentes

Uma vez determinado o comportamento das componentes e de forma a proceder ao cálculo do momento resistente ($M_{j,Rd}$), esforço transverso resistente ($V_{j,Rd}$) e da rigidez inicial ($S_{j,ini}$) da junta é necessário assemblar as componentes, por forma a obter um modelo mecânico.

O momento resistente da junta é obtido da análise estrutural do modelo mecânico fazendo uso das características mecânicas das componentes. Para juntas aparafusadas a zona tracionada da junta é materializada pelas linhas de parafusos. Cada linha de parafusos é caracterizada por uma força, $F_{t,Rd}$, que é o mínimo das resistências calculadas para as componentes nessa linha de parafusos, podendo ou não as linhas adjacentes trabalhar em conjunto.

O somatório das resistências das linhas de parafusos da zona tracionada está condicionado pela resistência da componente de compressão mais condicionante $F_{c,Rd,}$ e pela componente de corte $V_{wp,Rd}$ (Figura 4.7), pelo que o momento resistente da junta é condicionado pela Equação 4.1.

$$\sum_r F_{tr,Rd} \leq F_{c,Rd} \text{ e } \sum_r F_{tr,Rd} \leq V_{wp,Rd} \tag{4.1}$$

O valor do momento resistente da junta $M_{j,Rd}$ é obtido aplicando a Equação 4.2.

$$M_{j,Rd} = \sum_r h_r F_{tr,Rd} \tag{4.2}$$

A resistência ao esforço transverso, $V_{j,Rd}$, é dada pelo valor mínimo da resistência dos parafusos ao corte (componente 11) e dos parafusos ao esmagamento (componente 12) multiplicado pelo número de parafusos existentes na junta.

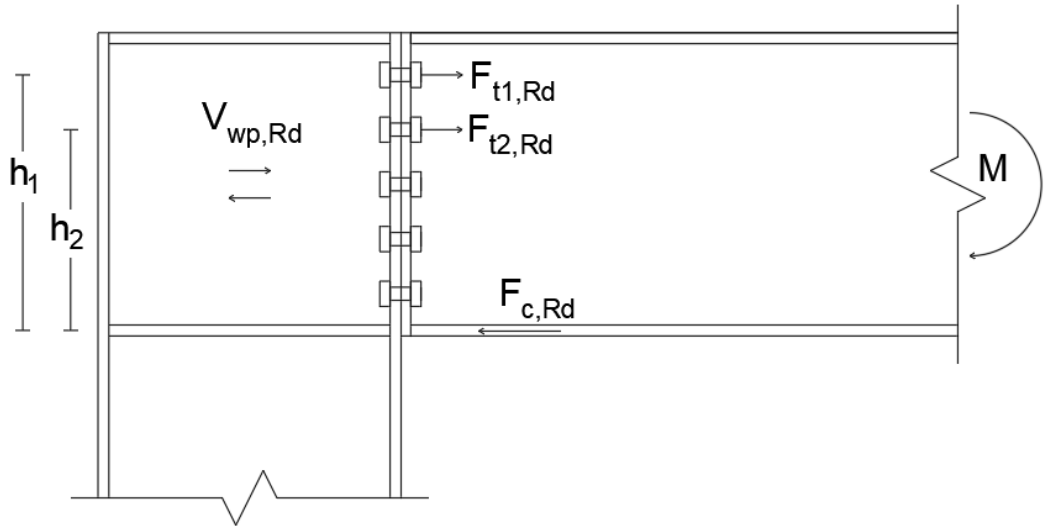


Figura 4.7 – Agrupamento de componentes para uma junta aparafusada viga-coluna, em termos de resistência

Na presença de corte e tração nos parafusos (momento fletor e esforço transverso) o Eurocódigo 3 Parte 1-8 indica que a Equação 4.3 deve ser verificada.

$$\frac{F_{v,Ed}}{F_{v,Rd}} + \frac{F_{t,Ed}}{1{,}4F_{t,Rd}} \leq 1{,}0 \tag{4.3}$$

Para a obtenção do valor da rigidez inicial da junta é necessário calcular a rigidez equivalente das componentes associadas em paralelo e em série no modelo mecânico (Figura 4.8).

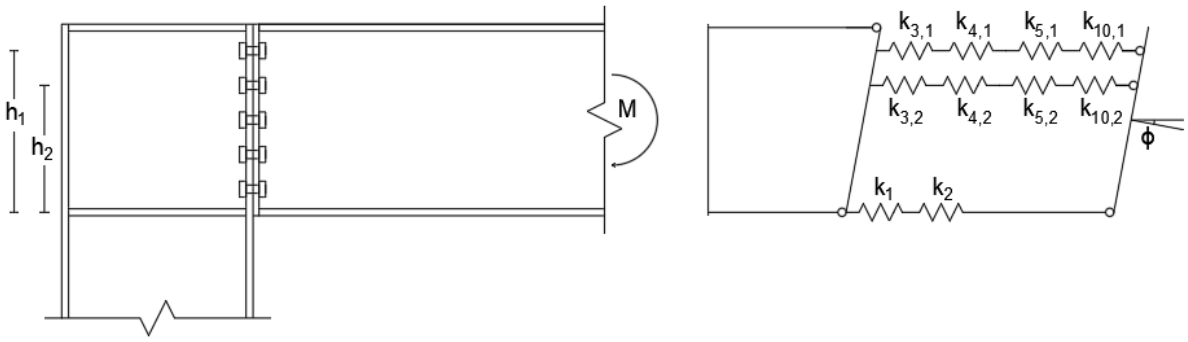


Figura 4.8 – Modelo mecânico para uma junta aparafusada viga-coluna; para o cálculo da rigidez da junta

Numa junta aparafusada, para calcular a rigidez inicial, em primeiro lugar calcula-se a rigidez equivalente a cada conjunto de componentes dispostos em série (cada linha de parafusos) pela Equação 4.4. Em seguida calcula-se a rigidez equivalente das "molas" resultantes (que estão em paralelo) pela Equação 4.5. A esta rigidez resultante, k_{eq}, corresponde um braço de um binário equivalente (Equação 4.6). Na Figura 4.9 encontra-se um esquema representativo do agrupamento rotacional para uma junta aparafusada viga-coluna com chapa de extremidade.

$$k_{eff,r} = \frac{1}{\sum_i \frac{1}{k_{i,r}}} \tag{4.4}$$

$$k_{eq} = \frac{\sum_r k_{eff,r} h_r}{z_{eq}} \tag{4.5}$$

$$z_{eq} = \frac{\sum_r k_{eff,r} h_r^2}{\sum_r k_{eff,r} h_r} \tag{4.6}$$

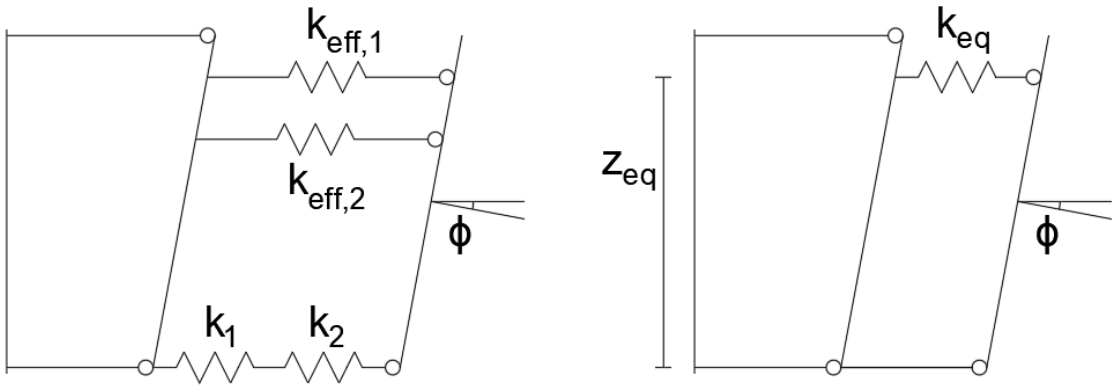


Figura 4.9 – Agrupamento rotacional de componentes para uma junta aparafusada viga-coluna com chapa de extremidade

Aplicando a Equação 4.7 obtém-se o valor da rigidez inicial da junta, $S_{j,ini}$.

$$S_{j,ini} = \frac{M}{\phi} = \frac{E z_{eq}^2}{\sum_i \frac{1}{k_i}} \tag{4.7}$$

4.5.1. Caracterização das componentes

4.5.1.1. Modelo T-Stub equivalente tracionado

O T-Stub equivalente tracionado é um modelo simplificado de parte de uma ligação em T, utilizado para avaliar a resistência das componentes submetidas a flexão, pelo que permite obter a resistência das componentes banzo de coluna em flexão e chapa de extremidade em flexão.

O modelo considera três modos de rotura possíveis. O primeiro modo consiste na plastificação total dos banzos. O segundo modo consiste na plastificação parcial dos banzos e rotura dos parafusos. Por sua vez, o terceiro modo de rotura consiste na rotura dos parafusos (Figura 4.10).

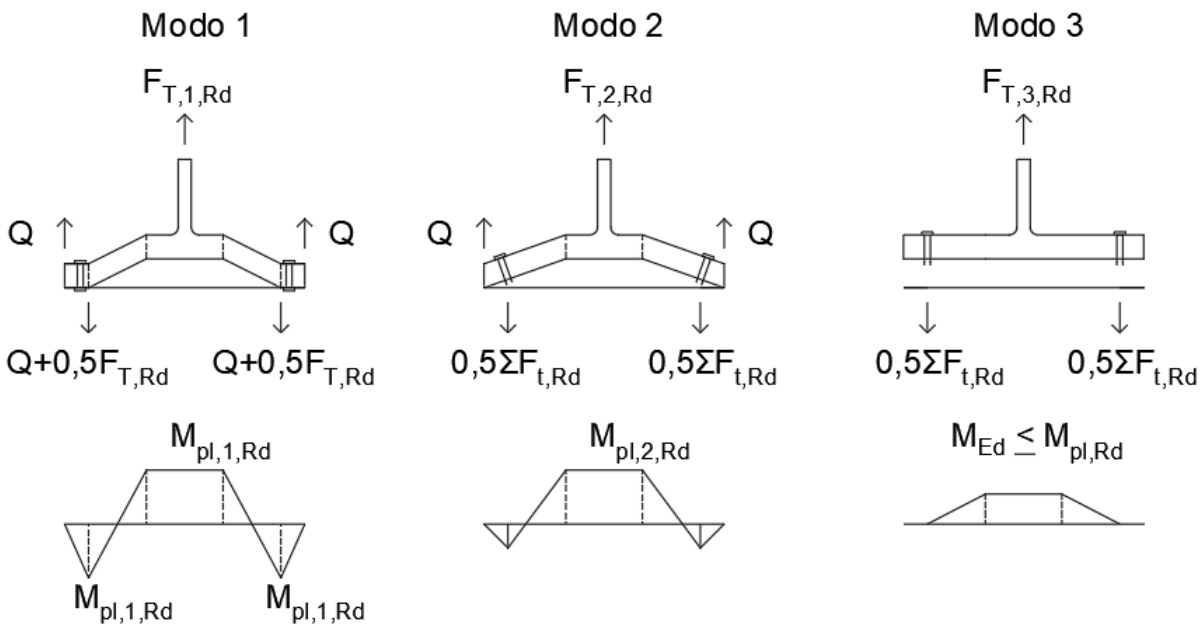


Figura 4.10 – Modos de rotura considerados pelo modelo T-Stub equivalente tracionado (adaptado de Faella, Piluso e Rizzano (2000) e Jaspart e Weynand (2016))

O modo 1 e o modo 2 consideram a existência de forças de alavanca, Q, onde no modo 1 a força de alavanca causa a formação de rótulas plásticas junto aos parafusos e próximo da interseção da alma com o banzo. No modo 2 formam-se rótulas plásticas junto à interseção da alma com o banzo e em simultâneo ocorre a rotura dos parafusos. No modo 3 não ocorrem forças de alavanca uma vez que ocorre rotura isolada dos parafusos.

A ocorrência de forças de alavanca é possível se a Equação 4.8 for verificada.

$$L_b \leq L_b^* \tag{4.8}$$

em que:
L_b – comprimento do parafuso sujeito a alongamento (Figura 4.11);
L_b^* – comprimento teórico (Equação 4.9);

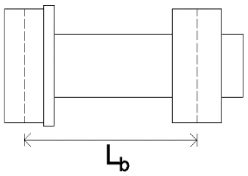


Figura 4.11 – Comprimento do parafuso sujeito a alongamento

$$L_b^* = \frac{8.8m^3 A_s n_b}{\sum l_{eff,1} t_f^3} \tag{4.9}$$

Para o cálculo da resistência dos modos de rotura considerados pelo modelo T-Stub equivalente tracionado, $F_{T,Rd}$, para os modos 1 e 2 é necessário o cálculo do momento plástico resistente $M_{pl,Rd}$, gerado pelo mecanismo de colapso (Figura 4.10). O modo 3 depende apenas da resistência à tração dos parafusos $F_{t,Rd}$.

A avaliação do momento plástico resistente depende do comprimento efetivo da peça em T equivalente, l_{eff}, para o modo de rotura a que está associado. O cálculo deste comprimento é feito para as linhas de parafusos consideradas isoladamente ou como parte de um grupo de linhas, sendo utilizado o valor mais desfavorável (Figura 4.12).

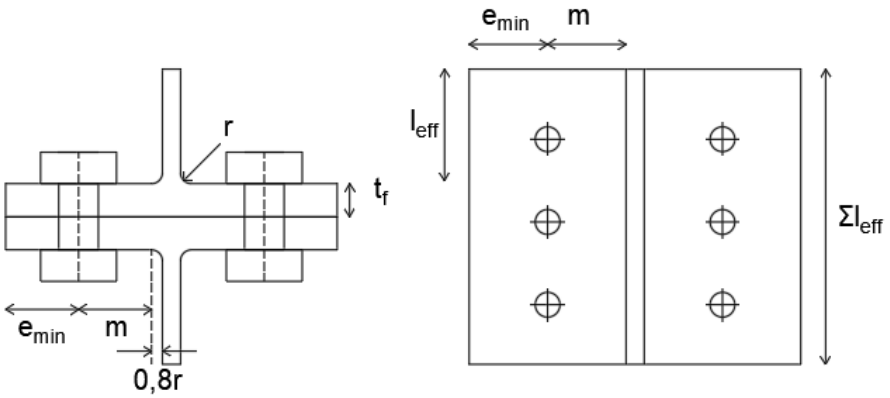


Figura 4.12 – Parâmetros geométricos de uma peça em T equivalente (adaptado de EN1993-1-8 (2005))

O cálculo dos momentos plásticos resistentes para os modos 1 e 2 é efetuado através das Equações 4.10 e 4.11 respetivamente.

$$M_{pl,1,Rd} = 0{,}25 \sum l_{eff,1}\, t_f^2\, f_y/\gamma_{M0} \tag{4.10}$$

$$M_{pl,2,Rd} = 0{,}25 \sum l_{eff,2}\, t_f^2\, f_y/\gamma_{M0} \tag{4.11}$$

O cálculo final da resistência para cada modo de rotura utilizando o Método 1 do Eurocódigo 3 Parte 1-8 (EN1993-1-8), para a possibilidade de ocorrerem forças de alavanca é dado pela Equação 4.12 para o modo 1 sem contra-chapas e pela Equação 4.13 no caso de juntas com contra-chapas. A resistência para o modo 2 é obtida pela Equação 4.14. Caso não existam forças de alavanca a resistência dos modos 1 e 2 é traduzida pela Equação 4.15. O modo 3 não considera a ocorrência de forças de alavanca pelo que a sua resistência depende apenas da resistência à tração do conjunto de parafusos (Equação 4.16).

$$F_{T,1,Rd} = \frac{4M_{pl,1,Rd}}{m} \tag{4.12}$$

$$F_{T,1,Rd} = \frac{4M_{pl,1,Rd} + 2M_{bp,Rd}}{m} \tag{4.13}$$

$$F_{T,2,Rd} = \frac{2M_{pl,2,Rd} + n\sum F_{t,Rd}}{m+n} \tag{4.14}$$

$$F_{T,1-2,Rd} = \frac{2M_{pl,1,Rd}}{m} \tag{4.15}$$

$$F_{T,3,Rd} = \sum F_{t,Rd} \tag{4.16}$$

em que:
$n = e_{min}$ mas $n \leq 1{,}25m$;
$M_{bp,Rd}$ – momento resistente da contra-chapa (Equação 4.17);

$$M_{bp,Rd} = 0{,}25 \sum l_{eff,1}\, t_{bp}^2\, f_{y,bp}/\gamma_{M0} \tag{4.17}$$

4.5.1.1.1. Banzo de coluna em flexão

O banzo de coluna em flexão é uma das componentes em que a resistência é calculada através do modelo T-Stub.

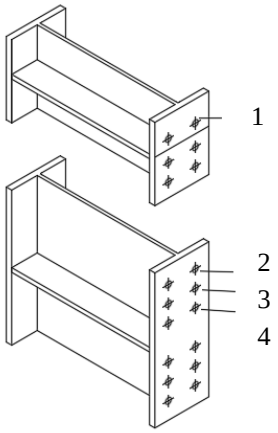
Para o cálculo do comprimento efetivo, l_{eff}, do T-Stub para os modos 1 e 2 o Eurocódigo 3 Parte 1-8 (EN1993-1-8) considera dois tipos de roturas diferentes, com linhas de rotura em padrão circular e não circular.

É necessário calcular o comprimento efetivo considerando cada linha de parafusos isoladamente e como parte de um grupo de linhas, adotando o comprimento que dá origem à menor resistência. As linhas de parafusos tracionadas devem ser numeradas começando na linha mais afastada da zona de compressão (Figura 4.13).

