



UNIVERSIDADE D  
COIMBRA

Bracia Veríssimo Tambá

COMPORTAMENTO EXPERIMENTAL DE T-STUBS SOB  
CONDIÇÕES CÍCLICAS

Dissertação no âmbito do Mestrado Integrado em Engenharia Civil, na área de Mecânica Estrutural, orientada pelo Professor Doutor Luís Simões da Silva e Professor Doutor Ricardo Joel Teixeira Costa e apresentada ao Departamento de Engenharia Civil.

Julho de 2020



UNIVERSIDADE D  
COIMBRA

Bracia Veríssimo Tambá

**COMPORTAMENTO EXPERIMENTAL DE T-STUBS SOB  
CONDIÇÕES CÍCLICAS**

EXPERIMENTAL BEHAVIOUR OF T-STUBS UNDER CYCLIC  
CONDITIONS

**Tese no âmbito do Mestrado Integrado em Engenharia Civil, na área de Mecânica Estrutural, orientada pelo Professor Doutor Luís Simões da Silva e Professor Doutor Ricardo Joel Teixeira Costa e apresentada ao Departamento de Engenharia Civil.**

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.

Junho de 2020

## AGRADECIMENTOS

Os agradecimentos são sempre poucos, quando, além de Deus, se contou com a contribuição de tantas pessoas nesta caminhada.

Quero, em primeiro lugar, agradecer aos meus orientadores, Prof. Dr. Luís Simões da Silva e Prof. Dr. Ricardo Joel Teixeira Costa, pela paciência, orientação e constante disponibilidade.

Agradeço, de forma especial, a toda a equipa do ISISE, em particular ao Eng. Cláudio Martins, ao Eng. Ilídio Santos e ao Tiago Cardoso que sempre se disponibilizaram a ajudar.

Devo um muito merecido agradecimento a Sara Oliveira e a Nicole Santos pelo contributo importante na realização deste trabalho.

Aos meus amigos de sempre, Onésio Intumbo, Tomás Mendes, Aires Silvestre, e William Silva e a todas as pessoas que entraram na minha vida durante esta caminhada, um muitíssimo obrigado pela energia positiva que sempre me transmitiram e que tanta força me deu para seguir em frente.

A minha namorada, Aicha Ramos Mané, pelo apoio e amor incondicional.

E finalmente, um obrigado muito especial à melhor mãe do mundo; ao meu pai, por nunca deixar de acreditar em nós; aos meus irmãos: Fatú, Roberto, Neusa, Tina, Dinho e Ricardo, por me amarem exatamente como sou.

A todos um bem-haja!

## RESUMO

O estudo de dispositivos de ligação, com o objetivo de assegurar a continuidade e transmissão de esforços numa estrutura, é um assunto amplamente desenvolvido por vários autores, sendo o método das componentes uma referência na análise e dimensionamento de uma gama alargada de configurações de juntas, encontrando-se mesmo codificado no Eurocódigo 3 – Projeto de estruturas de aço, Parte 1-8: Projeto de ligações. Ainda assim, este método foi calibrado apenas para juntas viga-pilar sob condições monotónicas de carregamento.

O carácter cíclico de ações como o sismo, introduz uma camada de complexidade adicional à análise do comportamento das juntas, saindo fora do âmbito do método das componentes. Vários autores têm apresentado modelos analíticos capazes de simular o comportamento dissipativo das juntas metálicas aparafusadas em condições cíclicas de carregamento.

Esta dissertação tem por objetivo a caracterização do comportamento de uma componente de extrema relevância para o comportamento dissipativo de uma junta metálica viga-pilar: o T-Stub, através da sua modelação analítica e cujos resultados são confrontados com resultados de ensaios experimentais realizados.

**Palavras-chave:** Juntas metálicas viga-pilar; método das componentes; T-Stub; comportamento monotónico; comportamento cíclico.

---

## ABSTRACT

The study of connection devices, with the objective of ensuring the continuity and transmission of efforts in an all structure is a subject widely developed by several authors, the component method being a reference in the analysis and design of a wide range of joint configurations, it is even featured in Eurocode 3 - Design of steel structures, Part 1-8: design of structural connections. Nonetheless, this method was calibrated only for beam-column joints under monotonic loading conditions.

The cyclical nature of these actions such as an earthquake, introduces a layer of additional complexity to the analysis of the behaviour of the joints, leaving outside the scope of the component method. Several authors have published analytical models capable of simulating the dissipative behaviour of bolted metal joints under cyclic loading conditions.

This dissertation aims to characterize the behaviour of a component of extreme relevance for the dissipative behaviour of a beam-column metallic connection: the T-Stub, through its analytical modelling and whose results are compared with the results of experimental performed tests.

### **Keywords:**

Steel beam-column joints; component method; T-Stub; monotonic behaviour; cyclical behaviour.

---

## ÍNDICE

AGRADECIMENTOS.....	i
RESUMO .....	i
ABSTRACT .....	ii
ÍNDICE .....	iii
SIMBOLOGIA .....	5
1 INTRODUÇÃO .....	8
1.1 Enquadramento do tema.....	8
1.2 Objetivos de estudo.....	9
1.3 Organização do documento .....	9
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	10
2.1 Introdução.....	10
2.2 Comportamento monotónico quase-estático .....	10
2.2.1 Método das Componentes .....	10
2.2.2 Conceito T-Stub.....	13
2.2.3 Modelo analítico .....	17
2.3 Comportamento cíclico .....	25
2.3.1 Modelo analítico .....	25
3 CAMPANHA DE ENSAIOS EXPERIMENTAIS .....	29
3.1 Introdução.....	29
3.2 Equipamento de ensaio e instrumentação .....	30
3.3 Propriedades geométricas.....	33
3.3.1 Provetes para ensaios de tração de aço .....	33
3.3.2 T-Stubs usados nos espécimes .....	34
3.3.3 Parafusos usados nos espécimes.....	35
3.3.4 Espécimes ensaiadas .....	36
3.4 Propriedades mecânicas .....	38
3.4.1 Ensaio de tração de provetes de aço .....	38
3.4.2 Ensaio de tração no parafuso.....	42
3.5 Protocolo de carga .....	43
4 ANÁLISE DE RESULTADOS .....	46
4.1 Introdução.....	46
4.2 Comportamento monotónico.....	46
4.2.1 Estimativa da relação força-deformação.....	46
4.2.2 Resultado dos ensaios experimentais.....	47
4.2.3 Análise comparativa dos resultados.....	49
4.3 Comportamento cíclico .....	50

---

4.3.1	Estimativa do comportamento histerético.....	50
4.3.2	Resultados dos ensaios experimentais cíclicos .....	52
4.3.3	Análise comparativa dos resultados.....	57
5	CONCLUSÕES .....	60
5.1	Considerações finais .....	60
5.2	Desenvolvimentos futuros.....	60
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	61
	ANEXO.....	63

## SIMBOLOGIA

$a_0$	espessura inicial do provete
$b$	largura do T-Stub
$b_0$	largura inicial do provete
$b_{eff}$	largura efetivo do T-Stub
$d_b$	diâmetro do parafuso
$d_h$	diâmetro da cabeça do parafuso
$d_w$	diâmetro da anilha
$e$	distância entre a extremidade livre do banzo e eixo do parafuso
$e_{min}$	menor distância entre a extremidade livre do banzo e eixo do parafuso para banzos de comprimentos diferentes
$e_1$	distância entre os centros dos parafusos da última linha e o reforço adjacente do banzo do pilar
$f_y$	tensão de cedência
$f_r$	tensão de rotura
$f_u$	tensão última
$f_{ub}$	tensão última do parafuso
$h_r$	distância entre a fiada de parafusos
$k_i$	coeficiente de rigidez do componente básico $i$ , da junta
$l_{eff,1}$	comprimento efetivo para o modo 1 do modelo T-Stub
$l_{eff,2}$	comprimento efetivo para o modo 2 do modelo T-Stub
$l_{nom}$	comprimento nominal do parafuso
$m$	distância entre o eixo do parafuso e a secção crítica onde a rótula plástica pode desenvolver
$m_{pl,Rd}$	momento plástica resistente do banzo do T-Stub para um comprimento unitário
$n$	distância entre o eixo do parafuso e a secção onde se desenvolvem as forças de alavanca
$r$	número de linhas de parafusos
$t_h$	espessura da cabeça do parafuso
$t_f$	espessura do banzo do T-Stub
$t_{f,total}$	espessura total de um T-Stub formados por elementos em T
$t_n$	espessura da porca
$t_w$	espessura da anilha
$w$	distância entre eixos dos parafusos
$z$	braço do binário



---

$A_b$	área resistente do parafuso
$B$	comprimento do T-Stub
$E$	módulo de elasticidade
$E_h$	módulo de elasticidade na fase de endurecimento
$E_u$	módulo de elasticidade na fase pós-rotura
$F_{tr,Rd}$	valor de cálculo da resistência à tração efetiva da fiada de parafusos $r$
$F_{t,Rd}$	valor de cálculo da resistência à tração de um parafuso
$F_y$	força corresponde a primeira condição de cedência do T-Stub
$F_h$	força correspondente ao início da extensão plástica
$F_m$	força correspondente a tensão última, $f_u$
$F_u$	força correspondente a extensão última, $\epsilon_u$
$F_{T,1,Rd}$	valor de cálculo da resistência à tração para o modo 1 do modelo T-Stub
$F_{T,2,Rd}$	valor de cálculo da resistência à tração para o modo 2 do modelo T-Stub
$F_{T,3,Rd}$	valor de cálculo da resistência à tração para o modo 3 do modelo T-Stub
$H$	altura do T-Stub
$K$	rigidez de um T-Stub isolado
$K_i$	rigidez axial inicial do T-Stub aparafusado
$L_0$	comprimento inicial do provete
$L_c$	comprimento paralelo
$L_t$	comprimento total do provete
$L_b$	comprimento convencional do parafuso
$M_y$	momento corresponde a primeira condição de cedência do T-Stub
$M_h$	momento correspondente ao início da extensão plástica
$M_m$	momento correspondente a tensão última, $f_u$
$M_u$	momento correspondente a extensão última, $\epsilon_u$
$M_{j,Rd}$	valor de cálculo do momento resistente de uma junta
$M_{pl,1,Rd}$	valor de cálculo do momento plástico resistente para o modo 1 do modelo T-Stub
$M_{pl,2,Rd}$	valor de cálculo do momento plástico resistente para o modo 2 do modelo T-Stub
$R$	raio
$S_0$	Secção transversal original
$S_f$	Secção transversal mínima depois da rotura
$S_j$	rigidez de uma junta
$S_{j,ini}$	rigidez de rotação inicial da junta
$\beta_u$	parâmetro adimensional que governa a tipologia de mecanismo de rotura
$\beta_{im}$	parâmetro adimensional que delimita o modo de rotura 1.
$\gamma_{M0}$	coeficiente parcial de segurança

---

---

$\delta_{b,y}$	alongamento do parafuso
$\delta_e$	componente elástica do deslocamento
$\delta_{eh}$	componente elástica do deslocamento correspondente ao início da extensão plástica
$\delta_{em}$	componente elástica do deslocamento correspondente a tensão última, $f_u$
$\delta_{eu}$	componente elástica do deslocamento correspondente a extensão última, $\varepsilon_u$
$\delta_y$	deslocamento correspondente a primeira condição de cedência do T-Stub
$\delta_h$	deslocamento correspondente ao início da extensão plástica
$\delta_m$	deslocamento correspondente a tensão última, $f_u$
$\delta_p$	componente plástica do deslocamento
$\delta_{ph}$	componente plástica do deslocamento correspondente ao início da extensão plástica
$\delta_{pm}$	componente plástica do deslocamento correspondente a tensão última, $f_u$
$\delta_{pu}$	componente plástica do deslocamento correspondente a extensão última, $\varepsilon_u$
$\delta_u$	deslocamento correspondente a extensão última, $\varepsilon_u$
$\varepsilon_y$	nível de extensão correspondente a primeira condição de cedência do T-Stub
$\varepsilon_h$	nível de extensão correspondente ao início da extensão plástica
$\varepsilon_m$	nível de extensão correspondente a tensão última, $f_u$
$\varepsilon_u$	nível de extensão correspondente a extensão última, $\varepsilon_u$
$\theta_p$	rotação plástica do banzo do T-Stub
$\xi$	relação entre momento fletor e o momento fletor último
$\phi_{Cd}$	capacidade de rotação de uma junta
$\chi_y$	curvatura correspondente a primeira condição de cedência do T-Stub
$\chi_h$	curvatura correspondente ao início da extensão plástica
$\chi_m$	curvatura correspondente a tensão última, $f_u$
$\chi_u$	curvatura correspondente a extensão última, $\varepsilon_u$
$\psi$	relação entre o momento fletor no eixo do parafuso e o momento fletor último

---

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 Enquadramento do tema

A materialização de um dispositivo de ligação, em particular uma junta viga-pilar, tem por objetivo assegurar a continuidade e transmissão de esforços ao longo de uma estrutura. No entanto, para uma sollicitação dinâmica do tipo sismo, a junta viga-pilar, para além da capacidade de transmissão de esforços, deve ser capaz de dissipar grande parte da energia proveniente dessa fonte através de mecanismos de histerese, sem perdas significativas de rigidez e resistência (Costa A., 1993).

Os acontecimentos sísmicos de 1994 em Northridge (USA) e de 1995 em Kobe (Japão) vieram revelar as fraquezas inerentes às ligações totalmente soldadas. Sob condições dinâmicas, este tipo de ligação apresenta uma grande concentração de tensão nas zonas críticas – zonas próximas das soldas – o que faz deste tipo de ligação propenso a rotura, mesmo que as soldaduras sejam executadas apropriadamente (Piluso e Rizzano, 2008). Várias pesquisas foram iniciadas no sentido de desenvolver alternativas capazes de dissipar a energia gerada na estrutura durante um fenómeno sísmico. As ligações viga-pilar aparafusadas foram amplamente abordadas, pois estas, através da resposta cíclica dos seus elementos/componentes asseguram a dissipação de uma grande quantidade de energia sísmica (Piluso e Rizzano, 2008).

A NP EN 1993-1-8 (2005) apresenta um modelo mecânico simplificado designado de “método das componentes” para avaliar o comportamento de juntas. Este método tem por objetivo a caracterização do comportamento global momento-rotação de uma ligação através da sua discretização em componentes básicas que reproduzem, além da geometria da ligação, o comportamento das suas partes (Zoetemeijer, 1983a,b). No entanto, tal como referido na norma, o método das componentes só é aplicável a juntas viga-pilar sob condições monotónicas de carregamento. Perante esta lacuna, vários estudos têm vindo a ser desenvolvidos no sentido de estender a abordagem do método das componentes à previsão da resposta cíclica de juntas viga-pilar. Desta forma é necessário caracterizar o comportamento cíclico dos elementos/componentes que compõem uma junta viga-pilar metálica.