Os comprimentos efetivos para banzos de coluna não reforçados estão apresentados no Quadro 4.2. Para banzos de coluna com reforços o cálculo dos comprimentos efetivos é feito recorrendo à informação do Quadro 4.3.

Quadro 4.2 – Comprimentos efetivos para o banzo de coluna não reforçado (Quadro 6.4 da EN1993-1-8)

Localização da linha de parafusos	Linha de parafusos considerada isoladamente		Linha de parafusos como parte de um grupo de linhas	
	Com troços circulares $l_{eff,cp}$	Sem troços circulares $l_{eff,nc}$	Com troços circulares $l_{eff,cp}$	Sem troços circulares $l_{eff,nc}$
Linha de parafusos interior	$2\pi m$	$4m + 1{,}25e$	$2p$	p
Linha de parafusos de extremidade	O menor dos valores: $2\pi m$ $\pi m + 2e_1$	O menor dos valores: $4m + 1{,}25e$ $2m + 0{,}625e + e_1$	O menor dos valores: $\pi m + p$ $2e_1 + p$	O menor dos valores: $2m + 0{,}625e + 0{,}5p$ $e_1 + 0{,}5p$
Modo 1	$l_{eff,1} = l_{eff,nc}$ mas $l_{eff,1} \leq l_{eff,cp}$		$\sum l_{eff,1} = \sum l_{eff,nc}$ mas $\sum l_{eff,1} \leq \sum l_{eff,cp}$	
Modo 2	$l_{eff,2} = l_{eff,nc}$		$\sum l_{eff,2} = \sum l_{eff,nc}$	
e_1 – distância entre os centros dos parafusos da última linha e a extremidade livre do banzo da coluna, medida na direção do eixo da coluna (Linhas 1 e 2 da Figura 4.13);				



1 – Linha de parafusos de extremidade adjacente a um reforço
2 – Linha de parafusos de extremidade
3 – Linha de parafusos interior
4 – Linha de parafusos adjacente a um reforço

Figura 4.13 – Identificação das linhas de parafusos para o cálculo do comprimento equivalente do banzo de coluna em flexão (adaptado de EN1993-1-8 (2005)

Quadro 4.3 – Comprimentos efetivos para o banzo de coluna reforçado (Quadro 6.5 da EN1993-1-8)

Localização da linha de parafusos	Linha de parafusos considerada isoladamente		Linha de parafusos como parte de um grupo de linhas	
	Com troços circulares $l_{eff,cp}$	Sem troços circulares $l_{eff,nc}$	Com troços circulares $l_{eff,cp}$	Sem troços circulares $l_{eff,nc}$
Linha de parafusos adjacente a um reforço	$2\pi m$	αm	$\pi m + p$	$0{,}5p + \alpha m - (2m + 0{,}625e)$
Linha de parafusos interior	$2\pi m$	$4m + 1{,}25e$	$2p$	p
Linha de parafusos de extremidade	O menor dos valores: $2\pi m$ $\pi m + 2e_1$	O menor dos valores: $4m + 1{,}25e$ $2m + 0{,}625e + 2e_1$	O menor dos valores: $\pi m + p$ $2e_1 + p$	O menor dos valores: $2m + 0{,}625e + 0{,}5p$ $e_1 + 0{,}5p$
Linha de parafusos de extremidade adjacente a um reforço	O menor dos valores: $2\pi m$ $\pi m + 2e_1$	$e_1 + \alpha m - (2m + 0{,}625e)$	Não aplicável	Não aplicável
Modo 1	$l_{eff,1} = l_{eff,nc}$ mas $l_{eff,1} \leq l_{eff,cp}$		$\sum l_{eff,1} = \sum l_{eff,nc}$ mas $\sum l_{eff,1} \leq \sum l_{eff,cp}$	
Modo 2	$l_{eff,2} = l_{eff,nc}$		$\sum l_{eff,2} = \sum l_{eff,nc}$	
α – coeficiente obtido através da Figura 4.14; e_1 – distância entre os centros dos parafusos da última linha e o reforço adjacente do banzo da coluna, medida na direção do eixo da coluna (Linhas 1 e 4 da Figura 4.13);				

O coeficiente de rigidez, k_4, para cada linha de parafusos tracionada é dado pela Equação 4.18. O valor do comprimento efetivo, l_{eff}, a utilizar para o cálculo da rigidez é o menor comprimento efetivo obtido para cada linha de parafusos, independentemente de a linha funcionar isoladamente ou como parte de um grupo de parafusos.

$$k_4 = \frac{0{,}9 l_{eff} t_{fc}^3}{m^3} \tag{4.18}$$

4.5.1.1.2. Chapa de extremidade em flexão

A chapa de extremidade em flexão é outra das componentes avaliada pelo modelo T-Stub em que é necessário avaliar o comprimento efetivo do T-Stub, l_{eff}, que é obtido através do Quadro 4.4, em que α é fornecido pela Figura 4.14, para posteriormente calcular a sua resistência.

Quadro 4.4 – Comprimentos efetivos para a chapa de extremidade em flexão (Quadro 6.6 da EN1993-1-8)

Localização da linha de parafusos	Linha de parafusos considerada isoladamente		Linha de parafusos como parte de um grupo de linhas	
	Com troços circulares $l_{eff,cp}$	Sem troços circulares $l_{eff,nc}$	Com troços circulares $l_{eff,cp}$	Sem troços circulares $l_{eff,nc}$
Linha de parafusos na parte saliente da viga	O menor dos valores: $2\pi m_x$ $\pi m_x + w$ $\pi m_x + 2e$	O menor dos valores: $4m_x + 1{,}25e_x$ $e + 2m_x + 0{,}625e_x$ $0{,}5w + 2m_x + 0{,}625e_x$	–	–
Primeira linha de parafusos sob o banzo tracionado da viga	$2\pi m$	αm	$\pi m + p$	$0{,}5p + \alpha m - (2m + 0{,}625e)$
Linha de parafusos interior	$2\pi m$	$4m + 1{,}25e$	$2p$	p
Outra linha de parafusos de extremidade	$2\pi m$	$4m + 1{,}25e$	$\pi m + p$	$2m + 0{,}625e + 0{,}5p$
Modo 1	$l_{eff,1} = l_{eff,nc}$ mas $l_{eff,1} \leq l_{eff,cp}$		$\sum l_{eff,1} = \sum l_{eff,nc}$ mas $\sum l_{eff,1} \leq \sum l_{eff,cp}$	
Modo 2	$l_{eff,2} = l_{eff,nc}$		$\sum l_{eff,2} = \sum l_{eff,nc}$	
α – coeficiente obtido através da Figura 4.14;				

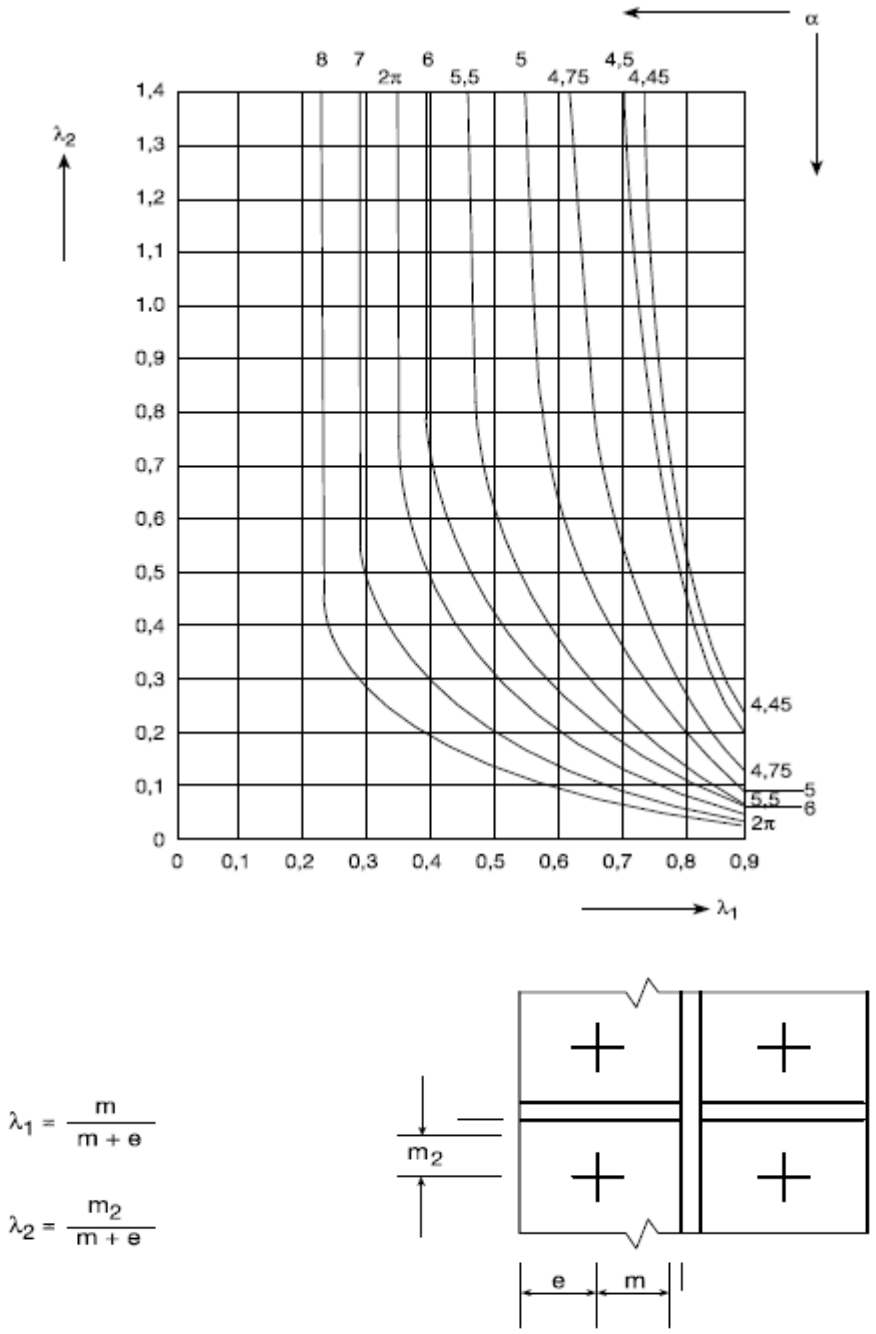


Figura 4.14 – Valores do coeficiente α para chapas de extremidade e banzos de coluna reforçados (retirado de EN1993-1-8 (2005))

Na Figura 4.15 encontram-se representadas as grandezas geométricas intervenientes nas Figuras, Quadros e Equações anteriores, necessárias para o cálculo do comprimento efetivo da chapa de extremidade em flexão.

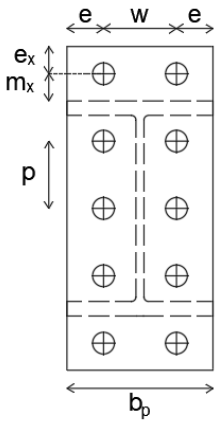


Figura 4.15 – Parâmetros geométricos para a chapa de extremidade em flexão

O coeficiente de rigidez, k_5, da chapa de extremidade em flexão é dado pela Equação 4.19. O valor do comprimento efetivo a utilizar, l_{eff}, é o menor dos valores obtidos para cada linha de parafusos, individualmente ou em grupo, da mesma forma que no banzo de coluna em flexão.

$$k_5 = \frac{0{,}9 l_{eff} t_p^3}{m^3} \tag{4.19}$$

4.5.1.2. Painel de alma de coluna solicitado ao corte

No cálculo da resistência do painel de alma de coluna solicitado ao corte, $V_{wp,Rd}$, é necessário verificar a existência de encurvadura na alma da coluna através da Equação 4.20.

$$\frac{d_c}{t_w} \leq 69\varepsilon \tag{4.20}$$

Verificada a inexistência de encurvadura na alma da coluna, o valor da resistência da componente para um painel de alma de coluna não reforçado é dado pela Equação 4.21.

No caso em que se utilizam reforços transversais à alma, seja na zona comprimida ou tracionada, o valor de resistência calculado poderá ser aumentado pelo valor obtido na Equação 4.22.

$$V_{wp,Rd} = \frac{0{,}9 f_{y,wc} A_{vc}}{\sqrt{3}\gamma_{M0}} \tag{4.21}$$

$$V_{wp,add,Rd} = \frac{4M_{pl,fc,Rd}}{d_s} \; mas \; V_{wp,add,Rd} \leq \frac{2M_{pl,fc,Rd} + 2M_{pl,st,Rd}}{d_s} \tag{4.22}$$

em que:
γ_{M0} – coeficiente parcial de segurança ($\gamma_{M0} = 1{,}0$);

O valor do coeficiente de rigidez, k_1, para o painel de alma de coluna solicitado ao corte é dado pela Equação 4.23 para almas não reforçadas. No caso de existirem reforços o valor da rigidez é assumido como infinito e a componente passa a ter um comportamento rígido-plástico.

$$k_1 = \frac{0{,}38A_{vc}}{\beta z} \tag{4.23}$$

em que:
β – parâmetro de transformação (Quadro 5.4 – EN1993-1-8);
z – braço do binário (para ligações aparafusadas com duas ou mais linhas de parafusos tracionados $z = z_{eq}$;

4.5.1.3. Alma de coluna em compressão transversal

Para almas não reforçadas o valor de cálculo da resistência da alma da coluna em compressão transversal, $F_{c,wc,Rd}$, é dado pela Equação 4.24.

$$F_{c,wc,Rd} = \frac{\omega k_{wc} b_{eff,c,wc} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M0}} \; mas \; F_{c,wc,Rd} \leq \frac{\omega k_{wc} \rho b_{eff,c,wc} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M1}} \tag{4.24}$$

em que:
γ_{M1} – coeficiente parcial de segurança ($\gamma_{M1} = 1{,}25$);
ω – coeficiente de redução para ter em conta eventuais efeitos de interação com o esforço de corte no painel de alma da coluna, Quadro 4.5;
k_{wc} – coeficiente para ter em conta a compressão longitudinal na alma (Equação 4.25);
ρ – coeficiente de redução para o enfunamento da chapa (Equação 4.26);

$$k_{wc} = \begin{cases} 1{,}0 \; se \; \sigma_{com,Ed} \leq 0{,}7 f_{y,wc} \\ 1{,}7 - \sigma_{com,Ed}/f_{y,wc} \; se \; \sigma_{com,Ed} > 0{,}7 f_{y,wc} \end{cases} \tag{4.25}$$

O Eurocódigo 3 Parte 1-8 (EN1993-1-8) permite a adoção de $k_{wc} = 1{,}0$, uma vez que inicialmente o valor da tensão longitudinal é desconhecida. Após o dimensionamento caso a condição $\sigma_{com,Ed} \leq 0{,}7 f_{y,wc}$, não se verifique refazem-se os cálculos corrigindo este valor.

$$\rho = \begin{cases} 1{,}0 \; se \; \overline{\lambda_p} \leq 0{,}72 \\ (\overline{\lambda_p} - 0{,}2)/\overline{\lambda_p^2} \; se \; \overline{\lambda_p} > 0{,}72 \end{cases} \tag{4.26}$$

A esbelteza da chapa, $\overline{\lambda_p}$, é obtida através da Equação 4.27.

$$\overline{\lambda_p} = 0{,}932 \sqrt{\frac{b_{eff,c,wc} d_{wc} f_{y,wc}}{E t_{wc}^2}} \tag{4.27}$$

Para uma coluna em perfil laminado, em I ou H, a altura da alma da coluna, d_{wc}, é dada pela Equação 4.28.

$$d_{wc} = h_c - 2(t_{fc} + r_c) \tag{4.28}$$

A largura efetiva da alma comprimida da coluna, $b_{eff,c,wc}$, para uma ligação aparafusada com chapa de extremidade é dada pela Equação 4.29.

$$b_{eff,c,wc} = t_{fb} + 2\sqrt{2} a_p + 5\left(t_{fc} + s\right) + s_p \tag{4.29}$$

em que:
$s = r_c$ (raio de concordância da coluna) – para uma coluna em perfil laminado em I ou em H;
s_p – comprimento obtido por difusão a 45º na chapa de extremidade (no mínimo t_p e, desde que o comprimento da chapa de extremidade para além do banzo seja suficiente, até $2t_p$, ou seja, $t_p \leq s_p \leq 2t_p$);

Na Figura 4.16 estão indicados os parâmetros geométricos que entram nas Equações anteriores e que são necessários para o cálculo da resistência da coluna sujeita a compressão transversal em juntas aparafusadas viga-coluna com chapa de extremidade.