Neste sentido, a presente dissertação, inserida no projeto *EQUALJOINTS* (Landolfo, R., 2017), tem por objetivo dar um contributo, nomeadamente no campo experimental, na caracterização do comportamento de uma componente de extrema relevância para o comportamento dissipativo de uma junta metálica viga-pilar: o T-Stub.

## 1.2 Objetivos de estudo

No seguimento do projeto europeu *EQUALJOINTS* (Landolfo, R., 2017) dedicado à pré-qualificação de juntas metálicas viga-pilar para ações sísmicas, pretende-se com este estudo (i) caracterizar o comportamento cíclico dos T-Stubs provenientes de perfis comerciais correntemente usados em pilars e (ii) verificar a adaptabilidade de um modelo analítico disponível na bibliografia para a simulação do comportamento cíclico dos mesmos.

## 1.3 Organização do documento

O documento encontra-se estruturado de acordo com os seguintes capítulos:

- Capítulo 1 – é enquadrado o tema de estudo assim como a sua relevância e são enumerados os objetivos principais desta investigação;
- Capítulo 2 – apresenta uma revisão bibliográfica relativa a trabalhos devotados ao estudo do comportamento das componentes de juntas viga-pilar metálicas com um especial destaque para os T-Stubs;
- Capítulo 3 – descreve o trabalho experimental desenvolvido no âmbito da corrente dissertação, incluindo informações acerca dos equipamentos, do *layout*, da geometria dos provetes e ainda o protocolo de ensaio;
- Capítulo 4 – são apresentados os resultados dos ensaios experimentais e é levada a cabo uma análise crítica dos mesmos;
- Capítulo 5 – são apresentadas as principais conclusões do estudo realizado e também são enumerados tópicos de interesse para investigações futuras.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 Introdução

A revisão bibliográfica que a seguir se apresenta tem por objetivo expor, de forma sucinta, alguns estudos que contribuíram de forma significativa para a caracterização do comportamento monotónico e cíclico dos T-Stubs e é explicada a sua relevância para o estudo do comportamento das juntas viga-pilar metálicas.

### 2.2 Comportamento monotónico quase-estático

#### 2.2.1 Método das Componentes

A previsão do comportamento de juntas metálicas é complexo na medida em que este é condicionado por vários fenómenos tais como a não-linearidade do material, não-linearidade geométrica, tensões residuais existentes no material, fenómenos de contacto entre as diversas componentes das juntas e uma enorme diversidade de configurações geométricas (Nogueiro, 2009). Assim, cada vez mais são usados os modelos mecânicos simplificados, como o método das componentes, que conseguem garantir uma relação entre a complexidade do modelo e a qualidade dos resultados bastante aceitáveis.

De acordo com o método das componentes proposto pela NP EN 1993-1-8 (2005), uma junta viga-pilar poderá ser representada por uma mola rotacional onde o comportamento global é traduzido por uma curva não linear momento-rotação, a partir da qual se definem as três propriedades fundamentais da junta: rigidez ( $S_j$ ), momento resistente ( $M_{j,Rd}$ ) e capacidade de rotação ( $\phi_{Cd}$ ), como é representado na Figura 2.1(c).

De acordo com NP EN 1993-1-8 (2005), as juntas são classificadas tendo em conta a sua rigidez e resistência. Quanto à rigidez uma junta poderá ser classificada como articulada, se permitir rotação sem desenvolver esforços significativos, como rígida, se a rotação não influencia a distribuição de esforços na estrutura nem as deformações, e como semi-rígida, caso possua um comportamento intermédio e a sua rotação influencia a distribuição de esforços na estrutura. Em termos de resistência, uma junta poderá ser classificada como articulada, se não transmitir momentos significativos que possam afetar desfavoravelmente os elementos da estrutura – é comum considerar a ligação articulada se o momento resistente da ligação for inferior ou igual a  $\frac{1}{4}$  do momento resistente dos elementos a ligar.

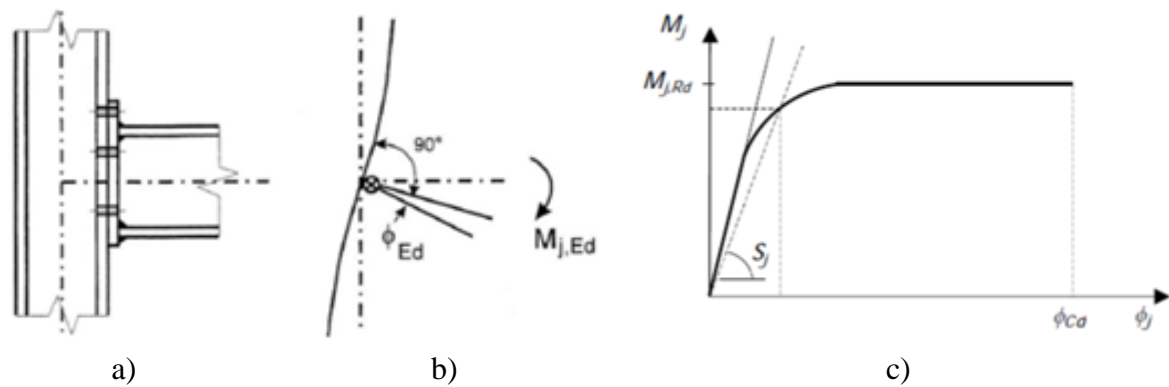


Figura 2.1 – Relação momento-rotação característica de uma junta viga-pilar – a) Junta viga-pilar, b) Modelo simplificado proposto pela NP EN 1993-1-8, c) Relação momento-rotação de uma junta (Simões, 2008).

Poderá ser classificada como de resistência total, se o momento resistente for pelo menos igual ao dos elementos a ligar, e por fim poderá ser de resistência parcial, se possuir um comportamento intermédio, podendo o momento resistente ser inferior ao dos elementos a ligar, mas igual ou superior ao momento de cálculo atuante (Simões, 2008). A Figura 2.2 apresenta esquematicamente a classificação das juntas de acordo com o descrito.

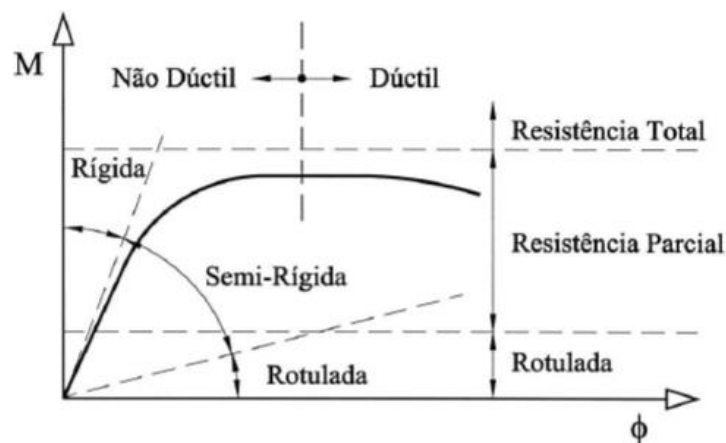


Figura 2.2 – Classificação de uma junta (Simões, 2008).

A aplicação do método das componentes compreende três etapas fundamentais: (i) discretização da junta nas suas componentes básicas, (ii) caracterização do comportamento de cada um dos componentes isoladamente e (iii) assemblagem das várias componentes de forma a construir um modelo mecânico que permita a caracterização do comportamento global da junta.

Analisando, a título de exemplo, uma junta viga-pilar aparafusada com chapa de extremidade sujeita a momento fletor, é possível identificar três zonas com esforços distintos (zona de tração, zona de corte e zona de compressão) que permitem discretizar a junta em porções submetidas a esforços elementares (as componentes) e estabelecer analogias destas com elementos mais simples e fáceis de analisar (Figura 2.3). Para esta tipologia de junta, a Figura 2.4 enumera as componentes ativas (relevantes) de acordo com a NP EN 1993-1-8 (2005).

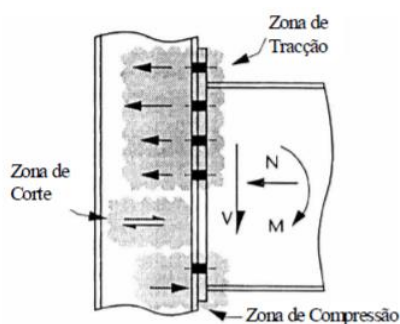
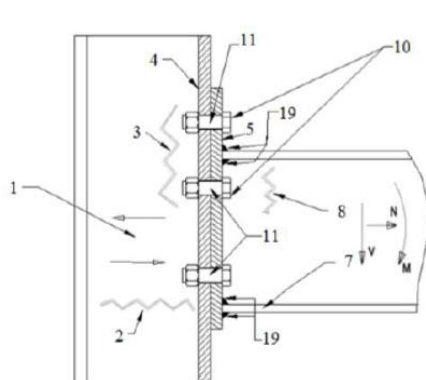


Figura 2.3 – Zonas de esforços de uma junta viga-pilar (Simões, 2008).



a) Esquemática das componentes

Zonas	Referências	Componentes	
Tração	10	Parafuso à tração	
	4	Banzo de coluna em flexão	
	5	Chapa de extremidade em flexão	
	3	Alma da coluna em tração	
	8	Alma da viga à tração	
	19	Soldadura do banzo à placa de topo	
Corte	Horizontal	1	Painal da alma da coluna ao corte
		11	Parafuso ao corte
	Vertical	19	Soldadura da alma à placa de topo
Compressão	2	Alma da coluna em compressão	
	7	Banzo e alma de viga ou coluna em compressão	
	19	Soldadura no banzo da viga	

b) Caracterização das componentes

Figura 2.4 – Componentes de uma junta viga-pilar aparafusada com chapa de extremidade (adaptado de Oliveira, 2011).

A assemblagem das várias componentes é feita de forma a construir um modelo simplificado constituído por barras rígidas e por molas, onde estas últimas representam partes específicas da junta, cada qual submetida a um tipo de esforço específico (as componente) que, dependendo do tipo de carregamento, contribuem para uma ou mais propriedades mecânicas da junta (Silva

e Santiago, 2003). A Figura 2.5 ilustra o modelo mecânico que resulta da aplicação do método das componentes a uma junta viga-pilar aparafusada com chapa de testa.

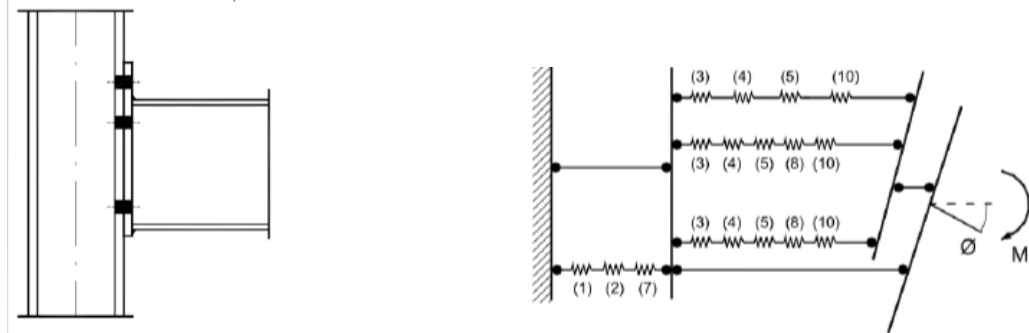


Figura 2.5 – Método das componentes aplicado a uma junta viga-pilar aparafusada (Oliveira, 2011).

A NP EN 1993-1-8 (2005) preconiza a determinação da rigidez rotacional elástica,  $S_j$ , de uma ligação através da combinação das rigidezes das várias componentes que contribuem para a deformabilidade da ligação recorrendo à equação

$$S_j = \frac{Ez^2}{\mu \sum_i \frac{1}{k_i}} \quad (2.1)$$

em que  $k_i$  é o coeficiente de rigidez da componente básico  $i$  da junta,  $z$  é o braço interno do binário,  $\mu$  é a relação de rigidez  $S_{j,ini}/S_j$  e  $S_{j,ini}$  é rigidez inicial. A mesma norma, também sugere a equação

$$M_{j,Rd} = \sum_r h_r F_{tr,Rd} \quad (2.2)$$

para o cálculo do momento resistente da junta,  $M_{j,Rd}$ , obtido calculando o momento de cada uma das forças  $F_{tr,Rd}$  desenvolvidas ao nível de cada fiada de parafusos  $r$  em relação ao centro de compressão (em geral, a linha média do banzo inferior da viga) em que  $h_r$  é distância entre a fiada de parafusos  $r$  e o centro de compressões.

### 2.2.2 Conceito T-Stub

A transferência de esforços na zona de tração de uma junta aparafusada com chapa de extremidade é conseguida, essencialmente, através das seguintes componentes: banzo da pilar em flexão, chapa de extremidade em flexão e parafuso à tração (Jaspart e Weynand, 2016).



A NP EN 1993-1-8 (2005) permite uma avaliação conjunta do comportamento das referidas componentes recorrendo ao conceito de T-Stub equivalente. Esta idealização geométrica é conseguida através da definição de um comprimento efetivo teórico,  $l_{eff}$ , equivalente da junta que representa que pode ser estudado isoladamente, ver Figura 2.6. A Figura 2.7 apresenta os parâmetros nos termos dos quais as dimensões do T-Stub são definidas de acordo com a NP EN 1993-1-8 (2005).

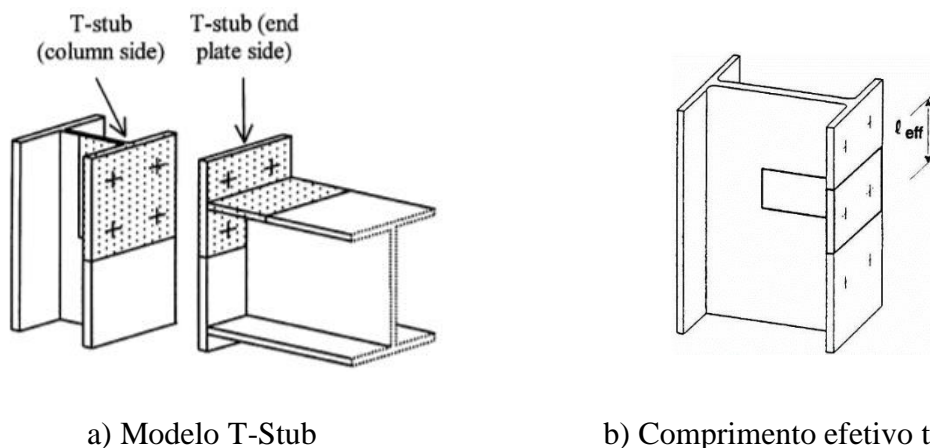


Figura 2.6 – Idealização geométrica de um T-Stub numa junta apafusada (Simões, 2008).