O coeficiente de rigidez, k_2, da alma da coluna sem reforços sujeita a compressão transversal é obtido pela Equação 4.30. Na presença de reforços na alma da coluna o valor do coeficiente de rigidez é infinito.

$$k_2 = \frac{0{,}7 b_{eff,c,wc} t_{wc}}{d_c} \tag{4.30}$$

Quadro 4.5 – Coeficiente de redução ω (Quadro 6.3 da EN1993-1-8)

Parâmetro de transformação β	Coeficiente de redução ω
$0 \leq \beta \leq 0{,}5$	$\omega = 1$
$0{,}5 < \beta < 1$	$\omega = \omega_1 + 2(1-\beta)(1-\omega_1)$
$\beta = 1$	$\omega = \omega_1$
$1 < \beta < 2$	$\omega = \omega_1 + (\beta - 1)(\omega_2 - \omega_1)$
$\beta = 2$	$\omega = \omega_2$
$\omega_1 = \frac{1}{\sqrt{1 + 1{,}3(b_{eff,c,wc} t_{wc}/A_{vc})^2}}$	$\omega_2 = \frac{1}{\sqrt{1 + 5{,}2(b_{eff,c,wc} t_{wc}/A_{vc})^2}}$

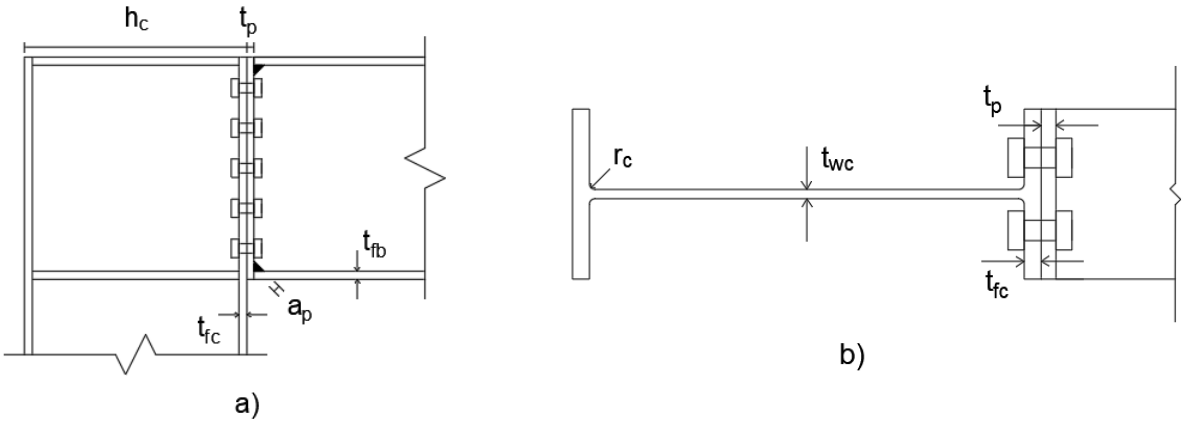


Figura 4.16 – Parâmetros geométricos de uma junta aparafusada viga-coluna com chapa de extremidade

4.5.1.4. Alma de coluna em tração transversal

O valor da resistência da alma de coluna em tração transversal é dado pela Equação 4.31.

$$F_{t,wc,Rd} = \frac{\omega b_{eff,t,wc} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M0}} \tag{4.31}$$

A largura efetiva da alma tracionada da coluna, $b_{eff,t,wc}$, para ligações aparafusadas é considerada igual ao comprimento efetivo do T-Stub equivalente que representa o banzo da coluna em flexão (componente 4). O coeficiente de redução ω é obtido através do Quadro 4.2 utilizando o valor de $b_{eff,t,wc}$.

A rigidez da alma de coluna em tração transversal, k_3, em ligações aparafusadas é calculada para cada linha de parafusos utilizando o comprimento efetivo mais condicionante, ou seja, o que conduz ao menor valor de resistência, através da Equação 4.32.

$$k_3 = \frac{0{,}7 b_{eff,t,wc} t_{wc}}{d_c} \tag{4.32}$$

4.5.1.5. Banzo e alma de viga ou de coluna em compressão

O cálculo do valor de resistência do banzo e alma de viga em compressão é dado pela Equação 4.33.

$$F_{c,fb,Rd} = \frac{M_{c,Rd}}{(h - t_{fb})} \tag{4.33}$$

em que:
$M_{c,Rd}$ – valor de cálculo do momento resistente da secção transversal da viga, ver capítulo 6.2.5 da EN1993-1-1 (2005);

O valor da rigidez desta componente é assumido como infinito para qualquer secção de viga ou de coluna.

4.5.1.6. Alma de viga à tração

A resistência da alma de viga à tração é dada pela Equação 4.34. O valor da largura efetiva, $b_{eff,t,wb}$, a utilizar no cálculo da resistência é igual ao comprimento efetivo obtido no cálculo da chapa de extremidade em flexão (componente 5) que origina o menor valor de resistência, para cada linha de parafusos individualmente ou como um grupo de linhas de parafusos.

$$F_{t,wb,Rd} = \frac{b_{eff,t,wb} t_{wb} f_{y,wb}}{\gamma_{M0}} \tag{4.34}$$

O coeficiente de rigidez da componente alma de viga à tração é infinito.

4.5.1.7. Parafusos à tração

A resistência à tração de um parafuso é dada pela Equação 4.35.

$$F_{t,Rd} = \frac{k_2 f_{ub} A_s}{\gamma_{M2}} \tag{4.35}$$

em que:
k_2 – para parafusos com cabeça de embeber $k_2 = 0{,}63$, para outros casos $k_2 = 0{,}9$;
γ_{M2}– coeficiente parcial de segurança ($\gamma_{M2} = 1{,}25$);

O coeficiente de rigidez, k_{10}, de um parafuso à tração é dado pela Equação 4.36.

$$k_{10} = \frac{1{,}6 A_s}{L_b} \tag{4.36}$$

4.5.1.8. Parafusos ao corte

A resistência individual de um parafuso ao corte, por plano de corte é dada pela Equação 4.37.

$$F_{v,Rd} = \frac{\alpha_v f_{ub} A}{\gamma_{M2}} \tag{4.37}$$

em que:
$A = A_s$ quando o plano de corte atravessa a parte roscada do parafuso:
$\alpha_v = 0{,}6$ – para parafusos das classes 4.6, 5.6 e 8.8;
$\alpha_v = 0{,}5$ – para parafusos das classes 4.8, 5.8, 6.8 e 10.9;
A é a área da secção transversal bruta do parafuso – quando o plano de corte atravessa a parte não roscada do parafuso: $\alpha_v = 0{,}6$;

4.5.1.9. Resistência ao esmagamento

A resistência ao esmagamento (Equação 4.38) deve ser verificada para o elemento em contato com os parafusos mais fraco. Para elementos constituídos pelo mesmo aço o elemento mais fraco é o de menor espessura.

$$F_{b,Rd} = \frac{k_1 \alpha_b f_u d t}{\gamma_{M2}} \tag{4.38}$$

em que:
t – espessura do elemento;
$\alpha_b = mín\left\{\alpha_d; \frac{f_{ub}}{f_u}; 1{,}0\right\}$;

Na direção de transmissão dos esforços:
– para parafusos de extremidade: $\alpha_d = \frac{e_1}{3d_0}$
– para parafusos interiores: $\alpha_d = \frac{p_1}{3d_0} - \frac{1}{4}$
Perpendicularmente à direção da transmissão dos esforços:
– para parafusos de extremidade: $k_1 = mín\left\{2{,}8\frac{e_2}{d_0} - 1{,}7; 1{,}4\frac{p_2}{d_0} - 1{,}7; 2{,}5\right\}$
– para parafusos interiores: $k_1 = mín\left\{1{,}4\frac{p_2}{d_0} - 1{,}7; 2{,}5\right\}$

Na Figura 4.17 estão representados os parâmetros geométricos necessários para o cálculo da resistência ao esmagamento.

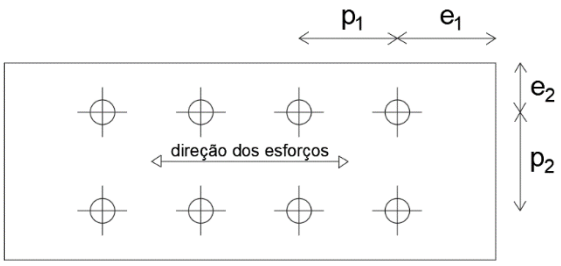


Figura 4.17 – Grandezas geométricas para o cálculo da resistência ao esmagamento

4.6. Soldaduras – Método simplificado

Para verificar a resistência de um cordão de ângulo através do método simplificado basta verificar a Equação 4.39. O valor de esforço atuante na soldadura tem de ser inferior ao valor de cálculo da resistência da soldadura, por unidade de comprimento.

$$F_{w,Ed} \leq F_{w,Rd} \tag{4.39}$$

O valor de cálculo da resistência da soldadura por unidade de comprimento é calculado através da Equação 4.40.

$$F_{w,Rd} = \frac{f_u/\sqrt{3}}{\beta_w \gamma_{M2}} a \tag{4.40}$$

em que:
β_w – fator de correlação que depende do tipo de aço (Quadro 4.1 da EN1993-1-8 (2005));
a – espessura de um cordão de ângulo;

De forma a simplificar o cálculo do valor do esforço atuante é frequente admitir que as soldaduras do banzo resistem ao momento fletor e as soldaduras de alma resistem ao esforço transverso, efetuando assim duas verificações separadas para dois valores de esforço atuante (tração decorrente do momento fletor e esforço transverso).

O valor da força de tração atuante devido ao momento fletor, é obtido através da Equação 4.41.

$$F_{t,Ed} = \frac{M_{j,Ed}}{\left(h - t_{fb}\right)} \tag{4.41}$$

5. ANÁLISE NUMÉRICA DE JUNTAS

5.1. Introdução

Neste capítulo são descritos os modelos de elementos finitos desenvolvidos para a modelação das juntas em estudo (C2 e C4). Para a construção de ambos os modelos utilizou-se o *software* ABAQUS (2016), versão 2017.

O ABAQUS (2016) é um *software* bastante utilizado para a modelação deste tipo de elementos pois permite a simulação de diversos tipos de fenómenos presentes nas juntas metálicas, tais como: não-linearidade geométrica e material, contacto entre os vários elementos e aplicação de pré-esforço nos parafusos. Permite ainda uma análise da junta tridimensional através da utilização de elementos finitos 3D.

Com o uso da modelação e análise numérica através de elementos finitos pretende-se obter a relação força-deslocamento (F-d) e a caracterização da curva momento-rotação (M-ϕ), para ambas as juntas.

5.2. Descrição dos modelos de elementos finitos

5.2.1. Leis constitutivas dos materiais

Para definir o comportamento dos materiais utilizados, uma vez que não foi realizado qualquer ensaio experimental de caracterização dos materiais e de forma a simplificar a curva tensão-extensão (σ-ε), adotaram-se as propriedades mecânicas nominais preconizadas pela norma EN 1993-1-1 (2005).

O aço utilizado em ambos os modelos para os vários elementos (viga, coluna, chapa de extremidade, etc) era da classe S460ML e os parafusos eram da classe 10.9.

O valor utilizado para o módulo de elasticidade do aço e para o coeficiente de Poisson, dado pela EN 1993-1-1 (2004) foi $E = 210$ GPa e $\nu = 0{,}3$, respetivamente.

As propriedades adotadas para cada tipo de material são descritas no Quadro 5.1.

Quadro 5.1 – Propriedades dos materiais

	Aço S460 ML	Parafusos 10.9
f_y (MPa)	460,0	900,0
ε_y (%)	0,22	0,43
f_u(MPa)	540,0	1000,0
ε_u (%)	3,29	1,00
f_r (MPa)	540,0	1000,0
ε_r (%)	15,00	3,10

Os valores de tensão e extensão fornecidos pela EN 1993-1-1 (2005) são conhecidos por tensões-extensões de engenharia porque não têm em consideração a variação do comprimento dos provetes de ensaio à tração nem o fenómeno de estricção, pelo que têm de ser transformados em "true stress-true strain" e "true plastic strain", ou seja, em tensões e extensões "reais" (Ling, 1996).

Para converter as tensões de engenharia (σ_{eng}) em tensões reais (σ_{real}) aplica-se a Equação 5.1 e para as extensões (ε_{Eng} e ε_{real}) a Equação 5.2. As extensões reais são convertidas em extensões plásticas reais (ε_{pl}) através da Equação 5.3.

$$\sigma_{real} = \sigma_{eng}(1 + \varepsilon_{eng}) \tag{5.1}$$

$$\varepsilon_{real} = \ln(1 + \varepsilon_{eng}) \tag{5.2}$$

$$\varepsilon_{pl} = \varepsilon_{real} - \frac{\sigma_{real}}{E} \tag{5.3}$$

A Figura 5.1 mostra as curvas tensão-extensão que foram utilizadas como *input* do ABAQUS (2016). Este depois utiliza uma lei constitutiva elasto-plástica com endurecimento isotrópico e uma lei de escoamento associado (ABAQUS, 2016) para ambos os materiais constituintes do modelo numérico.

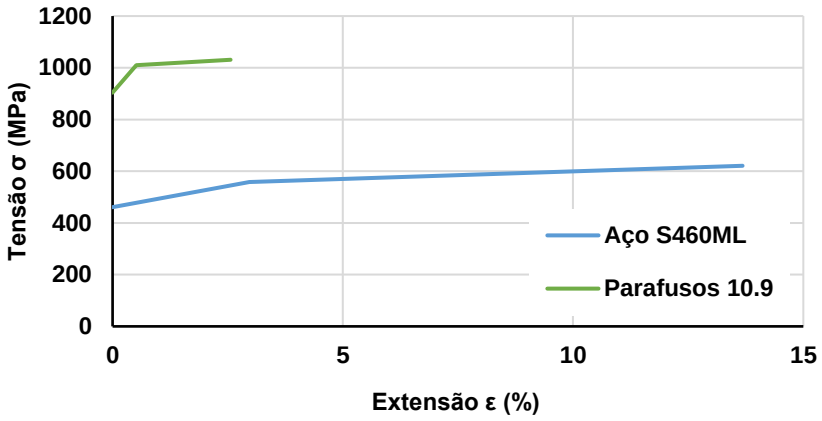


Figura 5.1 – Relação tensão-extensão dos materiais

5.2.2. Modelação da junta C2

5.2.2.1. Geometria

Na definição da geometria dos diversos elementos presentes na junta, que no ABAQUS (2016) se define como as "parts" constituintes do modelo, procurou-se representar com maior exatidão possível a geometria real da junta (Figura 3.2). Na Figura 5.2 apresenta-se a geometria do modelo obtido para a junta C2.

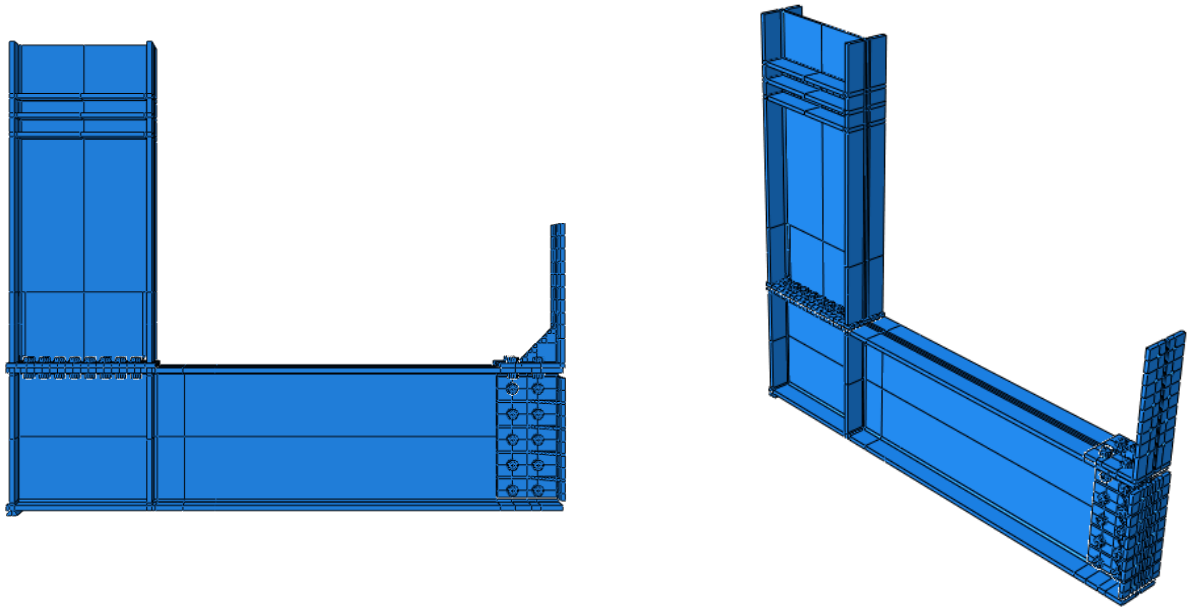


Figura 5.2 – Geometria do modelo numérico da junta C2

5.2.2.2. Tipos de elementos e malha de elementos finitos

Na criação da malha de elementos finitos das várias partes constituintes do modelo (chapas, parafusos, viga e coluna) o ABAQUS (2016) permite gerar uma malha automática definindo a dimensão de cada elemento finito para cada parte.

No entanto para obter uma malha regular foi necessário criar partições (dividir as partes em regiões menores) nas diversas partes do modelo de forma a conseguir superfícies regulares. A Figura 5.3 mostra as várias partições criadas para o caso de um parafuso, de modo a gerar uma malha regular.

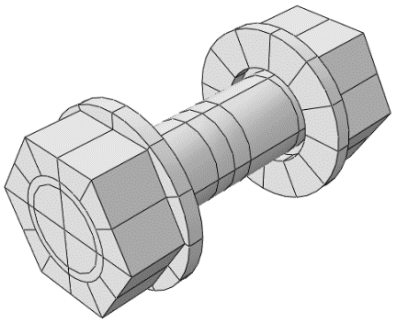


Figura 5.3 – Representação das partições criadas para a obtenção de uma malha regular

De acordo com os trabalhos realizados por Bursi e Jaspart (1997a; 1997b) e Augusto (2017), para análises não-lineares complexas com contacto entre elementos devem ser utilizados elementos sólidos.

O ABAQUS (2016) disponibiliza diversos tipos de elementos sólidos, no entanto, para as zonas com maiores variações de tensão e extensão deve utilizar-se preferencialmente um dos seguintes elementos: C3D8H, C3D8RH e C3D8IH, em que todos os elementos se baseiam numa formulação híbrida (lidar com problemas de comportamento incompressível ou inextensível). Caso não se opte por uma formulação híbrida os elementos passam a designar-se C3D8, C3D8R e C3D8I respetivamente.

Para a construção das malhas de elementos finitos optou-se maioritariamente pelos elementos do tipo C3D8RH. É um elemento finito contínuo (C), tridimensional (3D), com 8 nós (8), em que cada nó tem 3 graus de liberdade, com integração reduzida (R), um ponto de integração e formulação híbrida (H). Este elemento tem ainda a opção *hourglass control* para resolver problemas de integração (matriz singular, rigidez nula) em que utiliza o modelo de

rigidez artificial de Flanagan e Belytschko (1981). Este elemento foi selecionado essencialmente por um menor esforço computacional em relação aos outros, uma vez que os resultados não são afetados pela adoção deste tipo de elemento (Augusto 2017). Segundo Augusto (2017) o elemento C3D8RH é o que melhor prevê o real comportamento para grandes rotações e que apresenta melhor eficiência.

Nas zonas de transição da alma com o banzo adotaram-se elementos do tipo C3D6H devido à geometria irregular destas zonas. É um elemento finito também ele contínuo (C), tridimensional (3D), mas apenas de 6 nós (6), com 3 graus de liberdade em cada nó e formulação híbrida (H).

Os dois tipos de elementos finitos utilizados na construção do modelo numérico estão representados na Figura 5.4.

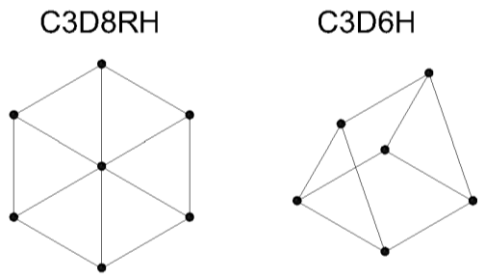


Figura 5.4 – Representação dos elementos finitos utilizados

Na Figura 5.5 estão representadas as malhas geradas automaticamente pelo *software* ABAQUS (2016) para as várias partes constituintes do modelo, depois de criadas as várias partições necessárias e escolhidos os tipos de elementos finitos a utilizar.

Como foi referido anteriormente, Bursi e Jaspart (1997a; 1997b) concluíram que em problemas de flexão devem ser considerados pelo menos três camadas de elementos finitos ao longo da espessura de cada elemento. O ABAQUS (2016) permite definir o número de elementos finitos que se pretende numa determinada aresta. Sendo assim, nas partes em que não se geraram automaticamente três ou mais elementos finitos aplicou-se esta restrição para que fossem criados três elementos finitos ao longo da espessura das várias partes, como é visível pela Figura 5.6.

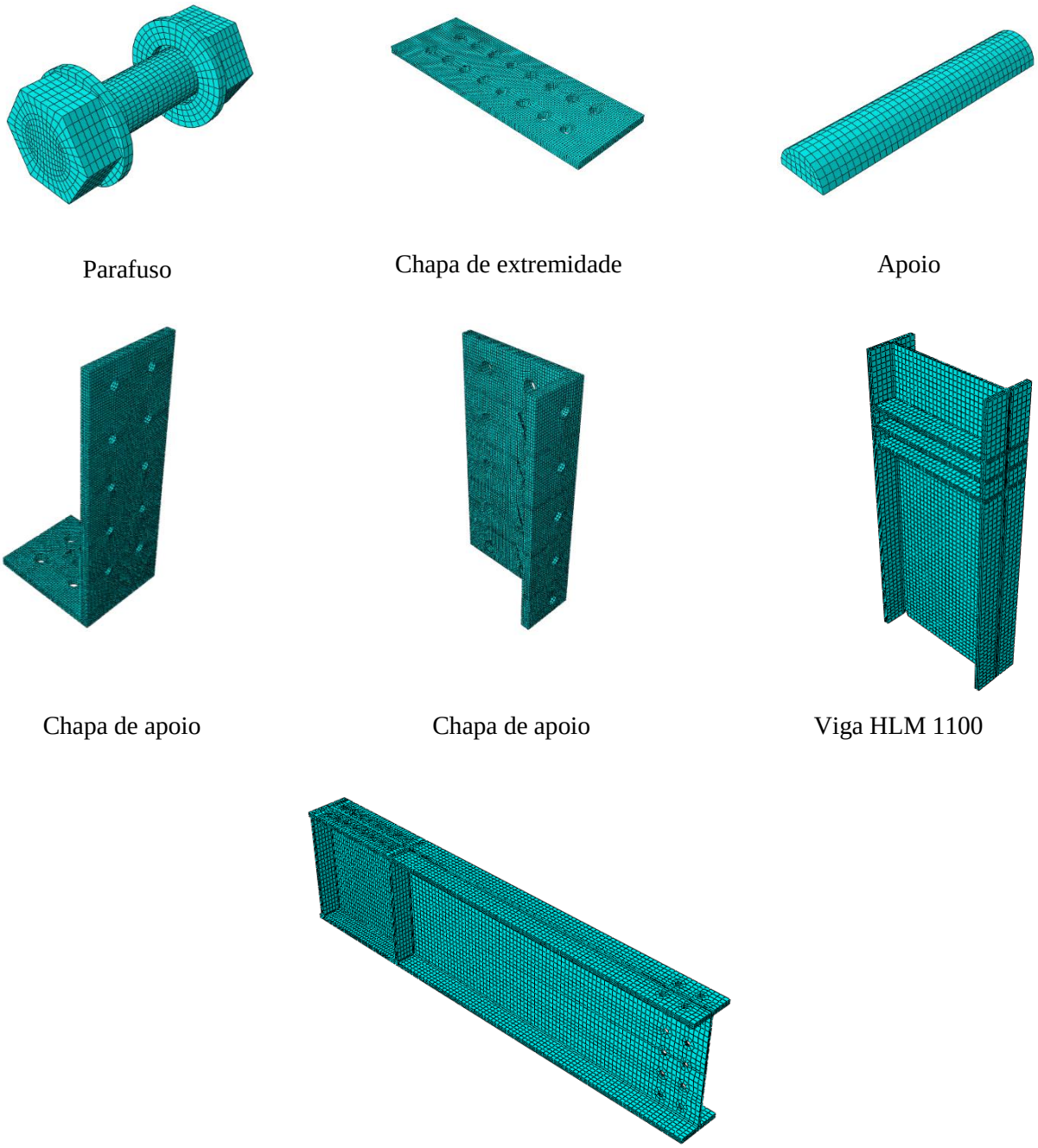


Figura 5.5 – Malhas de elementos finitos para as várias partes do modelo numérico

A dimensão dos elementos finitos utilizada para cada parte do modelo da junta C2 está indicada no Quadro 5.2.

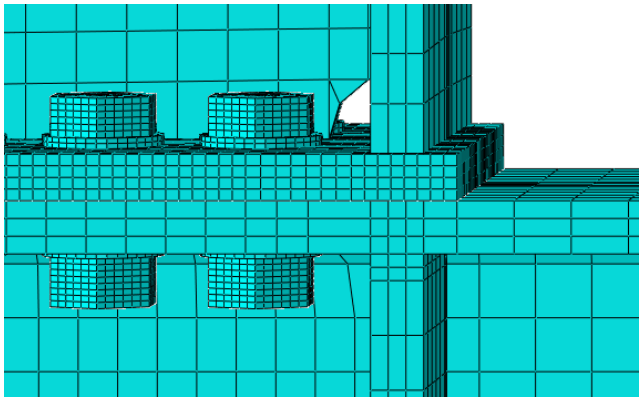


Figura 5.6 – Detalhe dos elementos finitos ao longo da espessura para várias partes do modelo

Quadro 5.2 – Dimensão dos elementos finitos utilizados no modelo da junta C2

Parte	Dimensão dos elementos finitos (mm)
Parafuso	5
Chapa de extremidade	10
Apoio	10
Chapa de apoio	10
Viga HLM1100	40
Coluna HLM1100	40

5.2.2.3. Interações

No módulo das interações do ABAQUS (2016) definem-se os contactos e as restrições entre as várias partes do modelo. O contacto ("surface-to-surface contact") descreve o contacto entre duas superfícies deformáveis ou entre uma superfície deformável e uma superfície rígida (ABAQUS, 2016). As restrições utilizadas foram o "tie" e o "coupling". Utiliza-se o "tie" quando se pretende unir duas superfícies e que não haja deslocamentos relativos entre estas. O "coupling" restringe os deslocamentos de uma superfície aos deslocamentos de um ou mais pontos (ABAQUS, 2016).

Para definir os contactos é necessário estabelecer as respetivas propriedades na sua direção normal e tangencial. Para a direção normal selecionou-se o método "hard-contact" para que os elementos resistam a penetrações, na direção tangencial o método "penalty" de forma a que o atrito entre as partes seja considerado. De acordo com a EN 1993-1-8 (2005) para classes de superfície D, o valor do coeficiente de atrito μ deve ser igual a 0,2.

Na modelação da junta C2 foram estabelecidos os seguintes contatos: parafuso – chapa de extremidade, parafuso – banzo da coluna, chapa de extremidade – banzo da coluna, apoio (meia-cana) – coluna, parafuso – chapa de apoio, chapa de apoio – alma da coluna e chapa de apoio – banzo da coluna.

Para a interação da chapa de extremidade com a viga utilizou-se a restrição "tie". Com o uso desta restrição pretende-se modelar as soldaduras que ligam a viga à chapa de extremidade.

5.2.2.4. Condições de fronteira

De forma a representar o mais real possível as condições de apoio existentes no ensaio experimental, todos os elementos que serviram para fixar o modelo à parede foram modelados (parafusos e chapas de apoio).

A fixação das chapas de apoio à parede foi realizada através da utilização da restrição "coupling" disponível no ABAQUS (2016), em que os graus de liberdade de uma superfície estão dependentes de um ponto de referência. O "coupling" é aplicado para a superfície da chapa de apoio que está em contacto com a parede e o ponto de referência escolhido é o centro geométrico da chapa de apoio. No ponto de referência de cada chapa de apoio são impedidas as três translações. Também o apoio (meia-cana) onde assenta a coluna foi modelado.

Na superfície inferior do apoio impediu-se o deslocamento vertical. Para simular o contraventamento lateral, na zona da aplicação da carga impediu-se o deslocamento lateral.

Na Figura 5.7 é possível observar todas as condições de apoio criadas na modelação da junta C2.

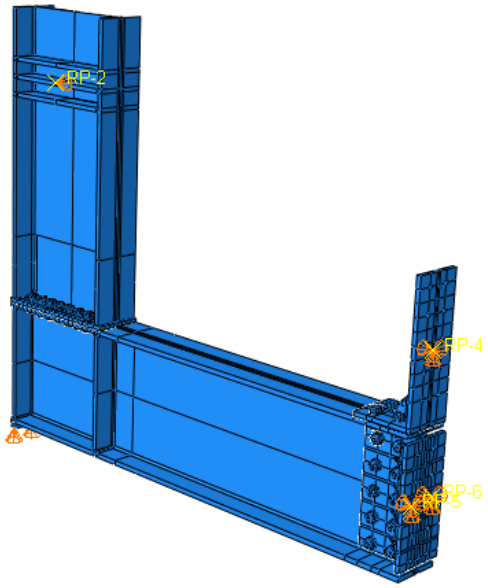


Figura 5.7 – Condições de apoio para o modelo numérico da junta C2

5.2.2.5. Aplicação da carga

A carga foi aplicada no modelo através da imposição de um deslocamento na extremidade da viga. De forma a obter os valores do deslocamento e da força aplicada num só ponto e de representar a superfície de contacto da viga com o macaco hidráulico, foi criado um "coupling" situando o ponto de referência no centro da superfície de contacto da viga com o macaco hidráulico (Figura 5.8).

O ABAQUS (2016) divide cada fase da história de carga em "steps". Para o modelo da junta C2 foram criados 3 steps. O primeiro step é gerado automaticamente, onde são criadas as condições de apoio e as interações definidas. O segundo step consiste na aplicação do pré-esforço nos parafusos, sendo o terceiro step a aplicação do deslocamento.

Para a aplicação do pré-esforço o ABAQUS (2016) disponibiliza dois métodos, ajuste do comprimento que consiste no encurtamento do parafuso, ou aplicação direta da força de pré-esforço. No modelo optou-se pelo segundo método, onde nos parafusos da chapa de extremidade foi aplicado um pré-esforço de 930kN. Nos parafusos das chapas de apoio ainda que estes não sejam pré-esforçados é necessário a aplicação de um pré-esforço residual para iniciar os contactos, pelo que foi aplicado um pré-esforço de 150kN. A Figura 5.9 mostra a aplicação da força de pré-esforço num parafuso.

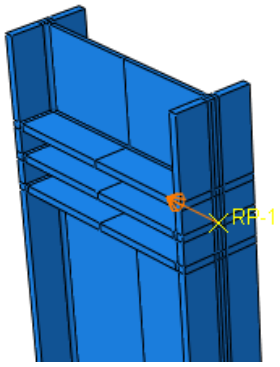


Figura 5.8 – Deslocamento horizontal imposto

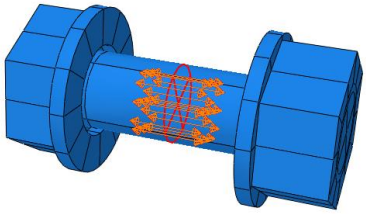


Figura 5.9 – Aplicação do pré-esforço

O deslocamento máximo imposto no modelo foi de 180mm. No entanto, foram consideradas três fases de carga em que o deslocamento inicial aplicado foi de 50mm, depois efetuou-se uma descarga até aos 15mm e por fim foi aumentado novamente até aos 180mm. Este ciclo de carga e descarga foi realizado para que o ajuste dos parafusos às folgas dos furos e as folgas iniciais do modelo não estejam presentes na segunda fase da carga. No Quadro 5.3 estão representadas as fases de carga do modelo.

Quadro 5.3 – Protocolo de carga para o modelo numérico da junta C2

Fases de carga	Tipo	Deslocamento (mm)	Força atuante (kN)
1ª Fase	Carga	49,6	2811,2
2ª Fase	Descarga	15,2	237,9
3ª Fase	Carga	180,0	3233,1

5.2.3. Modelação da junta C4

5.2.3.1. Geometria

Tal como na modelação da junta C2, na construção do modelo numérico da junta C4 pretendeu-se uma geometria para as várias partes do modelo iguais ao ensaio experimental. A Figura 5.10 representa o modelo numérico obtido depois de efetuada a junção das várias partes.

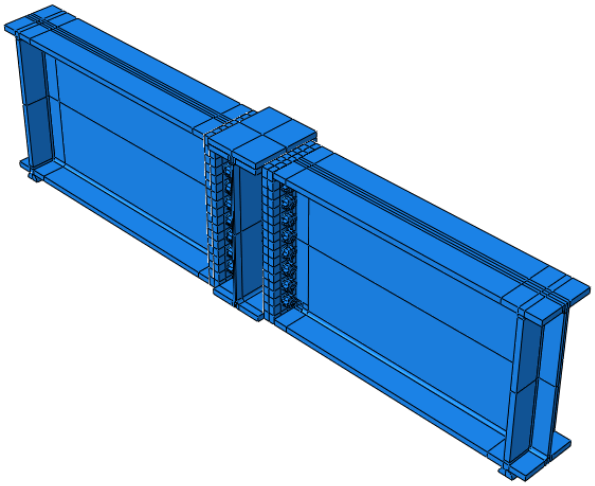


Figura 5.10 – Geometria do modelo numérico da junta C2

5.2.3.2. Tipos de elementos finitos e malha de elementos finitos

Os tipos de elementos finitos utilizados na construção do modelo numérico foram os mesmos que os utilizados na junta C2. Elementos finitos do tipo C3D8RH para as zonas regulares e C3D6H para as zonas irregulares do modelo, sendo estas as zonas de transição entre o banzo e a alma do perfil.

Criadas as partições necessárias de forma a garantir malhas regulares foi possível gerar as malhas de elementos finitos para cada parte do modelo numérico (Figura 5.11).

A dimensão dos elementos finitos utilizada para cada parte do modelo da junta C4 está indicada no Quadro 5.4.