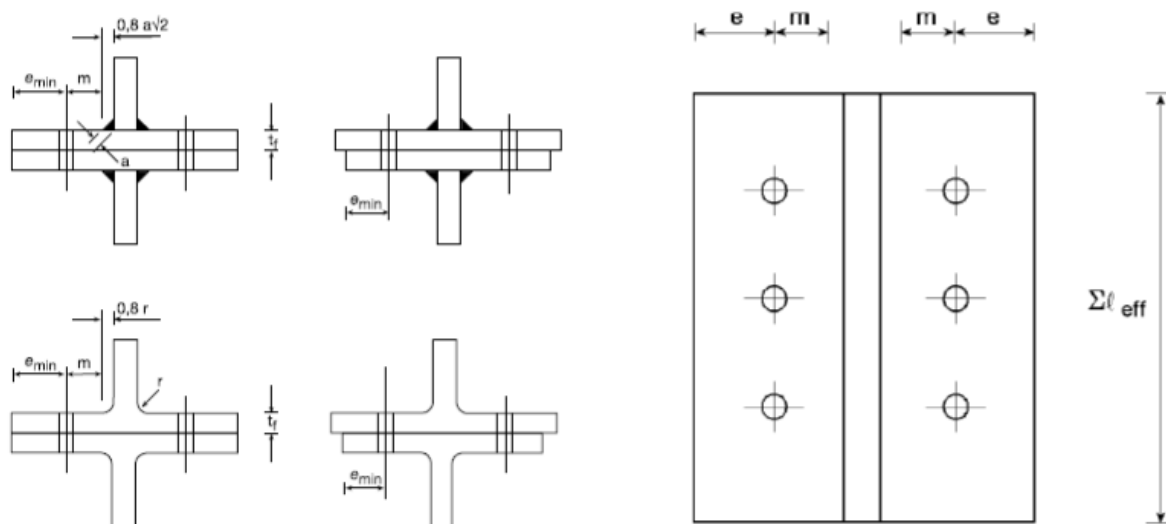


Figura 2.7 – T-Stub equivalente (NP EN 1993-1-8, 2005).

A avaliação da resistência do T-Stub é feita com base em métodos de linhas de rotura, segundo o qual, são considerados três mecanismos de rotura possíveis (Figura 2.10) – a NP EN 1993-1-8 (2005) considera ainda a possibilidade de ocorrência ou não de forças de alavanca.

O mecanismo de rotura do tipo 1 (Modo 1) é caracterizado pela plastificação total do banzo, isto é, dá-se a formação de quatro rótulas plásticas, duas desenvolvem-se na zona do eixo do parafuso e as outras duas nas proximidades da ligação banzo-alma (Figura 2.10 (a)). Segundo a NP EN 1993-1-8 (2005) existem dois métodos para o cálculo da resistência para o modo 1. O Método 1 considera de uma forma simplificada que a força aplicada ao banzo T-Stub é uma carga concentrada no eixo do parafuso. Já o Método 2, método adotado neste estudo, admite que a mesma força, aplicada ao banzo do T-Stub, está uniformemente distribuída sob a anilha. Neste caso a resistência a tração do T-Stub,  $F_{T,1,Rd}$ , é dada por:

$$F_{T,1,Rd} = \frac{(8n - 2e_w)M_{pl,1,Rd}}{2mn - e_w(m + n)} \quad (2.3)$$

Quanto ao mecanismo de rotura do tipo 2 (Modo 2) é caracterizado pela rotura dos parafusos com formação de duas rótulas plásticas nas proximidades da ligação banzo-alma (Figura 2.10(b)). Neste caso a norma NP EN 1993-1-8 (2005) estabelece que a resistência à tração do T-Stub,  $F_{T,2,Rd}$ , é dada por:

$$F_{T,2,Rd} = \frac{2M_{pl,2,Rd} + n \sum F_{t,Rd}}{m + n} \quad (2.4)$$

Por fim, o mecanismo de rotura do tipo 3 (Modo 3) corresponde apenas a rotura dos parafusos (Figura 2.10(c)), sendo que, neste caso, a norma NP EN 1993-1-8 (2005) estabelece que a resistência à tração do T-Stub,  $F_{T,3,Rd}$ , é dada por:

$$F_{T,3,Rd} = \sum F_{t,Rd} \quad (2.5)$$

em que  $M_{pl,1,Rd} = 0.25 \sum l_{eff,1} t_f^2 f_y / \gamma_{M0}$  é o momento plástico resistente do banzo do T-Stub para o modo 1,  $M_{pl,2,Rd} = 0.25 \sum l_{eff,2} t_f^2 f_y / \gamma_{M0}$  é o momento plástico resistente do banzo do T-Stub para o modo 2,  $F_{t,Rd}$  é o valor da resistência à tração de um parafuso,  $l_{eff,1}$  e  $l_{eff,2}$  são o comprimento efetivo do T-Stub para os modos 1 e 2, respetivamente,  $t_f$  é a espessura do banzo do T-Stub,  $e_w = d_w/4$  sendo que  $d_w$  é o diâmetro da anilha e  $\gamma_{M0}$  é o coeficiente parcial de segurança.

Segundo Jaspart e Weynand (2016), pode-se definir um parâmetro adimensional,  $\beta_u$ , que governa a tipologia de mecanismo de rotura de acordo com representado na Figura 2.8, através da equação (2.3). Essa equação traduz a relação entre a resistência à flexão do banzo do T-Stub e a resistência axial dos parafusos.

$$\beta_u = \frac{4m_{pl,Rd}(l_{eff,1} \text{ ou } l_{eff,2})}{m \sum F_{t,Rd}} \quad (2.3)$$

onde  $m_{pl,Rd} = \frac{t_f^2 f_y}{4\gamma_{M0}}$  momento plástico resistente do banzo do T-Stub para um comprimento unitário.

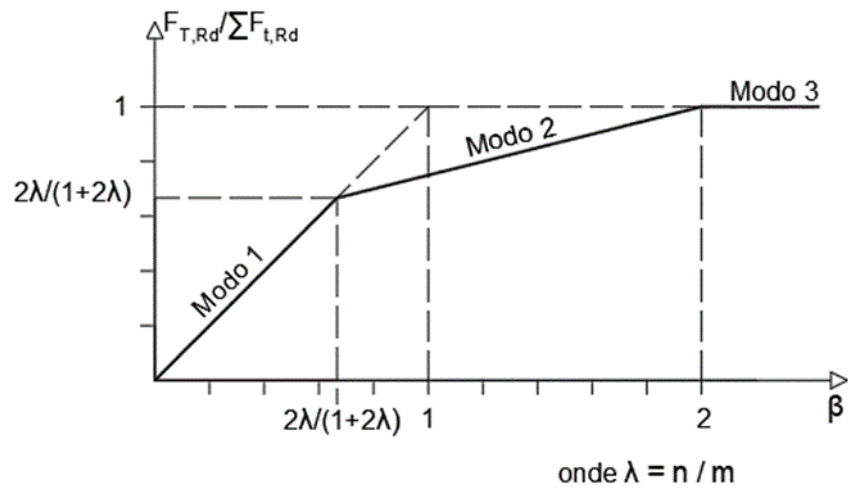


Figura 2.9 – Modos de rotura de acordo com a geometria do T-Stub (adaptado de Jaspart e Weynand, 2016)

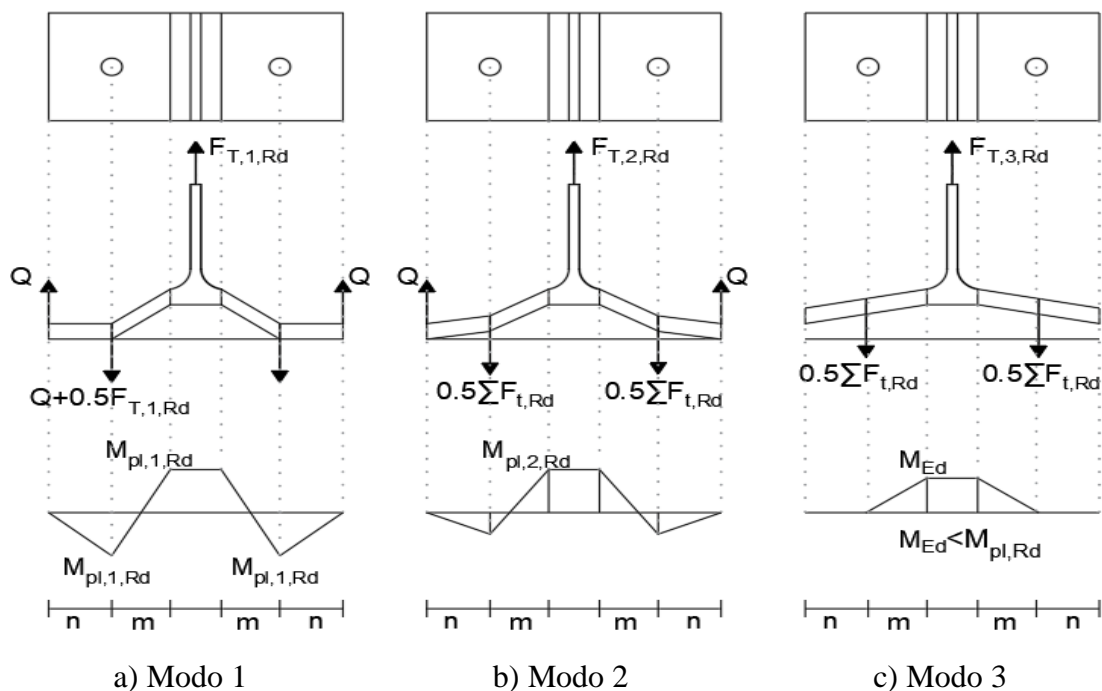


Figura 2.10 – Modos de rotura de um T-Stub aparafusado (adaptado de Piluso et al, 2001,a).

Os critérios para a avaliação dos comprimentos efetivos,  $l_{eff}$ , do banzo de um pilar dependem da geometria da junta – a NP EN 1993-1-8 (2005) apresenta esses critérios no subcapítulo 6.2.6. O Quadro 2.1 apresenta os critérios relevantes para o caso em estudo, ou seja, para banzo não reforçado de um pilar.

Quadro 2.1 – Comprimentos efetivos para o banzo não reforçado de um pilar (adaptado de NP EN 1993-1-8, 2005).

Localização da linha de parafusos	Linha de parafusos considerada isoladamente		Linha de parafusos considerada 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	Menor dos valores: $2\pi m$ $\pi m + 2e_1$	Menor dos valores: $4m + 1.25e$ $2m + 0.625e + e_1$	Menor dos valores: $\pi m + p$ $2e_1 + p$	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:	$l_{eff,2} = l_{eff,nc}$		$\sum l_{eff,2} = \sum l_{eff,nc}$	

### 2.2.3 Modelo analítico

A análise do comportamento de T-Stubs aparafusados em termos da relação força-deslocamento sob carregamento monotónico é de extrema relevância, no contexto do presente estudo, na medida em que permite avaliar a capacidade de deformação plástica com base na qual se estabelece o intervalo de valores da amplitude de deformações a adotar no ensaio cíclico. Tal análise pode ser feita de uma forma direta, através de ensaios experimentais ou recorrendo a modelos analíticos.

Existem diversos modelos disponíveis na bibliografia para estimar o comportamento monotónico quase-estático do T-Stubs, nomeadamente os desenvolvidos por Zoetemeijer (1974), Jaspert (1991) (1997), Swanson (1999) e Beg *et al.* (2004) sendo que neste trabalho se optou por adotar o modelo proposto por Piluso, Rizzano e Faella (2001a,b) na medida em que é a base para o modelo de comportamento cíclico desenvolvido pelos mesmos autores.

Piluso, Rizzano e Faella (2001a,b) propuseram um modelo analítico que permite uma modelação multilinear da relação força-deslocamento a partir das propriedades geométricas e mecânicas de um T-Stub. O modelo pressupõe a utilização das propriedades do material em termos tensão-extensão verdadeira. A tensão verdadeira,  $f$ , e a extensão verdadeira,  $\varepsilon$ , podem

ser estimadas a partir da tensão de engenharia  $f_n$  e da extensão de engenharia  $\varepsilon_n$  através das relações

$$f = f_n(1 + \varepsilon_n) \quad (2.6)$$

$$\varepsilon = \ln(1 + \varepsilon_n) \quad (2.7)$$

A extensão verdadeira após a fratura do provete,  $\varepsilon_u$ , pode ser avaliada através da expressão

$$\varepsilon_u = \ln \frac{A_0}{A_f} \quad (2.8)$$

onde  $A_0$  é a área da secção transversal original do provete,  $A_f$  é a área mínima da secção transversal do provete após a fractura.

A tensão verdadeira após a fractura,  $f_f$ , pode ser avaliada por  $F_f/A_f$ , em que  $F_f$  é o valor da força registado no momento da fractura. A Figura 2.10 ilustra modelo multilinear de 4 ramos do comportamento do aço em termos das suas propriedades mecânicas verdadeiras.

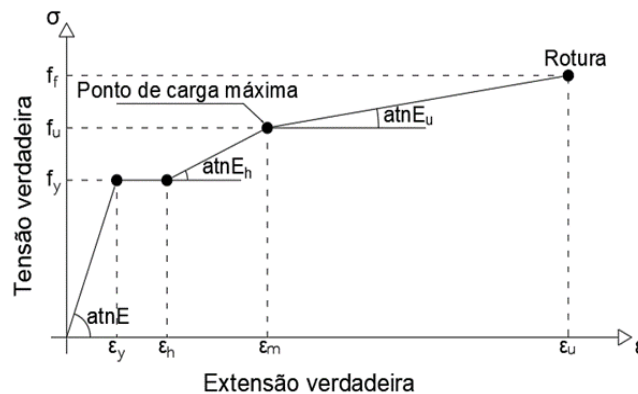


Figura 2.11 – Modelo multilinear da curva tensão – extensão verdadeira (adaptado de Piluso et al., 2001a).

O modelo consiste na identificação e definição de quatro pontos característicos da curva força-deslocamento. O primeiro ponto  $(F_y, \delta_y)$  corresponde à primeira condição de cedência do T-Stub, o segundo ponto  $(F_h, \delta_h)$  corresponde ao início da extensão de endurecimento nas fibras extremas da secção onde é esperado que se desenvolva a rótula plástica, quanto ao terceiro ponto  $(F_m, \delta_m)$  corresponde ao início da extensão pós-rotura do T-Stub, e por fim, o último ponto  $(F_u, \delta_u)$  corresponde a atingir a extensão última,  $\varepsilon_u$ , nas zonas críticas, levando a rotura

do elemento. A Figura 2.11 ilustra a curva força-deslocamento, apresentando os quatro pontos característicos descritos.