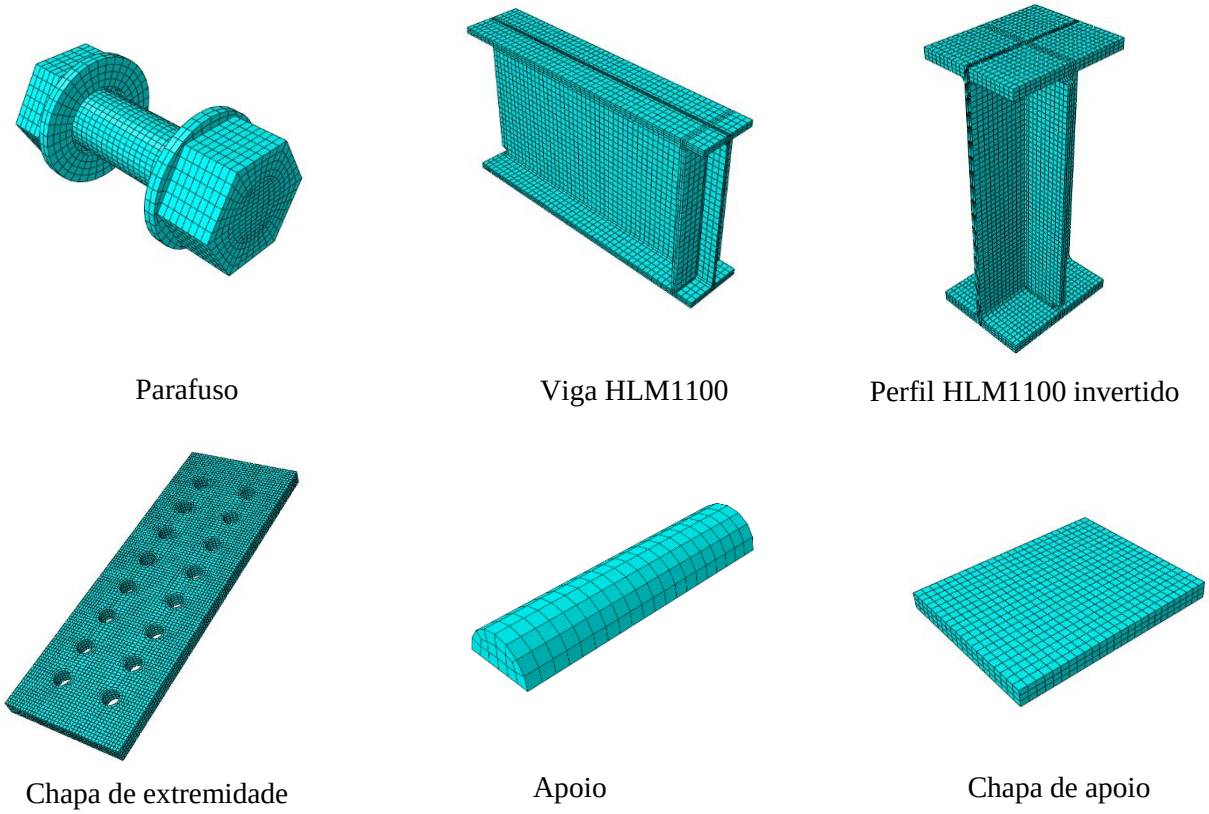


Figura 5.11 – Malhas de elementos finitos para as diversas partes do modelo numérico

Quadro 5.4 – Dimensão dos elementos finitos utilizados no modelo da junta C4

Parte	Dimensão dos elementos finitos (mm)
Parafuso	5
Viga HLM1100	40
Perfil HLM1100 invertido	20
Chapa de extremidade	10
Apoio	20
Chapa de apoio	20

5.2.3.3. Interações

Na definição das interações entre as partes do modelo numérico foram utilizados dois tipos de interações diferentes: o contacto entre duas superfícies e a restrição “tie”, ambos definidos anteriormente.

No modelo da junta C4 estabelecem-se os seguintes contatos: parafuso – chapa de extremidade, chapa de extremidade – chapa de extremidade, apoio – viga e chapa de apoio – perfil invertido.

A restrição "tie" foi aplicada entre as superfícies: viga – chapa de extremidade e perfil invertido – chapa de extremidade de forma a modelar as soldaduras. Esta restrição foi ainda aplicada numa das interações apoio – viga de forma a impedir a ocorrência de movimento de corpo rígido do modelo sobre os dois apoios.

5.2.3.4. Condições de fronteira

As condições de fronteira estáticas existentes na junta C4 correspondem aos apoios com a laje de pavimento. De forma a modelar estas condições impediu-se qualquer deslocamento nas superfícies dos apoios em contato com o pavimento (Figura 5.12).

Na junta C4 as chapas de extremidade encontram-se posicionadas na vertical. De forma a prevenir eventuais deslocamentos verticais devidos à aplicação do pré-esforço nos parafusos, apenas na fase de aplicação do pré-esforço impediu-se o deslocamento vertical de todas as chapas de extremidade.

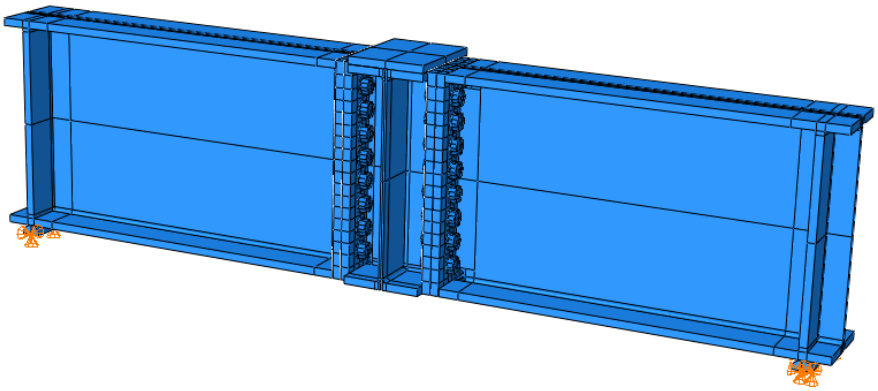


Figura 5.12 – Condições de apoio para o modelo numérico da junta C4

5.2.3.5. Aplicação da carga

A história de carga é composta por três fases ("steps"), tal como no modelo da junta C2. O primeiro step corresponde à definição das condições de apoio e interações já identificadas. O pré-esforço é aplicado no segundo step e a carga aplicada no modelo através da imposição de um deslocamento, no terceiro e último step.

O pré-esforço nos parafusos foi aplicado introduzindo diretamente o valor da força de pré-esforço, tal como na junta C2. O valor de pré-esforço aplicado foi de 930kN para todos os parafusos.

Foi imposto um deslocamento de 30mm a meio-vão do modelo (Figura 5.13) através da aplicação da restrição "coupling" para impor a força e medir o deslocamento num único ponto. Esta restrição é aplicada numa chapa adicional (chapa de apoio) que está em contacto com o perfil invertido. Esta opção deve-se à zona do perfil invertido ser complexa com várias interações, pelo que aplicar o coupling diretamente no perfil invertido condiciona as rotações e os deslocamentos nessa zona.

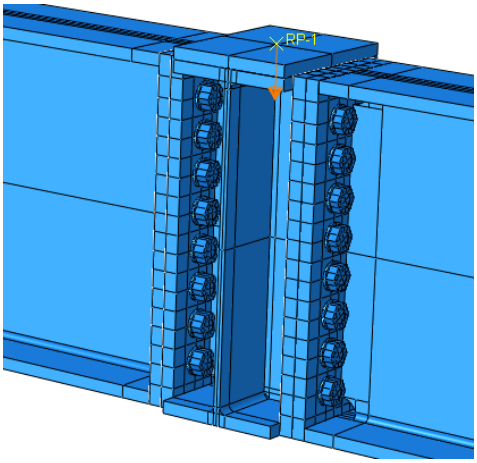


Figura 5.13 – Deslocamento vertical imposto

6. APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DE RESULTADOS

6.1. Dimensionamento segundo o Eurocódigo 3 Parte 1-8

Nesta secção são apresentados os principais resultados para a avaliação do momento resistente, esforço transverso resistente e rigidez inicial das juntas C2 e C4, de acordo com a metodologia de dimensionamento preconizada pelo EC3-1-8.

A avaliação da resistência e rigidez das componentes foi efetuada com recurso ao *software* Robot Structural Analysis Professional, versão 2018, da Autodesk (2009).

As expressões aplicadas nesta subsecção encontram-se descritas no capítulo 4.

Os coeficientes parciais de segurança (γ_{M0}, γ_{M1}, γ_{M2} e γ_{M3}) são assumidos com valor unitário de forma a que os resultados possam ser comparados com os resultados experimentais e numéricos.

6.1.1. Junta C2

Os Quadros 6.1 e 6.2 apresentam os parâmetros geométricos e os comprimentos efetivos para cada linha de parafusos, considerada individualmente ou como parte de um grupo de linhas, para o banzo de coluna em flexão e para a chapa de extremidade em flexão, respetivamente.

Quadro 6.1 – Parâmetros geométricos e comprimentos efetivos para o banzo da coluna

Nº	m (mm)	e (mm)	p (mm)	$l_{eff,1}$ (mm)	$l_{eff,2}$ (mm)	$l_{eff,1,g}$ (mm)	$l_{eff,2,g}$ (mm)
1	61	113	120	383	430	297	297
2	61	113	120	383	385	120	120
3	61	113	120	383	385	120	120
4	61	113	120	383	385	120	120
5	61	113	120	383	385	120	120
6	61	113	120	383	385	120	120

Quadro 6.2 – Parâmetros geométricos e comprimentos efetivos para a chapa de extremidade

Nº	m (mm)	e (mm)	p (mm)	$l_{eff,1}$ (mm)	$l_{eff,2}$ (mm)	$l_{eff,1,g}$ (mm)	$l_{eff,2,g}$ (mm)
1	60	113	120	377	424	294	294
2	60	113	120	377	381	120	120
3	60	113	120	377	381	120	120
4	60	113	120	377	381	120	120
5	60	113	120	377	381	120	120
6	60	113	120	377	381	120	120

No Quadro 6.3 são apresentadas as resistências das componentes calculadas para a primeira linha de parafusos no caso das componentes de tração. Para as componentes de compressão e corte, o valor apresentado corresponde à resistência global da junta.

Quadro 6.3 – Resistência individual das componentes

Zona	Resistência (kN)	Componente
Tração	$F_{t,wc,Rd(1)} = 3628{,}28$	3 – Alma de coluna em tração transversal
	$F_{t,fc,Rd(1)} = 2625{,}94$	4 – Banzo de coluna em flexão
	$F_{t,ep,Rd(1)} = 2358{,}41$	5 – Chapa de extremidade em flexão
	$F_{t,wb,Rd(1)} = 3817{,}02$	8 – Alma de viga à tração
	$F_{t,Rd(1)} = 2651{,}40$	10 – Parafusos à tração (dois parafusos)
Corte	$V_{wp,Rd} = 6357{,}63$	1 – Painel de alma de coluna ao corte
Compressão	$F_{c,wc,Rd} = 9738{,}27$	2 – Alma de coluna em compressão
	$F_{c,fb,Rd} = 8999{,}00$	7 – Banzo de viga em compressão

A resistência à tração da primeira linha de parafusos é dada pelo valor mínimo das componentes de tração, ou seja, $F_{t1,Rd} = 2358{,}41$ kN.

No Quadro 6.4 pretende-se exemplificar o procedimento utilizado para o cálculo da resistência à tração das restantes linhas de parafusos (com exceção da primeira linha). Os valores apresentados são referentes à segunda linha de parafusos.

O cálculo da resistência à tração das linhas de parafusos termina quando se esgota toda a resistência da componente de corte ou das componentes em compressão. O esgotamento do painel de alma de coluna ao corte ocorre para a linha de parafusos número 6. As linhas de parafusos remanescentes apenas funcionam ao corte.

Quadro 6.4 – Resistência da segunda linha de parafusos

Resistência (kN)	$F_{t,comp,Rd}$ (kN)	Componente
$F_{t,wc,Rd(2)} = 3628{,}28$	3628,28	3
$F_{t,fc,Rd(2)} = 2505{,}95$	2505,95	4
$F_{t,ep,Rd(2)} = 2268{,}54$	2268,54	5
$F_{t,wb,Rd(2)} = 3817{,}02$	3817,02	8
$V_{wp,Rd} - F_{t1,Rd} = 6357{,}63 - 2358{,}41$	3999,22	1
$F_{c,wc,Rd} - F_{t1,Rd} = 9738{,}27 - 2358{,}41$	7379,86	2
$F_{c,fb,Rd} - F_{t1,Rd} = 8999{,}00 - 2358{,}41$	6640,59	7
$F_{t,wc,Rd(2+1)} - F_{t1,Rd} = 3906{,}00 - 2358{,}41$	1547,60	3 (grupo)
$F_{t,fc,Rd(2+1)} - F_{t1,Rd} = 4065{,}09 - 2358{,}41$	1706,68	4 (grupo)
$F_{t,ep,Rd(2+1)} - F_{t1,Rd} = 3809{,}12 - 2358{,}41$	1450,71	5 (grupo)
$F_{t,wb,Rd(2+1)} - F_{t1,Rd} = 4187{,}31 - 2358{,}41$	1828,90	8 (grupo)
$F_{t2,Rd} = mín(F_{t,comp,Rd}) = 1450{,}71$		

O Quadro 6.5 apresenta um resumo das forças instaladas em cada uma das linhas de parafusos tracionada correspondente ao esgotamento da capacidade resistente à flexão da junta C2.

Quadro 6.5 – Resumo de forças instaladas nas linhas de parafusos correspondentes ao esgotamento da resistência à flexão da junta C2

Nº	h_r (mm)	$F_{tr,Rd}$ (kN)	$V_{wp,Rd}$ (kN)	$F_{c,Rd}$ (kN)	Componente condicionante
1	954	2358,41	6357,63	8999,00	Chapa de extremidade – tração
2	834	1450,71	3999,22	6640,59	Chapa de extremidade (grupo 2+1) – tração
3	714	802,18	2548,51	5189,87	Chapa de extremidade (grupo 3+2) – tração
4	594	971,18	1746,32	4387,69	Alma do pilar (grupo 4+3+2+1) – tração
5	474	661,32	775,14	3416,51	Alma do pilar (grupo 5+4+3+2+1) – tração
6	354	113,82	113,82	2755,19	Painel de alma de coluna – corte

Com a informação presente no Quadro 6.5 obtém-se o momento resistente da junta, $\boldsymbol{M_{j,Rd} = 4963}$ **kNm**. O momento de cedência define-se como sendo $2/3$ do momento resistente, $\boldsymbol{M_{j,c} = 3308}$ **kNm**.

Para obter o valor do esforço transverso resistente, o Quadro 6.6 apresenta a resistência das componentes intervenientes no cálculo.

Quadro 6.6 – Componentes para o cálculo do esforço transverso

Resistência (kN)	Componente
$F_{v,Rd} = 727{,}29$	Parafuso ao corte
$F_{b,Rd,int} = 1211{,}82$	Parafuso interior ao esmagamento
$F_{b,Rd,ext} = 2268{,}00$	Parafuso exterior ao esmagamento

A componente que condiciona a resistência ao esforço transverso é o parafuso ao corte. No entanto, mesmo este valor de resistência tem de ser reduzido para os parafusos cuja distribuição plástica de esforços preconizada na EC3-1-8 atribui simultaneamente esforços de tração e de corte, de forma a verificar a Equação 4.3 do capítulo 4. Assim, a resistência ao esforço transverso combinado com esforço axial foi calculada determinando a reserva de resistência ao corte por aplicação da expressão de interação dada pela Equação 4.3.

Na junta C2 10 parafusos resistem simultaneamente ao corte e à tração e os restantes 6 parafusos apenas ao corte ($F_{v,Rd} = 727{,}29$ kN), de onde se obtém o esforço transverso resistente, $\boldsymbol{V_{j,Rd} = 9145}$ **kN**.

O Quadro 6.7 apresenta os valores de rigidez para as componentes de tração e o valor da rigidez efetiva de cada linha de parafusos tracionada, que resulta da associação em série das respetivas componentes tendo em vista o cálculo da rigidez inicial da junta.

Quadro 6.7 – Rigidez das linhas de parafusos

Nº	h_r (mm)	k_3(mm)	k_4 (mm)	k_5 (mm)	$k_{eff,r}$ (mm)
1	954	4	75	52	3
2	834	2	30	21	1
3	714	2	30	21	1
4	594	2	30	21	1
5	474	2	30	21	1
6	354	2	30	21	1
7	234	2	30	21	1
8	114	4	75	45	3

Do Quadro 6.7 calcula-se, $z_{\mathrm{eq}} = 720$ mm (Equação 4.6) e $k_{\mathrm{eq}} = 11$ mm (Equação 4.5). Tendo em atenção que o coeficiente de rigidez dos componentes de compressão é $k_1 = 13$ mm e $k_2 = \infty$, aplicando a Equação 4.7 obtém-se a rigidez inicial da junta, $\boldsymbol{S_{j,ini} = 661992}$ **kNm/rad**.

6.1.2. Junta C4

O processo de dimensionamento da junta C4 é idêntico ao da junta anterior, com a diferença de que esta tem menos componentes ativas.

No Quadro 6.8 são apresentados os parâmetros geométricos e os comprimentos efetivos para a chapa de extremidade em flexão.

Quadro 6.8 – Parâmetros geométricos e comprimentos efetivos para a chapa de extremidade

Nº	m (mm)	e (mm)	p (mm)	$l_{eff,1}$ (mm)	$l_{eff,2}$ (mm)	$l_{eff,1,g}$ (mm)	$l_{eff,2,g}$ (mm)
1	60	113	120	377	424	294	294
2	60	113	120	377	381	120	120
3	60	113	120	377	381	120	120
4	60	113	120	377	381	120	120
5	60	113	120	377	381	120	120
6	60	113	120	377	381	120	120
7	60	113	120	377	381	120	120
8	60	113	120	377	381	251	251

O Quadro 6.9 apresenta a resistência individual das componentes no caso das componentes de tração. Os valores são referentes à primeira linha de parafusos, conclui-se que a resistência da primeira linha de parafusos à tração é $F_{t1,Rd} = 2651{,}40$ kN.

Quadro 6.9 – Resistência individual das componentes

Zona	Resistência (kN)	Componente
Tração	$F_{t,ep,Rd(1)} = 2651{,}40$	5 – Chapa de extremidade em flexão
	$F_{t,wb,Rd(1)} = 3817{,}02$	8 – Alma de viga à tração
	$F_{t,Rd(1)} = 2651{,}40$	10 – Parafusos à tração (dois parafusos)
Compressão	$F_{c,fb,Rd} = 8999{,}00$	7 – Banzo de viga em compressão

O cálculo da resistência das restantes linhas de parafusos é realizado da mesma forma que na junta anterior, sendo que nesta junta a componente que condiciona as forças de tração é o banzo da viga em compressão. No entanto, para a linha de parafusos 6 é necessário reduzir a resistência da linha de parafusos obtida através dos cálculos anteriores de forma a verificar a cláusula 6.2.7.2(9) do EC3-1-8 (Equação 6.1).

$$F_{tr,Rd} \leq F_{tx,Rd}(h_r/h_x) \tag{6.1}$$

Em que h_x é a distância entre a linha de parafusos mais afastada do centro de compressão cujo valor de calculo da resistência à tração é superior a $1{,}9F_{t,Rd}$ e h_r é a distância entre a linha de parafusos r e o centro de compressão.

O Quadro 6.10 ilustra o cálculo da resistência da linha de parafusos nº 6 sem acautelar o limite anterior.

Quadro 6.10 – Resistência da linha de parafusos nº 6

Resistência (kN)	$F_{t,comp,Rd}$ (kN)	Componente
$F_{t,ep,Rd(6)} = 2651{,}40$	2651,40	5
$F_{t,wb,Rd(6)} = 3817{,}02$	3817,02	8
$F_{c,fb,Rd} - \sum_1^5 F_{tr,Rd} = 8999{,}00 - 7509{,}00$	1490,00	7
$F_{t,ep,Rd(6+5)} - F_{t5,Rd} = 3481{,}29 - 1214{,}40$	2266,89	5 (grupo)
$F_{t,wb,Rd(6+5)} - F_{t5,Rd} = 2428{,}80 - 1214{,}40$	1214,40	8 (grupo)
$F_{t,ep,Rd(6+5+4)} - \sum_4^5 F_{tr,Rd} = 5221{,}94 - 2428{,}80$	2793,14	5 (grupo)
$F_{t,wb,Rd(6+5+4)} - \sum_4^5 F_{tr,Rd} = 3643{,}20 - 2428{,}80$	1214,40	8 (grupo)
$F_{t,ep,Rd(6+5+4+3)} - \sum_3^5 F_{tr,Rd} = 6962{,}58 - 3321{,}69$	3640,89	5 (grupo)
$F_{t,wb,Rd(6+5+4+3)} - \sum_3^5 F_{tr,Rd} = 4857{,}60 - 3321{,}69$	1535,91	8 (grupo)
$F_{t,ep,Rd(6+5+4+3+2)} - \sum_2^5 F_{tr,Rd} = 8703{,}23 - 4857{,}60$	3845,63	5 (grupo)
$F_{t,wb,Rd(6+5+4+3+2)} - \sum_2^5 F_{tr,Rd} = 6072{,}00 - 4857{,}60$	1214,40	8 (grupo)
$F_{t,ep,Rd(6+5+4+3+2+1)} - \sum_1^5 F_{tr,Rd} = 11718{,}98 - 7509{,}00$	4209,98	5 (grupo)
$F_{t,wb,Rd(6+5+4+3+2+1)} - \sum_1^5 F_{tr,Rd} = 9044{,}91 - 7509{,}00$	1535,91	8 (grupo)
$F_{t6,Rd} = mín(F_{t,comp,Rd}) = 1214{,}40$		

Os cálculos apresentados no Quadro 6.10 indicam que a resistência da linha de parafusos nº 6 é 1214,40 kN, o que não verifica a Equação 6.2.

$$F_{t6,Rd} \leq F_{t1,Rd}(h_6/h_1) \Leftrightarrow F_{t6,Rd} \leq 983{,}85 \text{ kN} \tag{6.2}$$

Pelo que, for forma a verificar a Equação 6.2 a resistência da linha de parafusos é reduzida para, $F_{t6,Rd} = 983{,}85$ kN. O Quadro 6.11 apresenta um resumo das forças para cada linha de parafusos.

Quadro 6.11 – Resumo da resistência de cada linha de parafusos

Nº	h_r (mm)	$F_{tr,Rd}$ (kN)	$F_{c,Rd}$ (kN)	Componente condicionante
1	954	2651,40	8999,00	Chapa de extremidade – tração
2	834	1535,91	6347,60	Alma da viga (grupo 2+1) – tração
3	714	892,89	4811,68	Alma da viga (grupo 3+2) – tração
4	594	1214,40	3918,80	Alma da viga (grupo 4+3+2) – tração
5	474	1214,40	2704,40	Alma da viga (grupo 5+4) – tração
6	354	983,85	1490,00	Alma da viga – tração (resistência da linha reduzida)
7	234	506,14	506,14	Banzo da viga - compressão

Na junta C4 todas as linhas de parafusos encontram-se tracionadas, com exceção da última linha de parafusos. Assim, a resistência da junta é condicionada pela componente banzo da viga à compressão. O momento resistente correspondente é $\boldsymbol{M_{j,Rd} = 6211}$ **kNm** e o momento de cedência é $\boldsymbol{M_{j,c} = 4141}$ **kNm**.

O valor do esforço transverso resistente é condicionado pelos parafusos ao corte tal como na junta C2. Em ambas as juntas os parafusos são da classe 10.9, pelo que os valores individuais da resistência ao corte de cada parafuso são iguais. A resistência ao esforço transverso da junta C4, tal como na junta C2, é determinada calculando a reserva de resistência ao corte de cada linha de parafusos. Na junta C4 7 filas de parafusos encontram-se simultaneamente ao corte e à tração e 1 fila de parafusos ao corte, pelo que se obtém valor de $\boldsymbol{V_{j,Rd} = 8110}$ **kN**.

O Quadro 6.12 apresenta a rigidez individual de cada componente e a rigidez efetiva para cada linha de parafusos.

Quadro 6.12 – Rigidez das linhas de parafusos

Nº	h_r (mm)	k_3(mm)	k_4 (mm)	k_5 (mm)	$k_{eff,r}$ (mm)
1	954	∞	∞	111	13
2	834	∞	∞	45	9
3	714	∞	∞	45	9
4	594	∞	∞	45	9
5	474	∞	∞	45	9
6	354	∞	∞	45	9
7	234	∞	∞	45	9
8	114	∞	∞	95	12

Aplicando as Equações 4.5 e 4.6 aos resultados do Quadro 6.12 obtém-se $z_{eq} = 690$ mm e $k_{eq} = 63$ mm, de onde resulta um valor para a rigidez inicial da junta C4 $\boldsymbol{S_{j,ini}} =$ **6316942 kNm/rad**.

6.1.3. Soldaduras

O comprimento e a espessura dos cordões de soldadura do banzo e da alma dos perfis às respetivas chapas de testa são iguais em ambas as juntas. Desta forma a verificação da resistência destas soldaduras foi efetuada apenas para os esforços máximos resistentes obtidos nas secções anteriores.

Tal como se indica na secção 3.1 e nas Figuras 3.2 e 3.3, os cordões de soldadura dos banzos têm 25mm de espessura e os cordões de soldadura da alma apresentam 15mm de espessura. O comprimento dos cordões de soldadura do banzo é $L_w = 1484$ mm (para resistência à flexão) e o comprimento dos cordões de soldadura da alma é $L_w = 1976$ mm (para resistência ao esforço transverso).

A força máxima atuante nas soldaduras na alma devido ao esforço transverso é igual ao valor do esforço transverso resistente $F_{v,Rd} = 9145$ kN e o esforço máximo nos cordões de soldadura dos banzos devido ao momento fletor é calculado através da Equação 6.3.

$$F_{t,Rd} = \frac{M_{j,Rd}}{\left(h - t_f\right)} = \frac{6211\ kNm}{(1{,}108 - 0{,}04)\ m} = 5815{,}54\ kN \tag{6.3}$$

Comparando o esforço resistido pelos cordões de soldadura com o esforço atuante, temos para a verificação da resistência das soldaduras devido ao momento fletor a Equação 6.4 e devido ao esforço transverso a Equação 6.5.

$$F_{w,Rd} = 14433{,}76\ kN/m \geq \frac{5815{,}54\ kN}{1{,}484\ m} = 3918{,}83\ kN/m \tag{6.4}$$

$$F_{w,Rd} = 8660{,}25\ kN/m \geq \frac{9145\ kN}{1{,}976\ m} = 4628{,}04\ kN/m \tag{6.5}$$

O que indica que as soldaduras não condicionam os esforços máximos resistidos pelas juntas.

6.1.4. Classificação das juntas

No Quadro 6.13 são apresentados os limites de rigidez e resistência que de acordo com a Parte 1-8 do Eurocódigo 3 permitem classificar as juntas segundo a resistência e a rigidez. Este quadro mostra que ambas as juntas em estudo são classificadas de **resistência parcial** e **semi-rígidas**.

Quadro 6.13 – Classificação das juntas

Junta	Limites e classificação segundo a resistência (kNm)				Limites e classificação segundo a rigidez (kNm/rad)			
	Articulada	Total	$M_{j,Rd}$	Resistência parcial	Rotulado	Rígido	$S_{j,ini}$	Semi-rígido
C2	2663,40	10653,60	4963,21		472920,00	7566720,00	661992,72	
C4	2663,40	10653,60	6211,61		591150,00	9458400,00	6316942,51	

6.2. Ensaios Experimentais

Os principais resultados extraídos diretamente dos ensaios experimentais realizados foram apresentados anteriormente no Capítulo 3. Nesta secção será extraída a relação momento-rotação das juntas (M-ϕ) e relações força-deslocamento. O procedimento utilizado na obtenção de cada relação para ambas as juntas é descrito nos seguintes subcapítulos.

6.2.1. Junta C2

Para a junta C2 (viga-coluna) o momento (M_j) é obtido através da Equação 6.6 e a rotação da junta (ϕ) é obtida subtraindo a rotação da coluna à rotação da chapa de extremidade (Equação 6.7).

$$M_j = F_{aplicada} \times d_1 \tag{6.6}$$

$$\phi = \phi_{chapa-extremidade} - \phi_{coluna} \tag{6.7}$$

A rotação da chapa de extremidade é obtida aplicando a Equação 6.8 e a rotação da coluna através da Equação 6.9 (a numeração dos LVDT's está ilustrada na Figura 3.5).

$$\phi_{chapa-extremidade} = \tan^{-1}\left(\frac{\left(\frac{LVDT_{10} + LVDT_{11}}{2}\right) - \left(\frac{LVDT_{19} + LVDT_{20}}{2}\right)}{d_2}\right) \tag{6.8}$$

$$\phi_{coluna} = \tan^{-1}\left(\frac{LVDT_{18}}{d_3}\right) \tag{6.9}$$

Em que $d_1 = 1962\ mm$ é a distância vertical entre a aplicação da carga e a ligação, $d_2 = 1043\ mm$ é a distância horizontal entre o LVDT 10 e LVDT 19 e $d_3 = 1018\ mm$ é a distância horizontal entre o LVDT 18 e a face do reforço da coluna mais distante.

A relação momento-rotação (M-ϕ) experimental da junta C2 está representada na Figura 6.1, importa referir que nesta figura foi aplicada uma translação horizontal a toda a curva para eliminar o efeito das deformações plásticas permanentes do primeiro ensaio.

O momento de cedência ($M_{j,c}$) da junta foi obtido utilizando o método proposto pelo ECCS (1986). De acordo com estas recomendações, o momento fletor de cedência pode ser assumido como o momento fletor do ponto correspondente à intersecção de uma reta que aproxima a fase elástica do comportamento da junta e uma outra que ajusta à fase plástica. Desta forma obteve-se para a junta C2 $\boldsymbol{M_{j,c} = 5692}$ **kNm**. A rigidez inicial da junta é definida pelo declive da reta que ajusta à fase elástica da junta, ou seja $\boldsymbol{S_{j.ini} = 638660}$ **kNm/rad**.

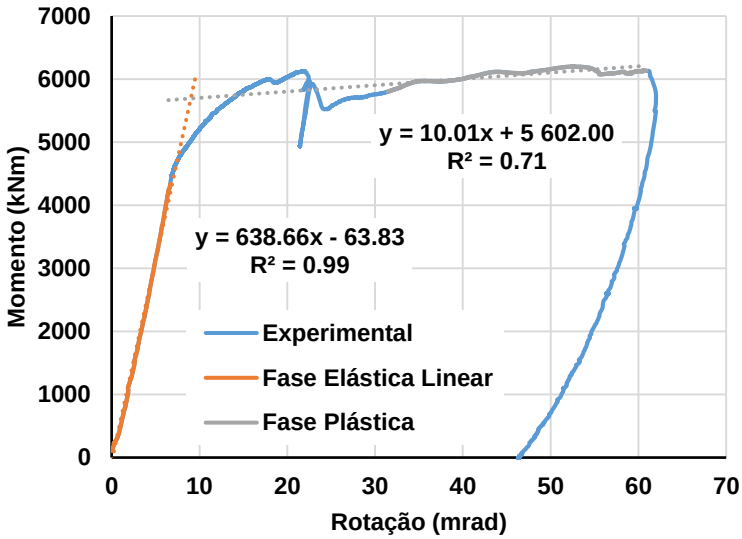


Figura 6.1 – Relação momento-rotação experimental da junta C2

6.2.2. Junta C4

O momento na junta C4 foi calculado através da Equação 6.10. A rotação da junta foi considerada como a média da rotação das duas juntas existentes no modelo (Equação 6.11). A numeração dos LVDT's está representada na Figura 3.21.

$$M_j = \frac{F_{aplicada}}{2} \times d_1 \tag{6.10}$$

$$\phi = \tan^{-1}\left(\frac{(LVDT_{15} + LVDT_{11})}{(2 \times d_2)}\right) \tag{6.11}$$

Em que $d_1 = 1865\ mm$ é a distância horizontal entre o apoio e a ligação e $d_2 = 954\ mm$ é a distância vertical entre o LVDT 15 e o banzo superior da viga.

Na Figura 6.2 está representada a relação momento-rotação experimental da junta C4.

Os LVDT's 3 e 7 não foram considerados para o cálculo da rotação da junta porque como é possível observar pela Figura 3.24 do capítulo 3, o LVDT 3 durante parte do ensaio apresenta uma evolução claramente diferente dos LVDT's 7, 11 e 15, o que sinaliza mau funcionamento.

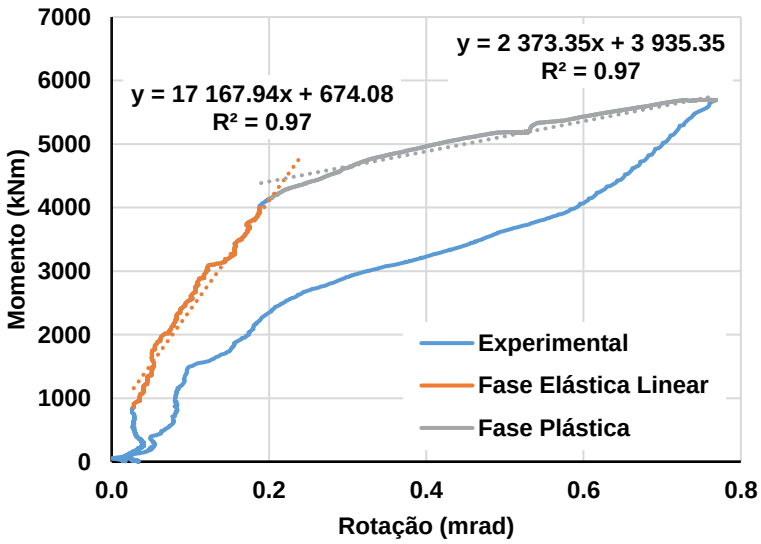


Figura 6.2 – Relação momento-rotação experimental da junta C4

Analisando a Figura 6.2 ao ajustar uma linha de tendência à fase elástica linear da curva momento-rotação e outra ajustada à fase plástica, ainda que esta fase não esteja completamente definida na relação experimental, obtém-se para o momento de cedência da junta, $\boldsymbol{M_{j,c} = 4458}$ **kNm** e para rigidez inicial da junta, $\boldsymbol{S_{j,ini} = 17167940}$ **kNm/rad**.

6.3. Análise numérica com MEF 3D

Nesta secção apresenta-se o comportamento das juntas recorrendo aos modelos de elementos finitos.

6.3.1. Junta C2

A relação momento-rotação (M-ϕ) da junta C2 foi obtida com base no MEF determinando o momento fletor na junta pela Equação 6.12 e a rotação pela Equação 6.13.

$$M_j = FR_{P4} \times d_1 \tag{6.12}$$

Em que FR_{P4} é a força de reação no ponto 4, na direção do deslocamento aplicado pelo atuador e d_1 é a distância entre a junta e o atuador.

$$\phi = \phi_{chapa-extremidade} - \phi_{coluna} \tag{6.13}$$

A rotação da chapa de extremidade determinou-se pela Equação 6.14 e a rotação da coluna pela Equação 6.15.

$$\phi_{chapa-extremidade} = \tan^{-1}\left(\frac{P1_{U2} - P2_{U2}}{d_2}\right) \tag{6.14}$$

$$\phi_{coluna} = \tan^{-1}\left(\frac{P3_{U2}}{d_3}\right) \tag{6.15}$$

O símbolo P indica que é uma grandeza pontual extraída de um nó do MEF, o símbolo U indica que é um deslocamento, a direção 1 corresponde a deslocamentos segundo a direção horizontal e a direção 2 a deslocamentos na direção vertical. As distâncias (d) assim como os nós (P) intervenientes nestas expressões estão representados na Figura 6.3.

A relação momento-rotação do modelo de elementos finitos da junta C2 (MEF – 930kN) está representado na Figura 6.4.