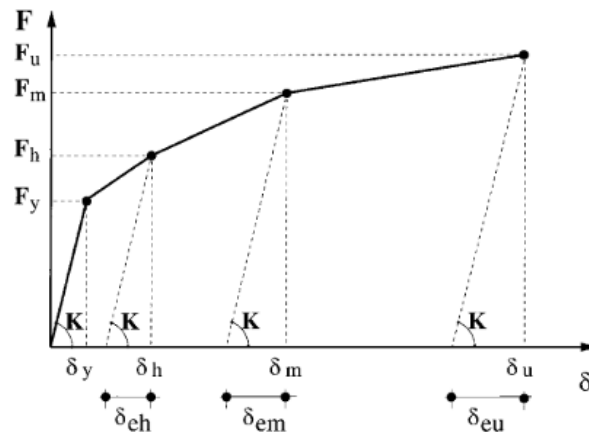


Figura 2.12 – Curva teórica força-deslocamento de um elemento T (Piluso et al., 2001a).

O modelo pressupõe o cálculo do valor da curvatura,  $\chi$ , para os quatro pontos característicos através das expressões que se seguem:

$$\chi_y = \frac{2\varepsilon_y}{t_f} \quad (2.9)$$

$$\chi_h = \frac{2\varepsilon_h}{t_f} \quad (2.10)$$

$$\chi_m = \frac{2\varepsilon_m}{t_f} \quad (2.11)$$

$$\chi_u = \frac{2\varepsilon_u}{t_f} \quad (2.12)$$

onde  $\varepsilon_y$ ,  $\varepsilon_h$ ,  $\varepsilon_m$  e  $\varepsilon_u$  são os níveis de extensão correspondentes aos quatro pontos característicos e  $t_f$  é a espessura do banzo de um T-Stub.

Tendo as curvaturas é possível determinar os momentos adimensionais no banzo dos T-Stubs através das seguintes expressões:

$$\frac{M_h}{M_y} = \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_h} \right)^2 \right] \quad (2.13)$$

$$\frac{M_m}{M_y} = \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_m} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \frac{E_h}{E} \left( \frac{\chi_m - \chi_h}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_m} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_m} \right) \quad (2.14)$$

$$\begin{aligned} \frac{M_u}{M_y} = & \frac{1}{2} \left[ 3 - \left( \frac{\chi_y}{\chi_u} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \frac{E_h}{E} \left( \frac{\chi_u - \chi_h}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_h}{\chi_u} \right) \\ & - \frac{1}{2} \frac{E_h - E_u}{E} \left( \frac{\chi_u - \chi_m}{\chi_y} \right) \left( 1 - \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \left( 2 + \frac{\chi_m}{\chi_u} \right) \end{aligned} \quad (2.15)$$

Das expressões dos momentos adimensionais pode-se determinar os valores de  $M_h$ ,  $M_m$  e  $M_u$ , que são os momentos correspondentes a níveis de extensão  $\varepsilon_h$ ,  $\varepsilon_m$  e  $\varepsilon_u$ , respetivamente, a partir do valor do momento correspondente à primeira condição de cedência no banzo do T-Stub dado pela expressão

$$M_y = \frac{b_{eff} t_f^2}{6} f_y \quad (2.16)$$

onde  $b_{eff}$  é o comprimento efetivo do T-Stub dado por  $b_{eff} = \min[d_h + 2m; b]$ .

A determinação das forças e dos deslocamentos correspondentes aos quatro pontos característicos é fortemente condicionada pela tipologia do mecanismo de rotura esperado no elemento. No caso de mecanismo do tipo 1, os níveis de carga associados aos pontos característicos podem facilmente ser calculados através da relação

$$F = \frac{(32n - 2d_w)M}{8mn - (m + n)d_w} \quad (2.17)$$

onde  $d_w$  é o diâmetro das anilhas e  $F = F_y$  para  $M = M_y$ ,  $F = F_h$  para  $M = M_h$ ,  $F = F_m$  para  $M = M_m$  e  $F = F_u$  para  $M = M_u$ .

Em relação ao deslocamento correspondente aos quatro pontos característicos, para o caso de mecanismos do tipo 1, o deslocamento,  $\delta_y$ , correspondente à primeira condição de cedência, é dado por

$$\delta_y = 2 \frac{F_y}{K} + \delta_{b,y} \quad (2.18)$$

em que  $K$  é a rigidez do banzo do T-Stub aquando do aperto dos parafusos e  $\delta_{b,y}$  é o alongamento do parafuso. A rigidez,  $K$ , pode ser obtida através da expressão

$$K = 0.5E \frac{b_{eff} t_f^3}{m'^3} \quad (2.19)$$

Onde  $m'$  dado por  $m' = m + 0.8r - \xi r$  é a distância efetiva entre as secções onde são esperadas o desenvolvimento das rotulas plásticas e  $\xi = 0.16 \frac{m+0.8r}{t_f}$  é um coeficiente de redução que tem em conta a espessura do T-Stub.

Quanto ao alongamento dos parafusos, este pode ser calculado recorrendo à relação

$$\delta_{b,y} = \frac{\frac{F_y}{2} + \frac{M_y}{n}}{E A_b / L_b} \quad (2.20)$$

onde  $A_b$  é a área resistente do parafuso e  $L_b = 2t_f + (t_{bh} + t_{bn})/2$  é o comprimento convencional do parafuso sendo  $t_{bh}$  a espessura da cabeça do parafuso e  $t_{bn}$  a espessura da porca.

Em relação aos deslocamentos,  $\delta$ , correspondente aos restantes níveis de carga ( $F_h$ ,  $F_m$  e  $F_u$ ) são dados pela soma de duas componentes de deslocamento, uma componente elástica,  $\delta_e$ , e outra plástica,  $\delta_p$ , ou seja

$$\delta = \delta_e + 2\delta_p \quad (2.21)$$

onde  $\delta = \delta_h$  para  $\delta_e = \delta_{eh}$  e  $\delta_p = \delta_{ph}$ ,  $\delta = \delta_m$  para  $\delta_e = \delta_{em}$  e  $\delta_p = \delta_{pm}$  e  $\delta = \delta_u$  para  $\delta_e = \delta_{eu}$  e  $\delta_p = \delta_{pu}$ .

A componente elástica do deslocamento,  $\delta_e$ , pode ser calculada recorrendo à expressão

$$\delta_e = \frac{F}{K_i} \quad (2.22)$$

onde  $\delta_e = \delta_{eh}$  para  $F = F_h$ ,  $\delta_e = \delta_{em}$  para  $F = F_m$ ,  $\delta_e = \delta_{eu}$  para  $F = F_u$  e  $K_i = F_y / \delta_y$  é a rigidez inicial do T-Stub.

A componente plástica do deslocamento correspondente aos níveis de carga  $F_h$ ,  $F_m$  e  $F_u$  pode ser calculado de acordo com as expressões



$$\delta_{ph} = \frac{m^2}{2t_f} D(\xi) \quad (2.23)$$

$$\delta_{pm} = \frac{m^2}{2t_f} F(\xi) \quad (2.24)$$

$$\delta_{pu} = \frac{m^2}{2t_f} C \quad (2.25)$$

onde  $\xi = \xi_2 = M_h/M_u$  para  $\delta_p = \delta_{ph}$ ,  $\xi = \xi_3 = M_m/M_u$  para  $\delta_p = \delta_{pm}$ ,  $\xi = 1$  para  $\delta_p = \delta_{pu}$  e os parâmetros  $D(\xi)$ ,  $F(\xi)$  e  $C = G(\xi)$  dependem das propriedades do material podendo ser calculados recorrendo as expressões

$$D(\xi) = \varepsilon_y \left[ 2 \frac{\chi_\xi}{\chi_y} - \frac{1}{\xi} \frac{\chi_y}{\chi_u} \left( 3 \frac{\chi_\xi}{\chi_y} + \frac{\chi_y}{\chi_\xi} - 3 \right) - 1 \right] \quad (2.26)$$

$$F(\xi) = \varepsilon_y \left\{ 2 \frac{\chi_\xi}{\chi_y} - \frac{1}{\xi} \frac{M_y}{M_u} \left[ 3 \frac{\chi_\xi}{\chi_y} + \frac{\chi_y}{\chi_\xi} - 3 + \frac{E_h (\chi_\xi - \chi_h)^2}{E \chi_\xi \chi_y^2} \right] - 1 \right\} \quad (2.27)$$

$$G(\xi) = \varepsilon_y \left\{ 2 \frac{\chi_\xi}{\chi_y} - \frac{1}{\xi} \frac{M_y}{M_u} \left[ 3 \frac{\chi_\xi}{\chi_y} + \frac{\chi_y}{\chi_\xi} - 3 + \frac{E_h}{E} G_h + \frac{E_h}{E} G_u \right] - 1 \right\} \quad (2.28)$$

com

$$G_h = \frac{\chi_m^3}{\chi_\xi \chi_y^2} + 3 \frac{\chi_m \chi_\xi}{\chi_y^2} - 3 \frac{\chi_m^2}{\chi_y^2} + 3 \frac{\chi_h^2}{\chi_y^2} - 3 \frac{\chi_h \chi_\xi}{\chi_y^2} - \frac{\chi_h^3}{\chi_\xi \chi_y^2} \quad (2.29)$$

$$G_u = \frac{\chi_\xi^2}{\chi_y^2} + 3 \frac{\chi_m^2}{\chi_y^2} - 3 \frac{\chi_m \chi_\xi}{\chi_y^2} - \frac{\chi_m^3}{\chi_\xi \chi_y^2} \quad (2.30)$$

onde  $\chi_\xi$  é função de  $\xi$ , sendo  $\chi_\xi = \chi_h$  para  $\delta_p = \delta_{ph}$ ,  $\chi_\xi = \chi_m$  para  $\delta_p = \delta_{pm}$  e  $\chi_\xi = \chi_u$  para  $\delta_p = \delta_{pu}$ .

No caso de mecanismo do tipo 2, os níveis de carga associados aos pontos característicos podem ser calculados de forma análoga aos do tipo 1, recorrendo à relação

$$F = \frac{2M}{m} (1 + \psi) \quad (2.31)$$

onde  $\psi = \frac{(2-\beta_u)\lambda}{\beta_u(1+\lambda)}$  e  $F = F_y$  para  $M = M_y$ ,  $F = F_h$  para  $M = M_h$ ,  $F = F_m$  para  $M = M_m$  e  $F = F_u$  para  $M = M_u$ .

O deslocamento,  $\delta_y$ , correspondente à primeira condição de cedência, continua a ser calculado através da expressão (2.18), no entanto, a contribuição do parafuso é dada por:

$$\delta_{b,y} = \frac{\frac{F_y}{2} + \frac{\psi M_y}{n}}{E A_b / L_b} \quad (2.32)$$

Os deslocamentos,  $\delta$ , correspondente aos restantes níveis de carga ( $F_h$ ,  $F_m$  e  $F_u$ ) continuam a ser dados pela soma de uma componente elástica,  $\delta_e$ , e outra plástica,  $\delta_p$ , conforme se apresenta na expressão (2.21) onde a componente elástica,  $\delta_e$ , continua a ser calculada de acordo com a expressão (2.22).

Já a componente plástica do deslocamento correspondente aos níveis de carga  $F_h$ ,  $F_m$  e  $F_u$  pode ser calculado pela expressão

$$\delta_p = \theta_{p1} m + (\theta_{p1} - \theta_{p2}) n \quad \text{para } \theta_{p1} > \theta_{p2} \text{ e } \theta_{p2} \neq 0 \quad (2.33)$$

$$\delta_p = \theta_{p1} m \quad \text{para } \theta_{p1} \leq \theta_{p2} \quad (2.34)$$

onde o  $\theta_p$  é a rotação plástica do banzo do T-Stub.

O cálculo da rotação plástica,  $\theta_{p1}$ , correspondente aos níveis de carga  $F_h$ ,  $F_m$  e  $F_u$ , é feito recorrendo às expressões

$$\theta_{p1h} = \frac{m}{t_f(1 + \psi)} D(\xi) \quad (2.35)$$

$$\theta_{p1m} = \frac{m}{t_f(1 + \psi)} F(\xi) \quad (2.36)$$

$$\theta_{p1u} = \frac{m}{t_f(1 + \psi)} C \quad (2.37)$$

onde  $\xi = \xi_2 = M_h/M_u$  para  $\theta_{p1} = \theta_{p1h}$ ,  $\xi = \xi_3 = M_m/M_u$  para  $\theta_p = \theta_{p1m}$ ,  $\xi = 1$  para  $\theta_p = \theta_{p1u}$  e os parâmetros  $D(\xi)$ ,  $F(\xi)$  e  $C = D(\xi)$  dependem das propriedades do material sendo calculados recorrendo as expressões (2.26), (2.27) e (2.28) sabendo que  $\chi_\xi = \chi_h$  para  $\delta_p = \delta_{ph}$ ,  $\chi_\xi = \chi_m$  para  $\delta_p = \delta_{pm}$  e  $\chi_\xi = \chi_u$  para  $\delta_p = \delta_{pu}$ .