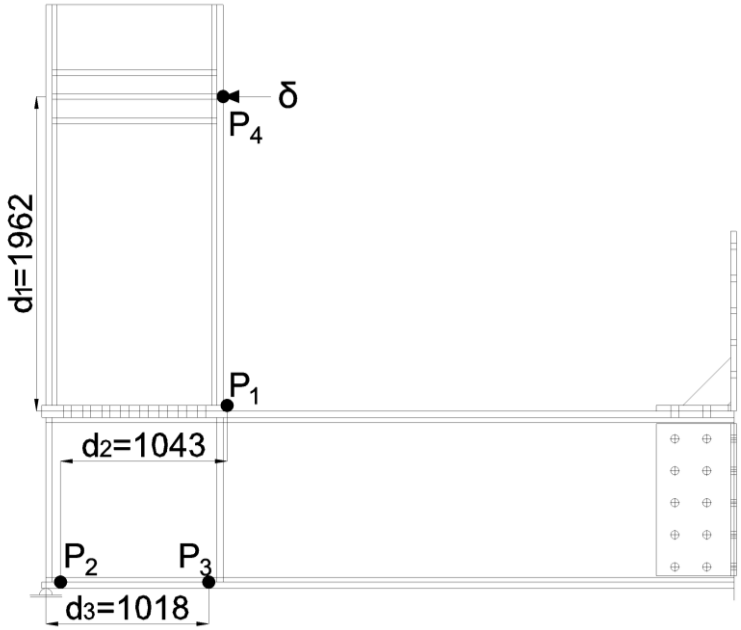


Figura 6.3 – Nós do modelo de elementos finitos da junta C2 (dimensões em mm) usados para avaliar a rotação da junta

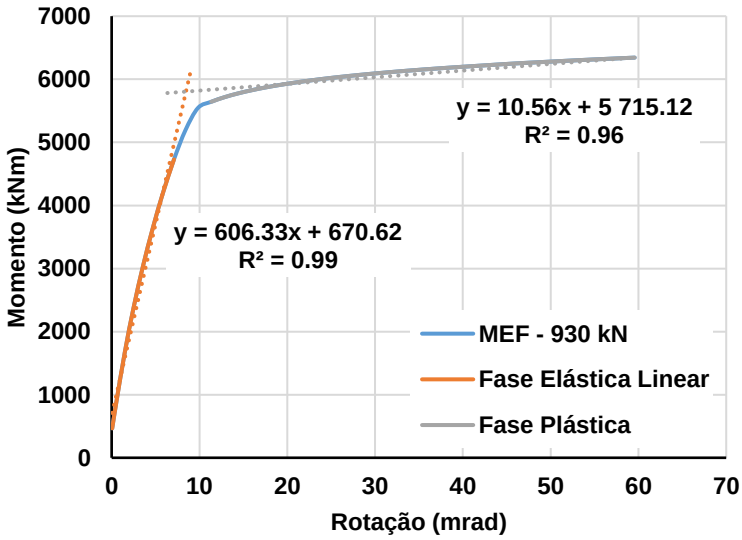


Figura 6.4 – Relação momento-rotação da junta C2 obtida recorrendo ao MEF

Da relação apresentada na Figura 6.4 conclui-se que de acordo com o MEF da junta C2 o momento de cedência é $\boldsymbol{M_{j,c} = 5804}$ **kNm** e a rigidez inicial é $\boldsymbol{S_{j,ini} = 606330}$ **kNm/rad**.

6.3.2. Junta C4

A relação momento-rotação da junta C4 foi obtida aplicando a Equação 6.16 para o cálculo do momento fletor na junta e a Equação 6.17 para o cálculo da respetiva rotação.

$$M_j = \frac{FR_{P1}}{2} \times d_1 \tag{6.16}$$

$$\phi = \tan^{-1}\left(\frac{(P2_{U1} + P3_{U1})}{(2 \times d_2)}\right) \tag{6.17}$$

Em que FR_{P1} é a força de reação no nó 1 na direção do deslocamento aplicado pelo atuador e d_1 é a distância entre a junta e o apoio mais próximo.

Os nós do MEF onde foram extraídos os deslocamentos estão representados na Figura 6.5.

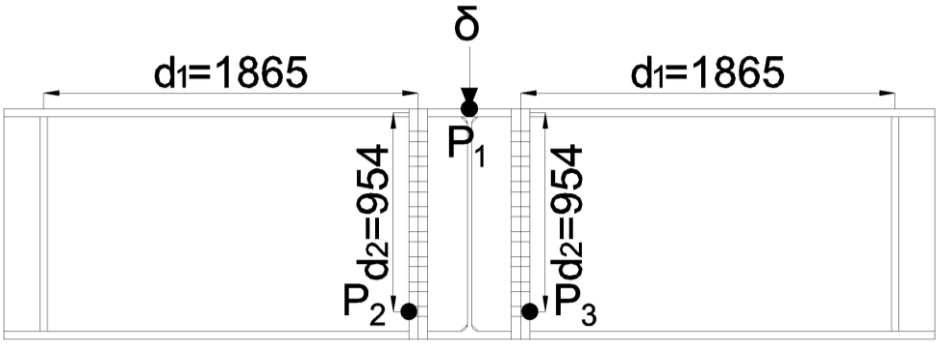


Figura 6.5 – Nós do modelo de elementos finitos da junta C4 (dimensões em mm) usados para avaliar a rotação da junta

A Figura 6.6 apresenta a relação momento-rotação obtida recorrendo modelo de elementos finitos da junta C4 descrito no capítulo 5 (MEF – base (μ=0,2)).

O momento de cedência da junta C4 obtido pelo MEF é $\boldsymbol{M_{j,c} = 5806}$ **kNm** e a rigidez inicial é $\boldsymbol{S_{j,ini} = 6788390}$ **kNm/rad**. Tendo em consideração que a deformação máxima da junta atingida no ensaio experimental é muito inferior à deformação obtida no MEF, calculou-se o momento de cedência com recurso aos resultados do MEF aplicando o procedimento proposto pelo ECCS (1986) para o mesmo intervalo de deformações que se usou para os

resultados do ensaio experimental. Obtendo-se desta forma um momento de cedência de $\boldsymbol{M_{j,c,comp} = 2717}$ **kNm**.

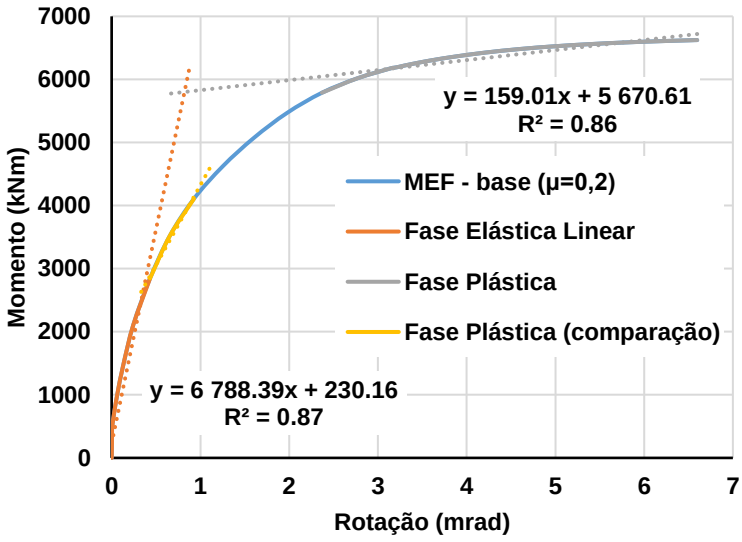


Figura 6.6 – Relação momento-rotação da junta C4 recorrendo ao MEF

6.4. Comparação de Resultados

Neste subcapítulo é efetuada uma comparação dos resultados obtidos pelo método das componentes, pelo método dos elementos finitos e experimentalmente.

6.4.1. Junta C2

De forma a verificar a sensibilidade do comportamento da junta ao nível de pré-esforço aplicado nos parafusos construíram-se dois modelos numéricos com forças de pré-esforço distintas. O primeiro com um valor de pré-esforço de 930kN (MEF – 930kN), valor previsto, e a segunda com um pré-esforço de 950kN (MEF – 950kN) ligeiramente superior ao valor previsto.

A Figura 6.7 apresenta os resultados para a relação força-deslocamento (F-d), obtidos a partir dos modelos numéricos e do ensaio experimental (Experimental) para a junta C2. A força F corresponde à força horizontal aplicada pelo atuador e o deslocamento é o valor médio das leituras dos LVDT's 24 e 25 (Equação 6.18). Ambas as curvas apresentam toda a história de carga, ou seja, com as descargas.

$$\delta = \frac{LVDT_{24} + LVDT_{25}}{2} \tag{6.18}$$

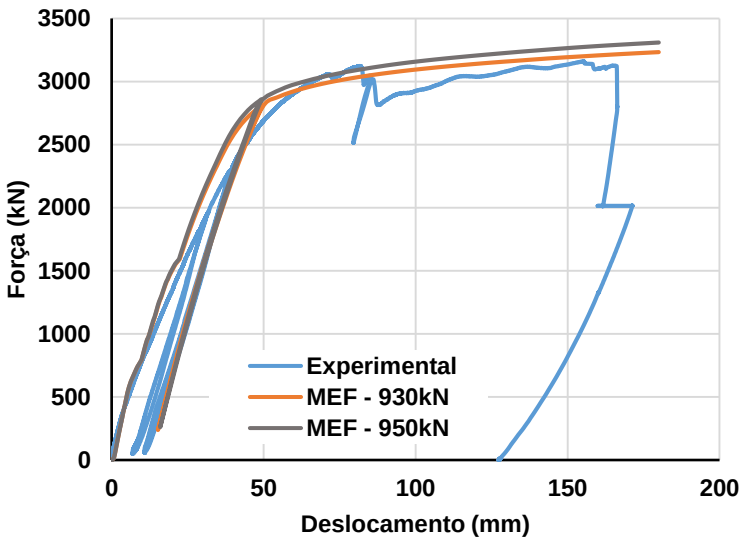


Figura 6.7 – Comparação da relação força-deslocamento da junta C2

A Figura 6.8 apresenta a relação momento-rotação para os três métodos utilizados (experimental, método das componentes e elementos finitos).

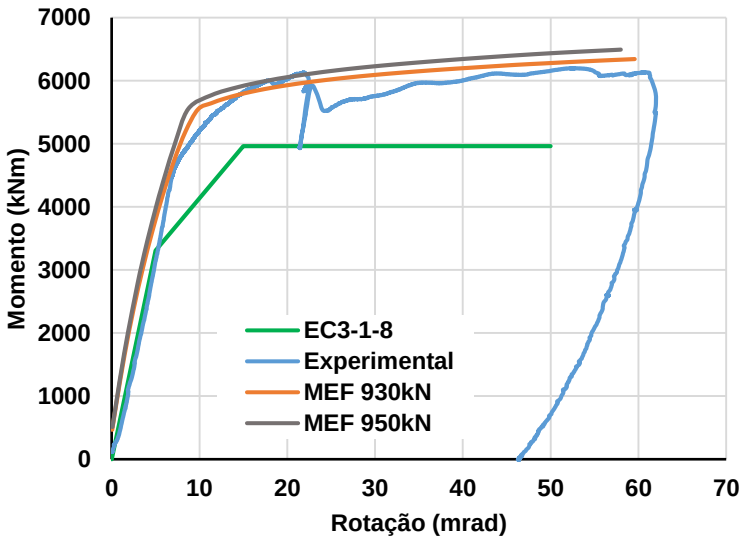


Figura 6.8 – Comparação da relação momento-rotação da junta C2

O Quadro 6.14 apresenta os valores da rigidez inicial ($\boldsymbol{S_{j,ini}}$) e momento de cedência ($\boldsymbol{M_{j,c}}$) obtidos pelos três métodos bem como os desvios relativos em relação aos resultados experimentais obtidos recorrendo à Equação 6.19.

$$Desvio\ (\%) = \frac{Valor_{(método)} - Valor_{experimental}}{Valor_{experimental}} \times 100\ \% \tag{6.19}$$

Quadro 6.14 – Comparação de resultados da junta C2

Método	Rigidez inicial (kNm/rad)	Desvio (%)	Momento de cedência (kNm)	Desvio (%)
Experimental	638660		5692,22	
EC3-1-8	661992	3,65	3308,81	-41,87
MEF – 930kN	606330	-5,06	5804,53	1,97
MEF – 950kN	631760	-1,08	5893,71	3,54

A Figura 6.7, a Figura 6.8 e o Quadro 6.14 mostram que os MEF permitem modelar com elevada precisão o ensaio experimental, tanto em termos da relação força-deslocamento como de momento-rotação. No entendo ainda que as diferenças sejam relativamente pequenas, o MEF com pré-esforço de 950kN aparenta estimar melhor o comportamento do provete da junta C2, não só pela melhor aproximação do valor da rigidez inicial da ligação, mas principalmente também pela melhor aproximação ao início do regime não linear (antes da rotura do primeiro parafuso). Em relação ao método das componentes, a rigidez inicial é ligeiramente superior, mas em sentido inverso o momento de cedência é consideravelmente subestimado, pelo que este método pode ser aplicável a este tipo de junta dado que apresenta resultados conservativos.

A Figura 6.9 apresenta as tensões de Von Mises e a configuração deformada da junta C2 (MEF – 950kN) para um deslocamento de 180mm – em pormenor apresenta-se a ligação. Verifica-se que a zona de maiores tensões ocorre na primeira linha de parafusos, como seria expectável, mas também se verifica que a distribuição de deformações dos parafusos não é linear.

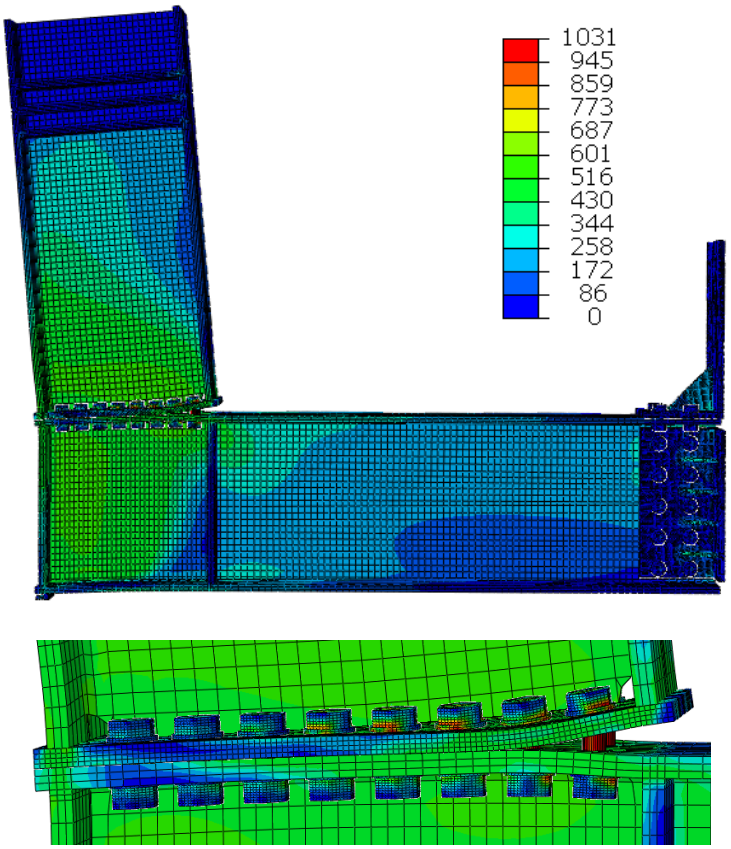


Figura 6.9 – Tensões de Von Mises para o modelo de elementos finitos da junta C2 (tensões em MPa)

6.4.2. Junta C4

A Figura 6.6 mostra que os resultados do MEF da junta C4 (MEF – base (μ=0,2)) não apresentam uma boa correspondência com os resultados experimentais. Tendo em atenção que as condições de apoio no ensaio experimental não foram definidas de forma ideal, ou seja, o movimento horizontal na base da viga não está inteiramente livre, mas também não está completamente impedido, foi avaliado o efeito do coeficiente de atrito entre os apoios e a viga. Sendo o comportamento experimental mais rígido que o obtido com o MEF para um coeficiente de atrito igual a 0,2, assumido por defeito, foi assumido um coeficiente de atrito igual a 0,7 (James e Sullivan, 1988) e infinito (ou seja, o movimento horizontal foi impedido).

Na Figura 6.10 apresenta-se as relações força-deslocamento (F-d) para os modelos de elementos finitos mencionados e a curva experimental, em que o deslocamento foi determinado pela Equação 6.20.

$$\delta = \left(\frac{(LVDT_5 + LVDT_6 + LVDT_{13} + LVDT_{14})}{4}\right) - \left(\frac{(LVDT_2 + LVDT_9)}{2}\right) \tag{6.20}$$

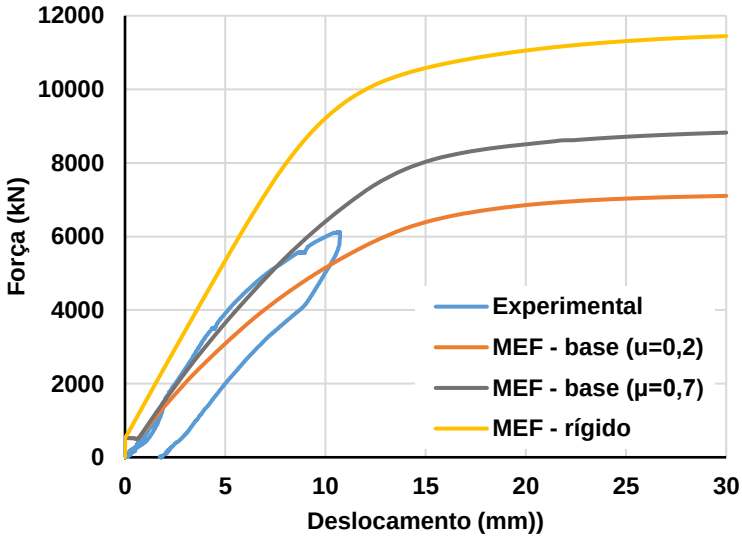


Figura 6.10 – Comparação da relação força-deslocamento da junta C4

A Figura 6.10 mostra que numa primeira fase o MEF com coeficiente de atrito 0,7 aproxima bem o comportamento verificado experimentalmente, mas depois estes divergem, o que significa que no ensaio experimental houve um movimento horizontal nos apoios da viga superior ao do MEF.

As relações momento-rotação numéricas e experimentais da junta C4 são apresentadas na Figura 6.11. Representa-se também a curva resultante da aplicação do método das componentes (EC3-1-8).

No Quadro 6.15 comparam-se os valores do momento de cedência ($\boldsymbol{M_{j,c}}$) fazendo uso de todos os dados, o momento de cedência apenas para o intervalo experimental ($\boldsymbol{M_{j,c,comp}}$) e a rigidez inicial ($\boldsymbol{S_{j,ini}}$) para os vários modelos representados na Figura 6.11 e os respetivos desvios (Equação 6.19).

A Figura 6.11 e o Quadro 6.15 mostram que nenhum dos modelos estima com precisão a relação momento-rotação da junta, ainda que o modelo rígido numa fase inicial esteja próximo do experimental.

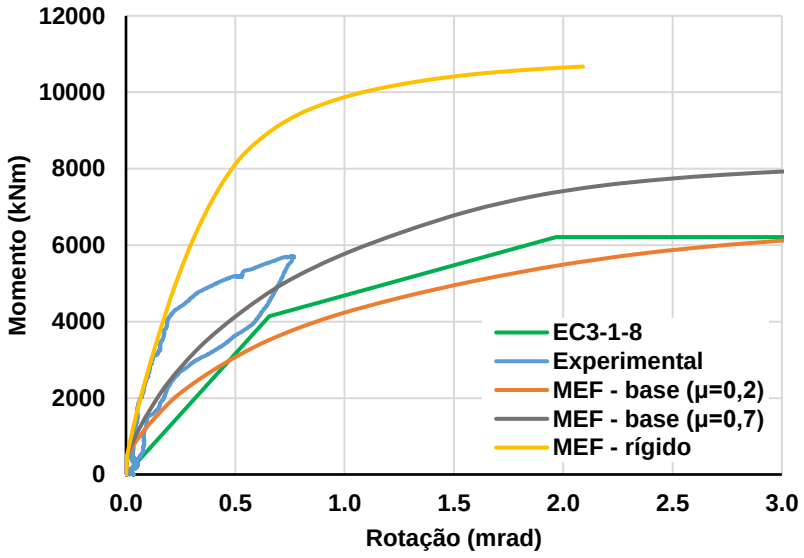


Figura 6.11 – Comparação da relação momento-rotação da junta C4

Quadro 6.15 – Comparação de resultados da junta C4

Método	Rigidez inicial (kNm/rad)	Desvio (%)	Momento de cedência (kNm)	Desvio (%)	Momento de cedência (comparação) (kNm)	Desvio (%)
Experimental	17167940		4458,52		4458,52	
EC3-1-8	6316942	-63,21	4141,07	-15,21	4141,07	-15,21
MEF – base (μ=0,2)	6788390	-60,46	5806,58	18,90	2717,11	-44,36
MEF – base (μ=0,7)	10144000	-40,91	7427,83	52,10	3350,00	-31,40
MEF – rígido	18992000	10,62	9559,33	95,74	7477,36	53,11

As diferenças registadas podem dever-se ao facto de a determinado ponto do carregamento se ter vencido a resistência ao deslocamento horizontal dos apoios da viga. De facto, quando se comparam os resultados dos MEF com os resultados experimentais verifica-se que numa primeira fase os resultados experimentais apresentam uma grande rigidez inicial (aproxima-se da condição de apoios sem movimento horizontal) mas posteriormente sofrem uma alteração de rigidez muito acentuada, aproximando-se dos resultados dos MEF com menores coeficientes de atrito. Para o caso do método das componentes os resultados são consideravelmente inferiores, comprovando que este método continua a ser conservativo. No entanto parte desta diferença pode ser explicada pela não existência de componentes que considerem o efeito do enrijecimento decorrente da alma do perfil central na avaliação do comportamento da junta.

Na Figura 6.12 encontram-se representadas as tensões de Von Mises e a configuração deformada na zona da ligação C4 para o modelo de elementos finitos com coeficiente de atrito de 0,7, para o deslocamento de 30mm (com um fator de escala da deformação aumentado em 5 vezes). Verifica-se que a zona de maiores tensões ocorre na primeira linha de parafusos e que a alma da viga já se encontra em regime plástico. Desta análise pode ainda constatar-se que a distribuição de deformações dos parafusos não é linear e que há um enrijecimento provocado pelo perfil central.

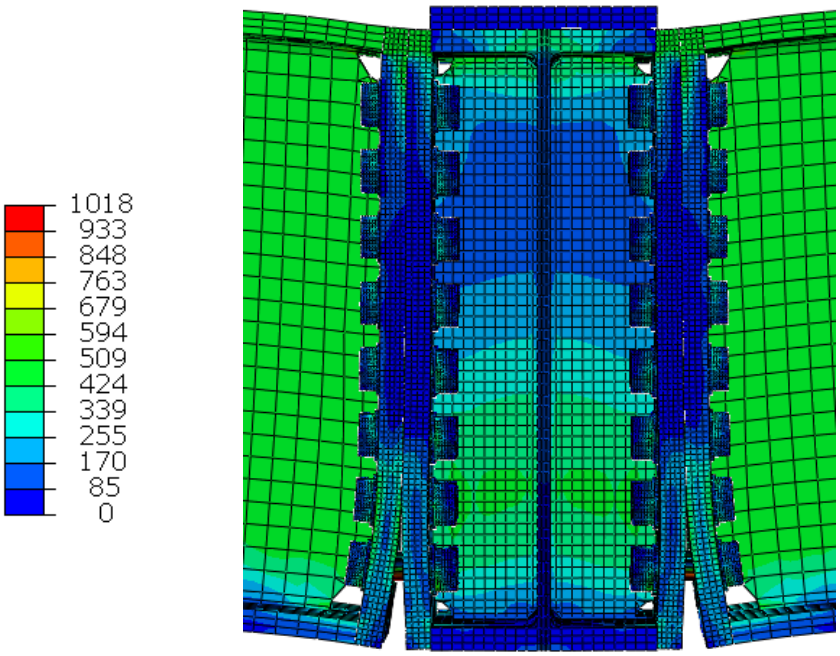


Figura 6.12 – Tensões de Von Mises para o modelo de elementos finitos da junta C4 (tensões em MPa) (deformações aumentadas em 5 vezes o valor real)

7. CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

7.1. Conclusões

Neste trabalho foi avaliada a aplicabilidade do método das componentes e do método dos elementos finitos na estimativa do comportamento de juntas metálicas de grandes dimensões. Para isso, duas juntas de grandes dimensões foram testadas experimentalmente e os resultados dos ensaios foram confrontados com as estimativas obtidas recorrendo aos métodos referidos. Apresentam-se em seguida as principais conclusões alcançadas.

A determinação do comportamento das juntas por via experimental, aparte do aparato necessário para aplicar grandes cargas, não envolve grande dificuldade caso a instrumentação utilizada seja adequada, o que acontece para a junta C2. Já o ensaio da junta C4 revelou que as condições de apoio deveriam ter sido mais claramente definidas e que deveria ter sido usada mais instrumentação não para avaliar a deformação da junta, mas também para avaliar os movimentos de corpo rígido do provete e monitorizar os aparelhos de apoio. Relativamente ao aparato experimental necessário para materializar os esforços nas juntas é de realçar que, devido à elevada capacidade resistente da junta C4 não foi possível atingir experimentalmente a rotura deste elemento, o que já não sucedeu para a junta C2.

A comparação dos resultados experimentais com os resultados do método das componentes mostrou que este último fornece estimativas conservadoras tanto para a rigidez inicial da junta como para a resistência. No entanto este método não considera o aumento da rigidez provocado pelo enrijecimento da alma do perfil central para o caso da junta C4 o que acaba por limitar a avaliação do comportamento da junta C4. Pode-se, no entanto, concluir que apesar do método das componentes estar calibrado para juntas de menores dimensões, também fornece estimativas conservadores para o comportamento de juntas de grandes dimensões.

A comparação dos resultados experimentais com os resultados dos modelos obtidos pelo método dos elementos finitos mostrou que esta ferramenta permite obter resultados muito próximos da realidade. No entanto, este é um método demorado que requer elevado esforço computacional e know-how. O rigor dos resultados está dependente do rigor da modelação do espécime e das condições de fronteira (condições de apoio, geometria, pré-esforço nos parafusos, instabilidade, entre outros). Assim, pelos modelos de elementos finitos obtiveram-se muito bons resultados para a junta C2, mas obtiveram-se resultados menos bons para a junta C4, o que se deveu à dificuldade em replicar as condições de fronteira reais.

7.2. Trabalhos Futuros

Dentro do âmbito do presento trabalho o autor considera que seriam pertinentes os seguintes desenvolvimentos:

i. Desenvolver e melhorar o modelo de elementos finitos da junta C4 de modo a melhorar a calibração;

ii. Avaliar a distribuição interna de forças nas juntas por forma a averiguar se os pressupostos do método das componentes se verificam para juntas de grandes dimensões, nomeadamente tendo em vista identificar as componentes condicionantes;

iii. Estender a análise efetuada para as restantes tipologias de provetes ensaiadas no âmbito do projeto que albergou o presente trabalho;

iv. Efetuar uma análise paramétrica tendo em vista confrontar os resultados dos modelos de elementos finitos validados no decorrer do presente trabalho com os resultados do método das componentes para uma gama mais alargada de geometrias de juntas para avaliar os limites de validade do método das componentes.

8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABAQUS, User's Manual, Version 2017 (2016). ABAQUS, Inc., Dassault Sistèmes Simulia Corp., Providence, USA.

Autodesk Robot Structural Analysis Professional 2018, Training Manual, Metric Version (2009). USA.

Augusto, H. (2017). "Characterization of the Behaviour of Partial-Strength Joints Under Cyclic and Seismic Loading Conditions". Tese de Doutoramento, Departamento de Engenharia Civil da Universidade de Coimbra, Coimbra.

Augusto, H., Simões da Silva, L., Rebelo, C., Castro, J. M. (2016). "Characterization of web panel components in double-extended bolted end-plate steel joints". Journal of Constructional Steel, Vol 116, pp. 271-293.

Augusto, H., Simões da Silva, L., Rebelo, C., Castro, J. M. (2017). "Cyclic behaviour characterization of web panel componentes in bolted end-plate steel joints". Journal of Constructional Steel Research, Vol 133, pp. 310-333.

Bursi, O. S., Jaspar, J. P. (1998). "Basic issues in the finite element simulation of extended end plate connections". Computers & Structures, Vol 69, Issue 3, pp. 361-382.

Bursi, O. S., Jaspart, J. P. (1997a). "Benchmarks for Finite Element Modelling of Bolted Steel Connections". Journal of Constructional Steel Research, Vol 43, Issue 1-3, pp. 17-42.

Bursi, O. S., Jaspart, J. P. (1997b). "Calibration of a Finite Element Model for Isolated Bolted End-Plate Steel Connections". Journal of Constructional Steel Research, Vol 44, Issue 3, pp. 225-262.

Colson, A. (1996). "Research on connections in Europe, The COST C1 action". In IABSE, Semi-Rigid Structural Connections Colloquium. Istanbul, pp. 13-27.

Díaz, C., Martí, P., Victoria, M., Querin, O. M. (2011). "Review on the modelling of joint behaviour in steel frames". Journal of Constructional Steel Research, Vol 67, Issue 5, pp. 741-758.

European Convention for Constructional Steelwork. Technical Committee 1, Structural Safety and Loadings. Technical Working Group 1.3, Seismic Design (1986). "Recommended testing procedure for assessing the behaviour of structural steel elements under cyclic loads". ECCS, Brussels, Belgium.

EN 1993-1-1 (2005). "Eurocódigo 3 – Projecto de estruturas de aço. Parte 1-1: Regras gerais e regras para edifícios." CEN – Comité Europeu de Normalização, Bruxelas, Bélgica.

EN 1993-1-8 (2005). "Eurocódigo 3 – Projecto de estruturas de aço. Parte 1-8: Projecto de ligações." CEN – Comité Europeu de Normalização, Bruxelas, Bélgica.

ENV 1993-1-1 (1992). "Design of Steel Structures – Part 1.1: General rules and rules for buildings". Comission of the European Communities, Brussels.

ENV 1993-1-1 (1994). "Revised Annex J, Design of Steel Structures". CEN – European Comittee for Standardization, Brussels.

Faella, C., Piluso, V., Rizzano, G. (1995). "Reliability of Eurocode 3 Procedures for Predicting Beam-to-Column Joint Behaviour". Proceedings of the Third International Conference on Steel and Aluminium Structures, MAS Printing Co, Istanbul.

Faella, C., Piluso, V., Rizzano, G. (2000). "Structural Steel Semirigid Connections: Theory, Design and Software". CRC Press, USA.

Gantes, C. J., Lemonis, M. E. (2003). "Influence of equivalent bolt length in finite element modelling of T-stub steel connections". Computers & Structures, Vol 81, Issue 8-11, pp. 595-604.

Fermilab (2019). http://www.fnal.gov/ (Acedido em 14 de janeiro de 2019).

Flanagen, D. P., Belytschko, T. (1981). "A uniform strain hexahedron and quadrilateral with orthogonal hourglass control". International Journal for Numerial Methods in Engineering, Vol 17, Issue 5, pp. 679-706.

James F., Sullivan (1988). "Technical Physics". John Wiley & Sons Australia, Limited.

Jaspart, J. P. (2000). "General report: session on connections". Journal of Constructional Steel Research, Vol 55, Issue 1-3, pp. 69-89.

Jaspart, J. P. (1997). "Recent Advances in the Field of Steel Joints – Column Bases and Further Configurations for Beam-To-Column Joints and Beam Splices". Professorship Thesis, Department MSM, University of Liège, Belgium.

Jaspart, J. P., Steenhuis, M., Anderson, D. (1998). "Characterisation of the Joint Properties by means of the Component Method". Proceedings of the COST C1 – Control of the semi-rigid behaviour of civil engineering structural connections, International Conference in Liège, Belgium, pp. 115-124.

Jaspart, J. P., Vandegans, D. (1998). "Application of the componente method to column bases". Journal of Constructional Steel Research, Vol 48, Issue 2-3, pp. 89-106.

Jaspart, J. P., Weynand, K. (2016). "Design of Joints in Steel and Composite Structures: Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-8 – Design of Joints. Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures. Part 1-1 – General rules and rules for buildings.". ECCS – European Convention for Constructional Steelwork, Belgium.

Jones, S. W., Kirby, P. A., Nethercot, D. A. (1983). "The Analysis of Frames with Semi-Rigid Connection – A State-of-the-Art Report". Journal of Constructional Steel Research, Vol 3, Issue 2, pp. 2-13.

Ling, Y. (1996). "Uniaxial True Stress-Strain after Necking". AMP Journal of Technology, Vol 5, Issue 1, pp. 37-48.

Maggi, Y. V., Gonçalves, R. M. (2005). "Análise do comportamento de ligações parafusadas viga-pilar com chapa de topo utilizando elementos finitos". Cadernos de Engenharia de Estruturas, Vol 7, Issue 28, pp. 21-52.

Maggi, Y. V., Gonçalves, R. M., Leon, R. T., Ribeiro, L. F. L. (2005). "Parametric analysis of steel bolted end plate connections using finite elemento modeling". Journal of Constructional Steel Research, Vol 61, Issue 5, pp. 689-708.

Mohamadi-shooreh, M. R., Mofid, M. (2008). "Parametric analysis on the inicital stiffness of flush end-plate splice connections using FEM". Journal of Constructional Steel Research, Vol 64, Issue 10, pp. 1129-1141.

Mohamadi-shooreh, M. R., Mofid, M. (2013). "Prediction of the yelding momento of flush endplate splice connections using finite element modeling". Scientia Iranica, Vol 20, Issue 2, pp. 270-277.

Nethercot, D. A. (1985). "Steel beam to column connections – A review of test data and its applicability to the evaluation of the joint behaviour of the performance of steel frames". CIRIA Project Record 338, 338.

Simões da Silva, L. (2008). "Towards a consistent design approach for steel joints under generalized loading". Journal of Constructional Steel Research, Vol. 64, Issue 9, pp. 1059-1075.

Simões da Silva, L., Coelho, A. G. (2001). "A ductility model for steel connections". Journal of Constructional Steel Research, Vol 57, Issue 1, pp. 45-70.

Steenhuis, M., Jaspart, J. P., Gomes, F., Leino, T. (1998). "Application of the Component Method to Steel Joints". Proceedings of the COST C1 – Control of the semi-rigid behaviour of civil engineering structural connections, International Conference in Liège, Belgium, pp. 125-143.

Weynand, K., Huter, M., Kirby, P. A., Simões da Silva, L. A. P., Cruz, P. J. S. (1998). "SERICON – A Databank for Tests on Semi-Rigid Joints". Proceedings of the COST C1 – Control of the semi-rigid behaviour of civil engineering structural connections, International Conference in Liège, Belgium, pp. 217-227.

Weynand, K., Jaspart, J. P., Steenhuis, M. (1996). "The Stiffness Model of revised Annex J of Eurocode 3". In R. Bjorhovde, A. Colson and R. Zandonini, Connections in Steel Structures III: Behaviour, Strength and Design. Trento, Italy, pp. 441-452.

Zoetemeijer, P. (1974). "A Design Method for the Tension Side of Statically Loaded, Bolted Beam-To-Column Connections". Heron, Vol 20, Issue 1, pp. 1-59.