As rotações plásticas,  $\theta_{p2}$ , correspondente aos níveis de carga  $F_h$ ,  $F_m$  e  $F_u$ , podem ser calculados de acordo com as relações

$$\theta_{p2h} = 0 \quad \text{para } \xi \leq \xi_1 \quad (2.38)$$

$$\theta_{p2h} = \frac{m}{t_f} \left( \frac{\psi}{1+\psi} + \lambda \right) D(\xi) \quad \text{para } \xi > \xi_1 \quad (2.39)$$

onde  $\xi = \psi M_h / M_u$  para  $\theta_{p2} = \theta_{p2h}$  e  $\xi_1 = M_y / M_u$ , sendo o parâmetro  $D(\xi)$  dado pela expressão (2.26) para  $\chi_\xi$  obtido através da interpolação entre  $\chi_y$  e  $\chi_h$ .

$$\theta_{p2m} = 0 \quad \text{para } \xi \leq \xi_1 \quad (2.40)$$

$$\theta_{p2m} = \frac{m}{t_f} \left( \frac{\psi}{1+\psi} + \lambda \right) D(\xi) \quad \text{para } \xi_1 < \xi \leq \xi_2 \quad (2.41)$$

$$\theta_{p2m} = \frac{m}{t_f} \left( \frac{\psi}{1+\psi} + \lambda \right) F(\xi) \quad \text{para } \xi_2 < \xi \leq \xi_3 \quad (2.42)$$

onde  $\xi = \psi M_m / M_u$  para  $\theta_{p2} = \theta_{p2h}$ ,  $\xi_1 = M_y / M_u$ ,  $\xi_2 = M_h / M_u$  e  $\xi_3 = M_m / M_u$ , sendo os parâmetros  $D(\xi)$  e  $F(\xi)$  dados pelas expressões (2.26) e (2.27) para  $\chi_\xi$  obtido através da interpolação entre  $\chi_y$ ,  $\chi_h$  e  $\chi_m$ .

$$\theta_{p2u} = 0 \quad \text{para } \psi \leq \xi_1 \quad (2.43)$$

$$\theta_{p2u} = \frac{m}{t_f} \left( \frac{\psi}{1+\psi} + \lambda \right) D(\xi) \quad \text{para } \xi_1 < \psi \leq \xi_2 \quad (2.44)$$

$$\theta_{p2u} = \frac{m}{t_f} \left( \frac{\psi}{1+\psi} + \lambda \right) F(\xi) \quad \text{para } \xi_2 < \psi \leq \xi_3 \quad (2.45)$$

$$\theta_{p2u} = \frac{m}{t_f} \left( \frac{\psi}{1+\psi} + \lambda \right) G(\xi) \quad \text{para } \xi_3 < \psi \leq 1 \quad (2.46)$$

onde  $\xi = \psi$  para  $\theta_{p2} = \theta_{p2h}$ ,  $\xi_1 = M_y / M_u$ ,  $\xi_2 = M_h / M_u$  e  $\xi_3 = M_m / M_u$ , sendo os parâmetros  $D(\xi)$ ,  $F(\xi)$  e  $G(\xi)$  calculados recorrendo as expressões (2.26), (2.27) e (2.28), sendo  $\chi_\xi$  obtido através da interpolação entre  $\chi_y$ ,  $\chi_h$ ,  $\chi_m$  e  $\chi_u$ .

Em relação ao mecanismo do tipo 3, os pontos característicos da curva força-deslocamento podem ser avaliados através de um processo similar ao apresentado para os mecanismos do tipo 1 e do tipo 2. No entanto, a precisão do modelo analítico neste caso, pode ser significativamente afetada pela flexão do parafuso, que não é tido em conta. Além de mais, o mecanismo do tipo

3, caracterizado pela rotura dos parafusos, é um modo de rotura frágil, sendo assim de evitar do ponto de vista de dimensionamento (Piluso et al., 2001a).

## 2.3 Comportamento cíclico

As ações sísmicas são ações naturais que se traduzem por movimentos cíclicos intensos do solo que induzem acelerações nas estruturas. O comportamento de juntas metálicas, sob esses carregamentos cíclicos, é caracterizado por ciclos histeréticos onde se poderá observar uma progressiva degradação de resistência e rigidez, até a uma eventual rotura da junta.

### 2.3.1 Modelo analítico

Tal como supramencionado, o estudo do comportamento das juntas é algo complexo e o caráter cíclico da ação introduz uma camada de complexidade adicional, tornando-o ainda mais complexo. O processo normalmente adotado para estimar comportamento cíclico das juntas consiste em desenvolver modelos analíticos capazes de reproduzir o comportamento histerético de uma determinada tipologia de ligações através da calibração experimental dos parâmetros intrínsecos aos modelos.

Vários autores têm vindo a desenvolver modelos analíticos de simulação do comportamento cíclico de juntas metálicas, nomeadamente as expressões matemáticas apresentadas por Richard-Abbott (1975) e posteriormente ajustadas por autores como De Martino *et al.* (1984), Della Corte *et al.* (2000), Simões R. *et al.* (2001) e Nogueiro (2009) de forma a considerar parâmetros como o deslizamento (*pinching*), endurecimento e degradação de resistência e rigidez.

Neste trabalho adotou-se o modelo proposto por Piluso e Rizzano (2008) para simular comportamento cíclico de T-Stubs representativos de juntas aparafusadas a partir do conhecimento das suas propriedades geométricas e mecânicas e que faz uso do modelo para comportamento monotónico descrito no capítulo 2.2.3 deste documento.

A partir do comportamento monotónico do T-Stub, o modelo permite descrever o comportamento cíclico através de regras de degradação de rigidez e força que levam em consideração a dissipação de energia. Segundo os autores não há uma relação direta entre a capacidade de dissipação de energia em condições cíclicas e em condições monotónicas, uma vez que os modos de rotura podem ser diferentes. Assim, é proposta a seguinte expressão para a capacidade de dissipação de energia sob carregamento cíclico de amplitude constante,  $E_{CC}$ , a partir da energia dissipada para um carregamento monotónico,  $E_0$ .

$$E_{cc} = E_0 \psi_1 \left( \frac{t_f \delta_p}{2Cm^2} \right)^{-\psi_2} \quad (2.47)$$

onde os coeficientes  $\psi_1$  e  $\psi_2$ , calibrados experimentalmente com um coeficiente de correlação de 0.85, tomam os valores de 2.081 e 1.212, respetivamente.

Tendo por base a energia dissipada no comportamento cíclico,  $E_{cc}$ , foram estabelecidas as expressões analíticas onde se relaciona a degradação da força e da rigidez, em cada ciclo, com a respetiva energia dissipada acumulada e a amplitude de deslocamento e que podem ser expressas por

$$F_i = F_{max} \left[ 1 - a_1 \left( \frac{\delta_{max}}{2\delta_y} \right)^{a_2} \left( \frac{E_{ci}}{E_{cc}} \right)^{a_3} \right] \quad (2.48)$$

$$K_i = K_0 \left[ 1 - b_1 \left( \frac{\delta_{max}}{2\delta_y} \right)^{b_2} \left( \frac{E_{ci}}{E_{cc}} \right)^{b_3} \right] \quad (2.49)$$

em que  $E_{ci}$  é a energia dissipada até ao ciclo  $i$ . O parâmetro  $\delta_{max}$  corresponde ao deslocamento máximo em cada ciclo e  $\delta_y$  corresponde à primeira condição de cedência do T-Stub, tendo sido definidos anteriormente. Quanto aos coeficientes  $a_1$ ,  $a_2$ ,  $a_3$ ,  $b_1$ ,  $b_2$  e  $b_3$ , também foram obtidos através de calibração experimental para os três modos de rotura de T-Stub, ver Quadro 2.2 e Quadro 2.3.

Quadro 2.2 – Coeficientes da lei de degradação para roturas do tipo 1.

$a_1$	$a_2$	$a_3$	$b_1$	$b_2$	$b_3$
0.086	0.716	3.029	0.693	0.126	0.099

Quadro 2.3 – Coeficientes da lei de degradação para roturas do tipo 2 e 3.

$a_1$	$a_2$	$a_3$	$b_1$	$b_2$	$b_3$
0.380	0.025	1.867	0.872	0.008	0.037

Para além dos valores diferentes dos coeficientes de calibração para estimar a degradação de rigidez e força, a modelação do comportamento cíclico do T-Stub para os três modos de rotura apresenta outras diferenças, embora parta de uma base comum. Segundo o modelo proposto, os pontos correspondentes à inversão de carga, pontos A e D da Figura 2.13, que permanecem

praticamente inalterados durante o processo de carregamento, podem ser definidos a partir da carga máxima atingida no ciclo,  $F_{m\acute{a}x}$ , e da rigidez inicial,  $K_0$ , recorrendo às expressões

$$\delta_A = \delta_{m\acute{a}x} - \frac{F_{m\acute{a}x}}{K_0} \quad (2.50)$$

$$\delta_D = \frac{F_j}{K_0} \quad (2.51)$$

onde  $F_j$  é força de compressão que tende a materializar-se quando a deformação do T-Stub tende para zero (Figura 2.13).

O ramo de recarga pode ser definido através de duas retas de declives diferentes, onde o ponto C correspondente à interseção entre as duas retas, é colinear com os pontos A e B (Figura 2.13). O declive da reta formada pelos três pontos (A, B e C), em cada ciclo, é dado pela expressão

$$\tan \alpha = \frac{F_{m\acute{a}x}}{\delta_{m\acute{a}x} - 2 \frac{F_{m\acute{a}x}}{K_0}} \quad (2.52)$$

Definidos todos os parâmetros, é possível chegar ao modelo apresentado na Figura 2.13(a), para mecanismos de rotura do tipo 1 com amplitude de deslocamento constante.

Quanto aos mecanismos de rotura do tipo 2 e 3, é proposto um modelo similar ao apresentado para mecanismos do tipo 1, onde é introduzido um deslocamento horizontal que pretende reproduzir o fenómeno de escorregamento devido a plastificação e alongamento do parafuso (Figura 2.13(b)). O valor do escorregamento, assim como as regras de degradação de rigidez e força, também é obtido através de uma fórmula empírica, calibrada experimentalmente como se apresenta na expressão

$$\delta_{escor.} = a + b \ln \left( \frac{E_{ic}}{E_{cc}} \right) \quad (2.53)$$

onde os coeficientes  $a$  e  $b$  são obtidos, para o ramo de descarga, através de  $a = 0.143(\delta_{m\acute{a}x.})^{1.008}$  e  $b = 0.0001(\delta_{m\acute{a}x.})^{2.549}$ . Quanto ao ramo de recarga,  $a = 0.0075(\delta_{m\acute{a}x.})^2 - 0.0306\delta_{m\acute{a}x.} - 0.0069$  e  $b = 0.0079(\delta_{m\acute{a}x.})^2 - 0.0989\delta_{m\acute{a}x.} - 0.3374$ .

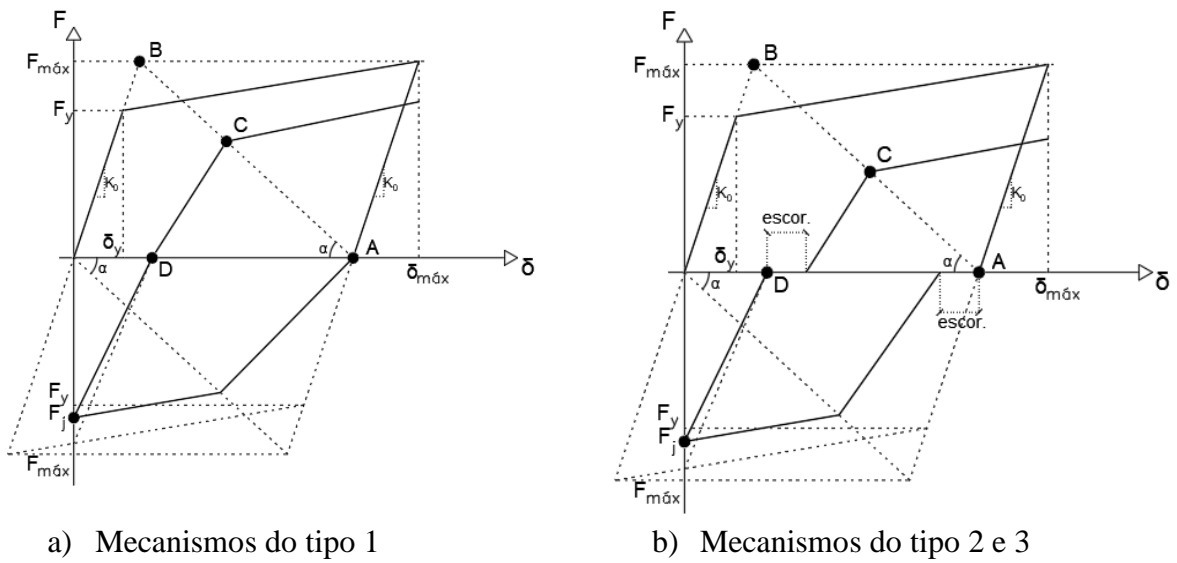


Figura 2.13 – Modelação analítica do comportamento cíclico de T-Stubs (adaptado de Piluso e Rizzano, 2008).

## 3 CAMPANHA DE ENSAIOS EXPERIMENTAIS

### 3.1 Introdução

Atualmente, os ensaios experimentais representam a forma mais fiável para o estudo, compreensão e análise do comportamento de estruturas, permitindo também uma correta caracterização mecânica dos materiais (Nogueiro, 2009). Nesse sentido, é de extrema importância a definição dos elementos e dos procedimentos necessários à realização dos ensaios de forma a obter resultados mais próximos do comportamento real do objeto de estudo.

O presente capítulo tem por objetivo expor os procedimentos adotados nos ensaios experimentais com vista à caracterização do comportamento cíclico de T-Stubs. A configuração básica desses provetes é conseguida através de corte de perfis comerciais laminados a quente, para o qual se propôs a utilização de HE por serem os perfis mais correntemente usados em pilares. A definição das características geométricas dos T-Stubs e dos provetes é prévia à realização desta dissertação, sendo os valores apresentados nos capítulos seguintes. No âmbito deste trabalho apenas foram definidas as características geométricas e mecânicas dos parafusos.

A campanha experimental consistiu na realização de um total de 29 ensaios, incluindo ensaios de caracterização dos materiais e ensaios com vista ao estudo do comportamento monotónico e cíclico dos T-Stubs: foram realizados 3 ensaios de caracterização mecânica dos parafusos, 12 ensaios para a definição do comportamento reológico do aço dos T-Stubs e 14 ensaios em espécimes divididos em duas séries. Na série **A: HEA200** foram testados 7 espécimes formados por T-Stubs do Tipo A (perfis HEA 200), enquanto na série **B: HEB280** foram testados 7 espécimes formados por T-Stubs do Tipo B (perfis HEB 280). Para cada série de espécimes foram realizados dois ensaios de tração monotónico, com e sem pré-esforço, com controlo de deslocamento, em regime quase-estático (velocidade de 0.02 mm/s), até que se verifique a rotura das componentes ensaiadas.

Após a definição da envolvente de carga, passou-se então aos ensaios cíclicos. Em cada série foram realizados três ensaios cíclicos de amplitude variável com protocolo de carga 1 (dois com pré-esforço e um sem pré-esforço) e dois ensaios cíclicos também com amplitude variável, mas com protocolo de carga 2 (um sem pré-esforço e outro pré-esforçado). O Quadro 3.1 apresenta resumidamente todos os ensaios realizados, conforme descrito anteriormente.



Quadro 3.1 – Descrição dos ensaios realizados.

Série	Tipo de parafuso	Tipo de aperto	Protocolo de carga	Nº de ensaios
<b>A: HEA200</b>	HR M20 (10.9)	Com pré-esforço	Monotónico	1
		Sem pré-esforço	Monotónico	1
		Com pré-esforço	Cíclico - C1	2
		Sem pré-esforço	Cíclico - C1	1
		Com pré-esforço	Cíclico - C2	1
		Sem pré-esforço	Cíclico - C2	1
<b>B: HEB280</b>	HR M20 (10.9)	Com pré-esforço	Monotónico	1
		Sem pré-esforço	Monotónico	1
		Com pré-esforço	Cíclico - C1	2
		Sem pré-esforço	Cíclico - C1	1
		Com pré-esforço	Cíclico - C2	1
		Sem pré-esforço	Cíclico - C2	1
				14

O valor da força de aperto,  $F_{p,c}$ , para a materialização do pré-esforço é definido pela EN 1090-2. A consulta do Quadro 3.2, adaptado da referida norma, indica que deve ser adotada uma força de aperto igual a 172 kN.

Quadro 3.2 – Valor da força de aperto,  $F_{p,c}$ , em kN (adaptado de EN1090-2, 2008).

Clase do parafuso	Diâmetro do parafuso em mm							
	12	16	20	22	24	27	30	36
<b>8.8</b>	47	88	137	170	198	257	314	458
<b>10.9</b>	59	110	<b>172</b>	212	247	321	393	572

### 3.2 Equipamento de ensaio e instrumentação

A realização dos ensaios laboratoriais requer a utilização de diversos equipamentos. Para a caracterização do aço foi necessário recorrer a alguns desses equipamentos, entre os quais a máquina universal “*Servosis*”, com uma capacidade máxima de 1000 kN e curso máximo +/- 200 mm para aplicar força de tração nos provetes. Para a determinação das extensões utilizaram-se os extensómetros eléctricos e mecânicos. A utilização dos extensómetros eléctricos permitiu caracterizar com maior rigor a fase elástica do comportamento do aço uma vez que estes dispositivos são mais apropriados à medição de pequenas deformações. Já o extensómetro mecânico permite caracterizar o comportamento dos provetes de aço ao longo de toda a gama de deformações, embora, na fase elástica seja frequente a ocorrência de escorregamentos deste

dispositivo o que tornam os seus resultados menos precisos. Por fim, foi necessário o uso do *dataloger* para a leitura e registo dos dados (Figuras 3.1 e 3.2).

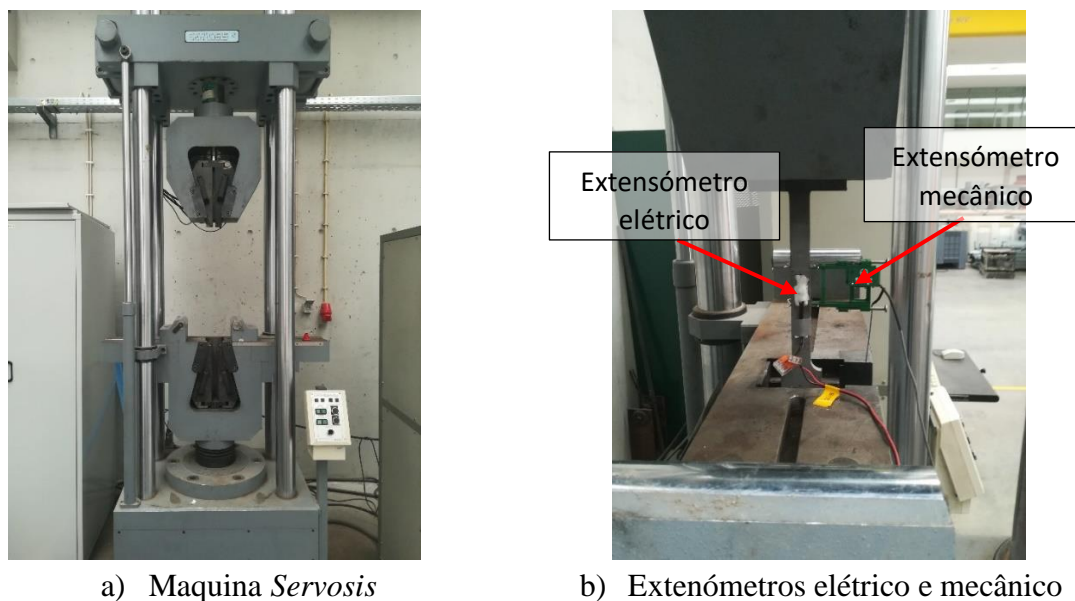


Figura 3.1 – Equipamentos utilizados na realização dos ensaios de caracterização do aço – a) Máquina *Servosis*, b) extensómetros elétrico e mecânico.



Figura 3.2 – *Dataloger*.

Para o ensaio dos T-Stubs recorreu-se também à máquina universal “*Servosis*” para a aplicação do carregamento monotónico. Quanto aos ensaios cíclicos, foram realizados na máquina universal “*Walter + Bai*” com uma célula de carga com capacidade máxima de 500 kN e curso máximo de +/- 200 mm. Em ambos os casos fez-se uso de LVDTs (Linear Variable Displacement Transducers) e transdutores de deslocamento Laser para quantificar os

deslocamentos com base nos quais se calcularam as deformações dos T-Stub e ainda do *dataloger* para a leitura e registo de dados (Figura 3.3).

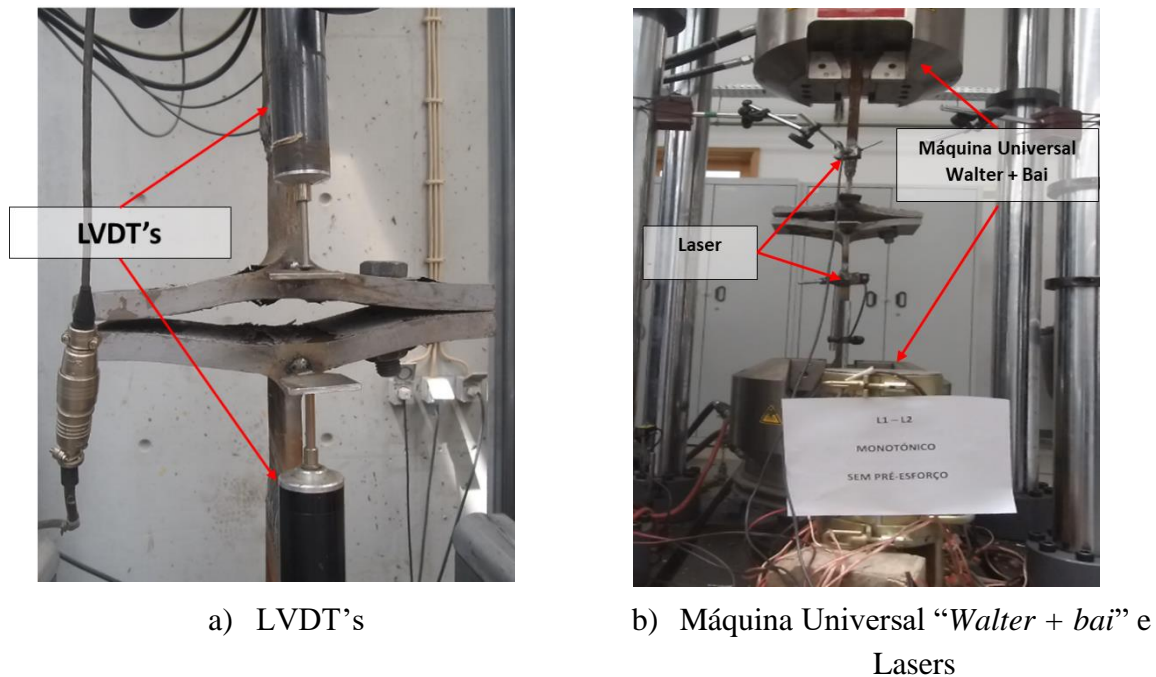


Figura 3.3 – Equipamentos utilizados na caracterização do comportamento dos T-Subs.

Quanto a instrumentação, a carga aplicada e o deslocamento global dos espécimes ensaiados são lidos diretamente pela máquina de ensaio universal sem ser necessária instrumentação adicional. No entanto, devido à possibilidade de haver escorregamento entre peças e/ou existência de folgas, procedeu-se à instrumentação dos espécimes usando transdutores de deslocamento de Laser. Para isso foram soldadas duas chapas na alma dos T-Subs, numa zona próxima aos banzos (Figura 3.4), de forma a registar o afastamento entre os banzos dos transdutores de deslocamentos - as chapas sejam soldadas o mais próximo possível dos banzos de forma a minimizar a incorporação nas leituras de deformações correspondentes ao alongamento das almas.

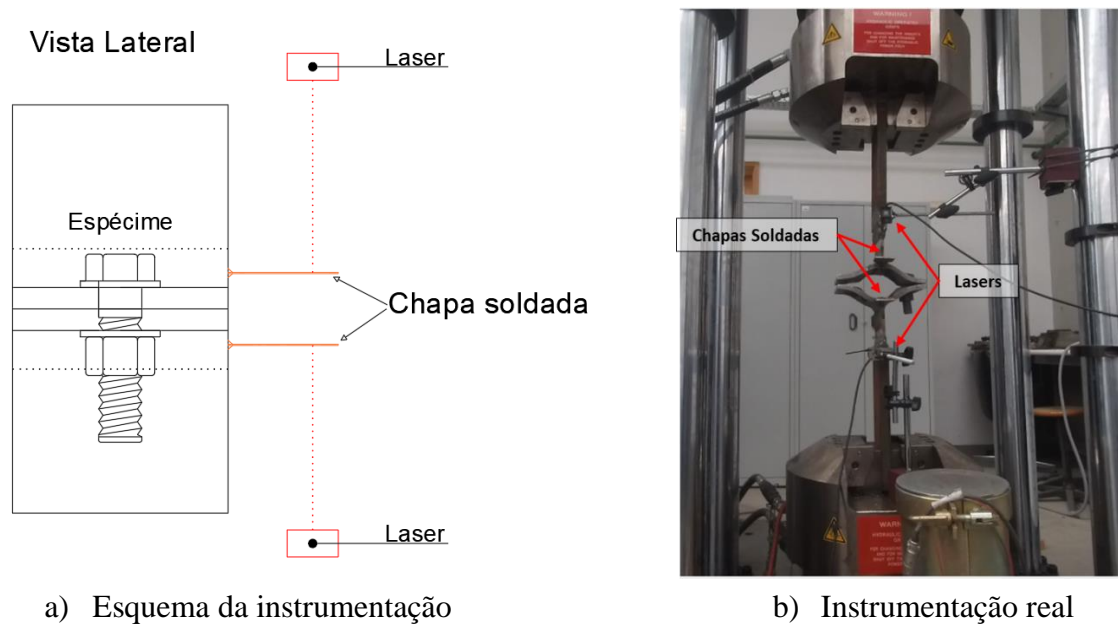


Figura 3.4 – Instrumentação dos espécimes.

### 3.3 Propriedades geométricas

#### 3.3.1 Provetes para ensaios de tração de aço

As características geométricas dos provetes usados para caracterização do comportamento mecânico do aço são definidas pela ISO 6892-1 (2009) (ver Figura 3.5) e os valores adotados estão indicados no Quadro 3.3, onde o  $L_t$  é o comprimento total,  $L_0$  é o comprimento inicial,  $L_c$  é o comprimento paralelo,  $a_0$  é a espessura inicial,  $b_0$  a largura inicial e  $S_0$  a área da secção transversal inicial.

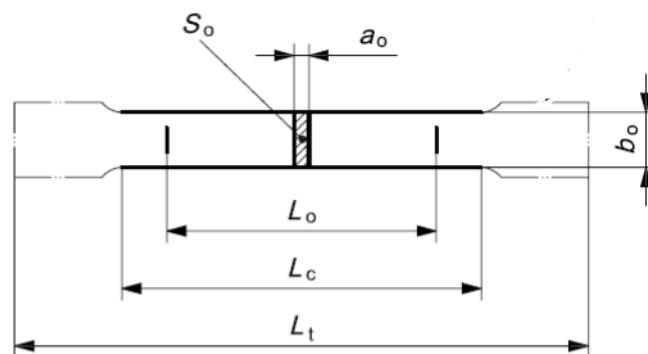


Figura 3.5 – Características geométricas dos provetes (ISO 6892-1, 2009).

Quadro 3.3 – Valores das dimensões geométricas dos provetes

	Provetes	$L_t$	$a_0$	$b_0$	$S_0$	$L_0$	$L_c$
		mm	mm	mm	mm <sup>2</sup>	mm	mm
<b>Alma HEA200</b>	C1	450	6.81	24.79	168.80	73.41	92.89
	C2	450	6.76	24.88	168.08	73.25	92.70
	C3	450	6.77	24.90	168.47	73.33	92.80
<b>Banzo HEA200</b>	C4	450	10.07	24.95	251.30	89.57	113.34
	C6	450	8.92	24.82	221.39	84.07	106.39
	C9	450	9.95	24.90	247.71	88.92	112.53
<b>Alma HEB280</b>	C7	450	10.58	24.94	263.87	91.78	116.14
	C8	450	10.60	24.93	264.22	91.84	116.22
	C5	450	10.47	24.86	260.40	91.17	115.38
<b>Banzo HEB280</b>	C10	450	17.39	25.04	435.30	117.88	149.18
	C11	450	17.16	24.94	427.91	116.88	147.91
	C12	450	17.81	24.97	444.72	119.15	150.78

### 3.3.2 T-Stubs usados nos espécimes

Os parâmetros geométricos adotados para definir a geometria dos T-Stubs ensaiados estão identificados na Figura 3.6 e os valores adotados em cada provetes estão indicados no Quadro A-1 do Anexo.

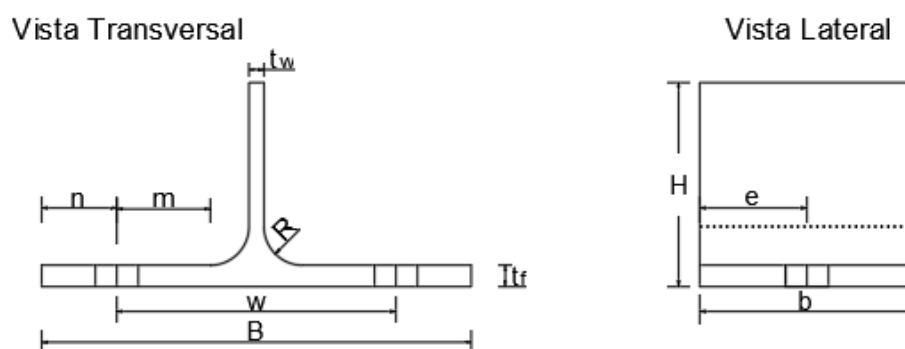


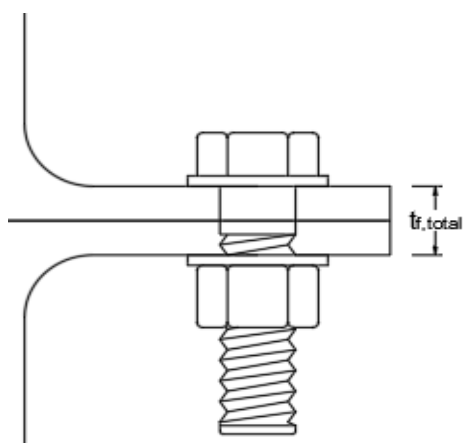
Figura 3.6 – Parâmetros geométricos caracterizadores da geometria dos T-Stubs.

Os Quadros A-2 e A-3 do Anexo apresentam os valores da resistência à tração,  $F_{T,Rd}$ , dos T-Stubs de acordo com o modelo proposto na NP EN 1993-1-8 (2005). Importa referir que, uma vez que o comprimento efetivo indicado na referida norma é definido para T-Stubs inserido num pilar, e no caso de estudo trata-se de T-Stub estudado isoladamente, foi adotado para comprimento efetivo o valor do comprimento  $b$ . Assim, foi obtido o modo de rotura do Tipo 1

tanto para T-Stubs do Tipo A como os do Tipo B, com valores de resistência à tração média de 93.47 kN e de 299.62 kN para os T-Stubs do Tipo A e do Tipo B, respetivamente.

### 3.3.3 Parafusos usados nos espécimes

Atualmente na Europa é permitida a utilização em estruturas metálicas de parafusos dos sistemas HR (EN 14399-3, 2005) e HV (EN 14399-4, 2005). Tendo em contas as dimensões dos T-Stubs, mais precisamente as espessuras dos banzos,  $t_f$ , é possível determinar a espessura total,  $t_{f,total}$ , requerida para os parafusos (ver Figura 3.7) - o Quadro 3.4 apresenta as espessuras totais, mínimas e máximas, dos espécimes consoante o tipo de T-Stub utilizado, sendo de referir que o valor de  $t_{f,total}$ , requerido para cada parafuso é obtidas através da combinação de dois T-Tubs do mesmo tipo (ver secção 3.3.4).



Quadro 3.4 – Espessura dos espécimes consoante o tipo de perfil.

Espécime forma por:	$t_{f,total}$ máx.	$t_{f,total}$ mín.
2 T-Stubs Tipo B	<b>36.92</b>	34.98
2 T-Stubs Tipo A	21.26	<b>18.45</b>

Figura 3.7 – Espessura total do espécime.

Foi adotado o parafuso  $M20 \times 75$  HR (10.9) do sistema HR com um comprimento nominal de 75 mm com uma zona roscada de 46 mm e uma zona lisa de 11.5 mm. A geometria deste parafuso permite fazer face à espessura máxima de 36.92 mm do espécime formado por dois T-Stubs do Tipo B (ver equação 3.3) ao mesmo tempo que conta com comprimento da zona lisa inferior à espessura mínima do espécime formado por dois T-Stub do Tipo A permitindo a utilização de parafusos com o mesmo comprimento nominal para os dois tipos de perfis. De referir que a espessura da anilha,  $t_w$ , é de 3 mm. As características geométricas gerais do conjunto parafuso e porca são indicados na Figura 3.8 e os valores relevantes apresentados no Quadro 3.5.

$$l_{nom} > t_{f,total} + m + 2 \times t_w \leftrightarrow 75mm > 60.92mm \quad (3.1)$$

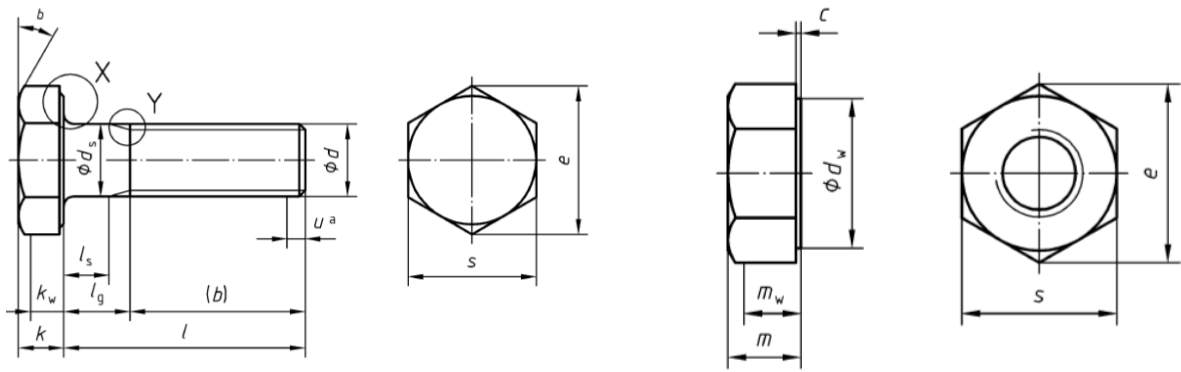


Figura 3.8 – Propriedades geométricas do parafuso M20 x 75 HR (EN 14399-3, 2005).

Quadro 3.5 – Valor dos parâmetros geométricas do parafuso M20 x 75 HR.

Parafuso							Porca	
$k$ mm	$l$ mm	$l_s$ mm	$l_g$ mm	$b$ mm	$d$ mm	$s$ mm	$s$ mm	$m$ mm
12.5	75	16.5	29	46	20	32	33	34

### 3.3.4 Espécimes ensaiados

Os parâmetros que definem a geometria dos espécimes ensaiados estão ilustradas na Figura 3.9 e os valores correspondentes a cada espécime são apresentados no Quadro 3.6.

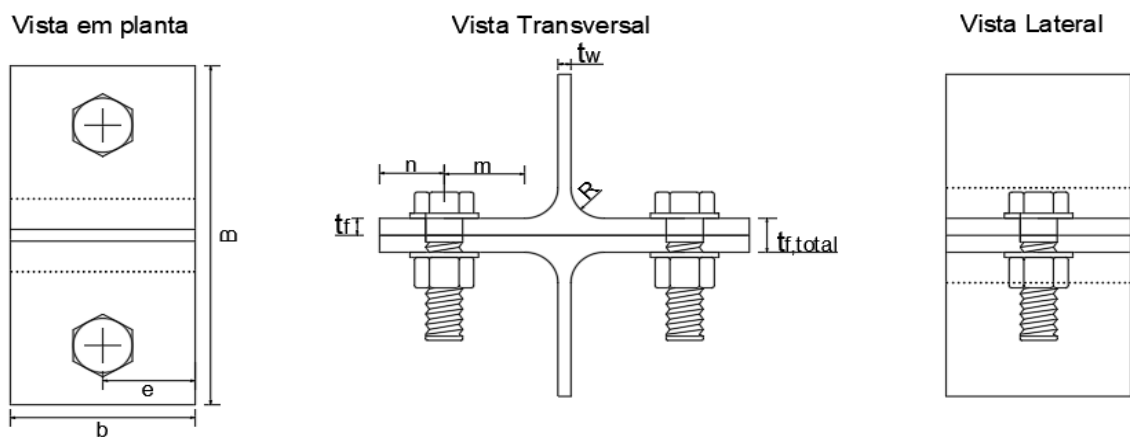


Figura 3.9 – Parametros definidores da geometria dos espécimes.

Quadro 3.6 – Valores dos parâmetros definidores da geometria dos espécimes.

Séries	Espécimes (T-Stub)	$B$ mm	$b$ mm	$e$ mm	$t_f$ mm	$t_w$ mm	$R$ mm	$m$ mm	$n$ mm
<b>A: HEA 200</b>	A1 (S1-S2)	200.00	101.15	39.82	9.72	7.00	18.00	46.42	35.69
	A2 (S3-S4)	200.00	100.79	39.61	10.04	7.00	18.00	46.51	35.60
	A3 (S5-S6)	200.50	101.74	40.06	9.91	7.00	18.00	46.21	36.14
	A4 (S7-S13)	201.00	101.14	39.76	10.11	7.00	18.00	47.05	35.56
	A5 (S8-S14)	201.00	101.35	39.91	10.00	6.99	18.00	47.38	35.23
	A6 (S9-S10)	201.00	101.26	39.81	9.88	7.00	18.00	46.82	35.79
	A7 (S11-S12)	201.00	101.58	40.00	9.92	6.99	18.00	46.49	36.12
<b>B: HEB 280</b>	B1 (B1-B2)	279.00	126.37	52.63	17.59	11.00	24.00	55.17	59.63
	B2 (B3-B4)	279.00	124.97	52.30	17.88	10.98	24.00	55.80	59.02
	B3 (B5-B6)	278.50	125.62	52.33	17.79	10.99	24.00	55.09	59.47
	B4 (B7-B8)	279.00	126.11	52.55	18.07	10.98	24.00	54.71	60.10
	B5 (B9-B10)	279.00	125.77	52.16	17.80	10.98	24.00	55.62	59.20
	B6 (B11-B12)	278.50	126.45	52.48	17.92	10.99	24.00	54.80	59.76
	B7 (B13-B14)	279.00	126.36	52.41	17.77	10.99	24.00	54.70	60.11

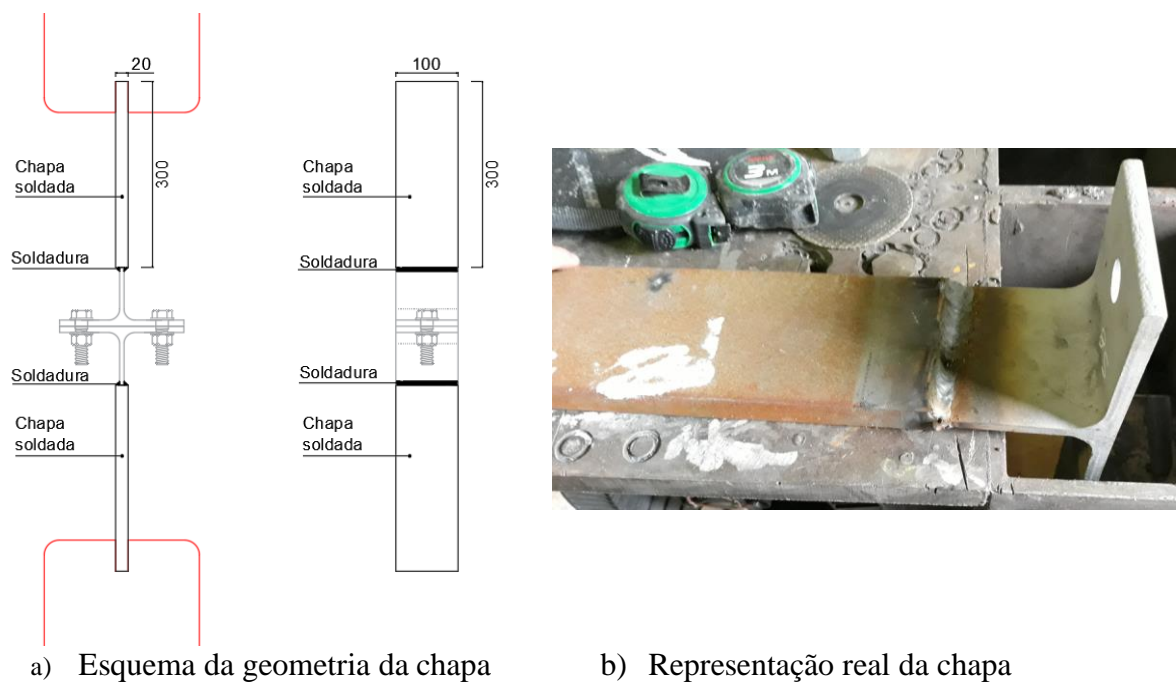


Figura 3.10 – Chapa soldada a alma do T-Stub (dimensões em mm)



Uma vez que o comprimento da alma dos T-Stubs que compõem os espécimes revelou-se insuficientes para prender os espécimes à máquina, foram soldadas chapas na extremidade da alma com a geometria apresentada na Figura 3.10. Importa referir que a espessura da chapa deva ser tal que minimize a incorporação nas leituras das deformações a correspondente ao alongamento da chapa.

### 3.4 Propriedades mecânicas

#### 3.4.1 Ensaio de tração de provetes de aço

A fim de determinar as propriedades mecânicas do aço que compõe o banzo e a alma dos T-Stubs foram realizados um conjunto de ensaios experimentais em provetes de acordo com a ISO 6892-1 (2009). Os ensaios foram realizados com controlo de deslocamento, monitorizando as deformações dos provetes recorrendo simultaneamente a extensómetros elétricos e mecânicos. A ISO 6892-1 (2009) estabelece que o valor da velocidade dos ensaios seja dado pela expressão

$$v_c = L_c \times \dot{\epsilon}_{L_c} \quad (3.2)$$

para  $\dot{\epsilon}_{L_c} = 0.00025s^{-1}$  e  $L_c = L_0 + 1.5 + \sqrt{S_0}$  onde o  $L_0 = 5.65 \times \sqrt{S_0}$ . Tendo em conta as características dos provetes apresentadas no capítulo 3.3.1, foi adotada uma velocidade de 0.02 mm/s.

A Figura 3.12 a) ilustra a curva tensão-extensão de engenharia de um dos ensaios onde é bastante notória as fases típicas do comportamento do aço: fase elástica linear, patamar de cedência, fase de endurecimento e fase pós-rotura. No entanto, é de referir que em mais de 70% dos casos não foi possível obter uma curva completa uma vez que a rotura dos provetes deu fora do comprimento monitorizado pelo extensómetro mecânico, Figura 3.11 b), levando assim a perda informações relativa à fase pós-rotura, Figura 3.12 b). O Quadro 3.7 apresenta as propriedades mecânicas dos provetes associados aos banzos dos T-Stubs. Os ensaios de caracterização da alma dos T-Stubs serviram essencialmente para confirmar que a resistência última deste é superior à resistência do T-stub pelo que não foi necessário recorrer ao reforços da alma (ver Quadro 3.8). Importa referir que se adotou um valor de 210 Gpa para o valor do módulo de elasticidade, embora se tenha verificado valores superiores durante os ensaios.

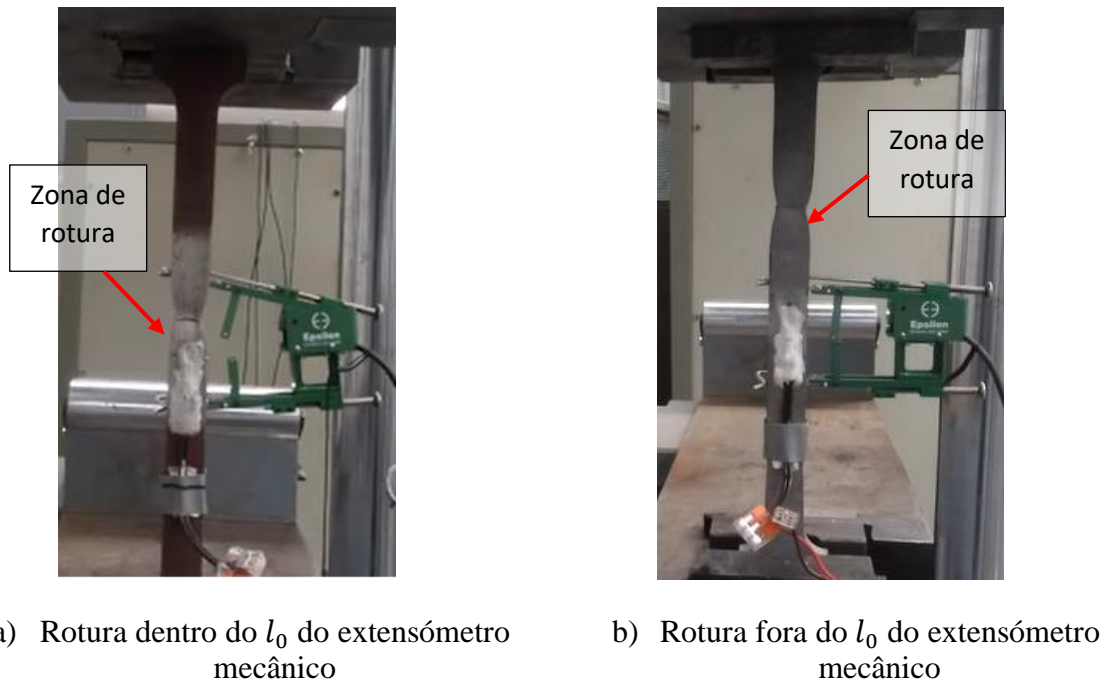


Figura 3.11 – Provetes ensaiados à tração.

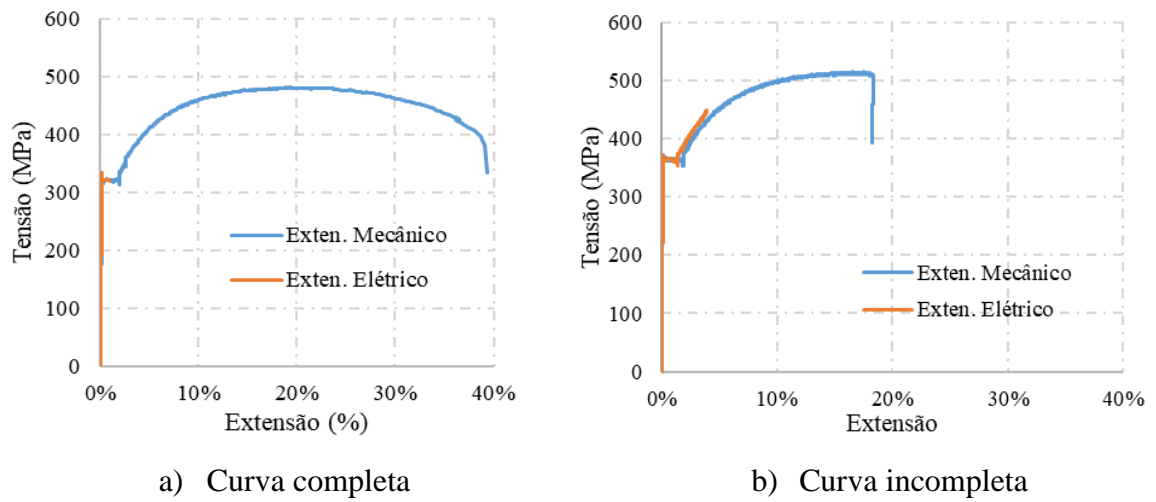


Figura 3.12 – Curva tensão-extensão de engenharia.

Quadro 3.7 – Propriedades mecânicas do banzo dos perfis.

		<b>E (Mpa)</b>	<b>fy (Mpa)</b>	<b>fu (Mpa)</b>	<b>εy</b>	<b>εu</b>
<b>Banzo HEA200</b>	cp04	210 000	361	515	0.0016	0.1656
	cp06	210 000	381	531	0.0016	0.1500
	cp09	210 000	374	513	0.0018	0.1747
	Média	210 000	372	520	0.0017	0.1634
<b>Banzo HEB280</b>	cp10	210 000	329	475.72	0.0017	0.1797
	cp11	210 000	344	480.90	0.0017	0.2003
	cp12	210 000	334	481.49	0.0017	0.1939
	Média	210000	336	479	0.0017	0.1913

Quadro 3.8 – Propriedades mecânicas da alma do perfis.

		<b>E (Mpa)</b>	<b>fy (Mpa)</b>	<b>fu (Mpa)</b>	<b>εy</b>	<b>εu</b>
<b>Alma HEA200</b>	cp04	210 000	389	525	0.0021	0.0832
	cp06	210 000	372	532	0.0016	0.1613
	cp09	210 000	417	543	0.0024	0.1333
	Média	210 000	392	534	0.0021	0.1259
<b>Alma HEB280</b>	cp10	210 000	370	499.54	0.0017	0.1685
	cp11	210 000	320	495.25	0.0015	0.2066
	cp12	210 000	418	512.67	0.0020	0.0582
	Média	210000	369	502	0.0017	0.1444

A Figura 3.13 apresenta, a título de exemplo, o modelo multilinear de 4 ramos do provete cp04 em termos das suas propriedades mecânicas verdadeiras.

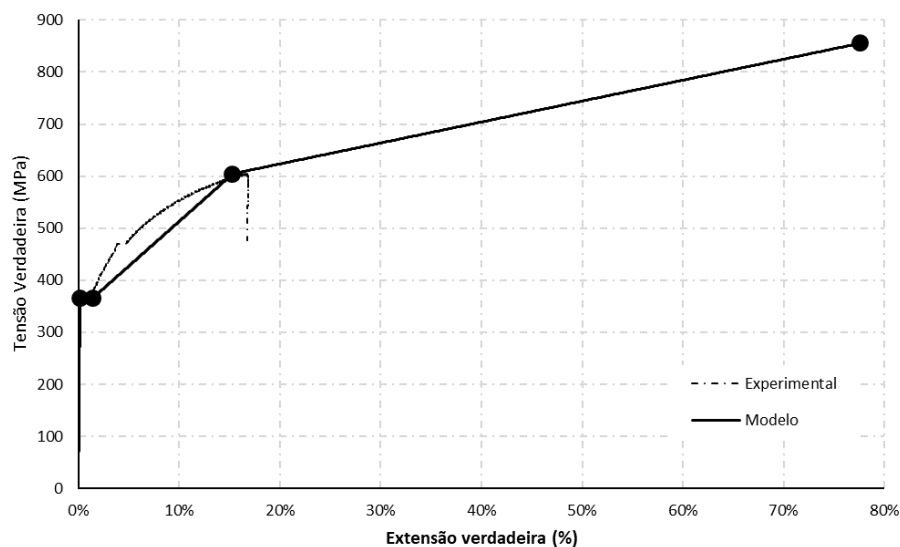


Figura 3.13 – Modelo multilinear da curva tensão-extensão verdadeira.

A partir do modelo multilinear, o Quadro 3.9 apresenta as propriedades mecânicas verdadeiras dos provetes ensaiados.

Quadro 3.9 – Propriedades mecânicas verdadeiras do banzo dos perfis.

	<b>E</b> <b>(Mpa)</b>	<b>E<sub>h</sub></b> <b>(Mpa)</b>	<b>E<sub>u</sub></b> <b>(Mpa)</b>	<b>f<sub>y</sub></b> <b>(Mpa)</b>	<b>f<sub>u</sub></b> <b>(Mpa)</b>	<b>f<sub>r</sub></b> <b>(Mpa)</b>	<b>ε<sub>y</sub></b>	<b>ε<sub>h</sub></b>	<b>ε<sub>m</sub></b>	<b>ε<sub>u</sub></b>
<b>cp04</b>	210 000	1771	409	362	600	855	0.0017	0.0186	0.1532	0.7769
<b>cp09</b>	210 000	1624	407	375	603	850	0.0018	0.0206	0.1610	0.7698
<b>cp06</b>	210 000	1827	378	382	611	819	0.0018	0.0145	0.1397	0.6912
<b>Média</b>	210 000	1741	398	373	605	842	0.00178	0.0179	0.1513	0.7460
<b>cp10</b>	210 000	1561	422	330	561	925	0.0016	0.0169	0.1653	1.0268
<b>cp11</b>	210 000	1437	145	345	577	647	0.0016	0.0209	0.1826	0.6611
<b>cp12</b>	210 000	1520	210	335	575	690	0.0016	0.0195	0.1772	0.7243
<b>Média</b>	210 000	1506	259	336	571	754	0.0016	0.0191	0.1750	0.8041

### 3.4.2 Ensaio de tração no parafuso

Com vista à confirmação da capacidade resistente dos parafusos usados (M20 da classe 10.9), foram realizados ensaios de tração com controlo de deslocamento em três provetes (Figura 3.14). As roturas deram-se sempre na zona roscada sendo que apenas num dos parafusos se deu a rutura do fuste do parafuso (Figura 3.15 a)) – nos restantes casos a rotura foi causada por deformação plástica da rosca (Figura 3.15 b)).

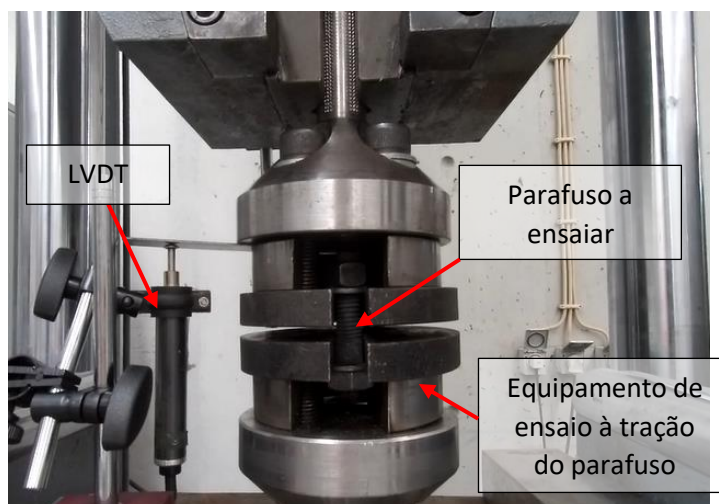


Figura 3.14 – Layout do ensaio do parafuso à tração.



a) Rotura do fuste do parafuso



b) Rotura das roscas

Figura 3.15 – Rotura dos parafusos.

A Figura 3.16 apresenta os resultados decorrentes dos ensaios nos parafusos.

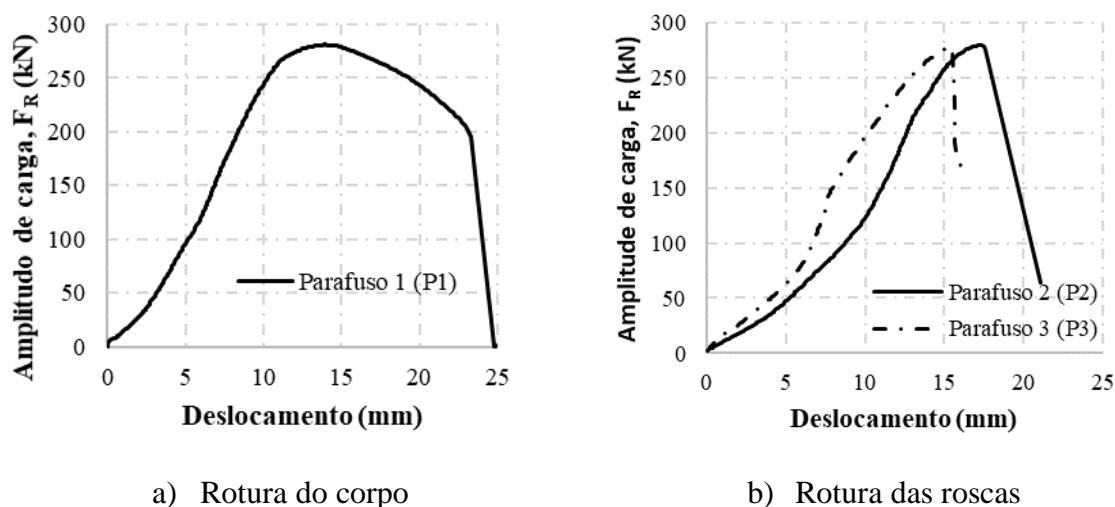


Figura 3.17 – Resultado do ensaio do parafuso.

O Quadro 3.10 apresenta os valores da capacidade resistente dos parafusos obtidas a partir dos ensaios experimentais.

Quadro 3.10 – Resistência à tracção dos parafusos.

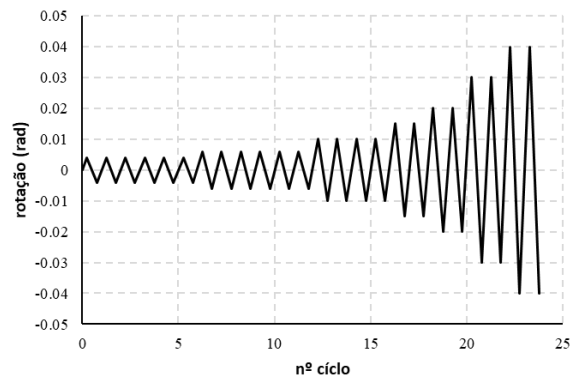
Ensaio	Parafuso	Classe	$F_R$ (kN)	$f_u$ (MPa)
1	M20	10.9	281	1147
2			279	1140
3			278	1134
<b>Média</b>			279	1141

### 3.5 Protocolo de carga

O protocolo de carga cíclico do espécimes foi estabelecido com base no protocolo de carga cíclico desenvolvido no âmbito do projeto “*EQUALJOINTS*” (Tsitos A. e Elghazouli A., 2016) para estruturas porticadas em zonas de elevada sismicidade. Este protocolo é definido em termos de rotação relativa entre cordas de vigas e pilares,  $\theta$ , de acordo com a Figura 3.18 - o protocolo deve ser continuado depois do ciclo correspondente a  $\theta$  igual a 0.04 rad aumentando de dois em dois ciclos o valor da rotação em 0.01 rad até que se verifique a rotura do espécime. Considera-se que o espécime entrou em rotura quando a envolvente cíclica na fase descendente atinge um nível de carga inferior a 80% da carga máxima suportada pelo espécime.

número de ciclos	$\theta$ (rad)
6	0.004
6	0.006
4	0.010
2	0.015
2	0.020
2	0.030
2	0.040

a) Valores das rotações aplicadas



b) Representação gráfica do Protocolo Simplificado

Figura 3.18 – Protocolo de carga simplificado para junta viga-pilar.

Na transposição do protocolo anterior referente as estruturas porticadas para o protocolo a aplicar ao T-Stub adotou-se uma abordagem conservadora em que se assumiu que:

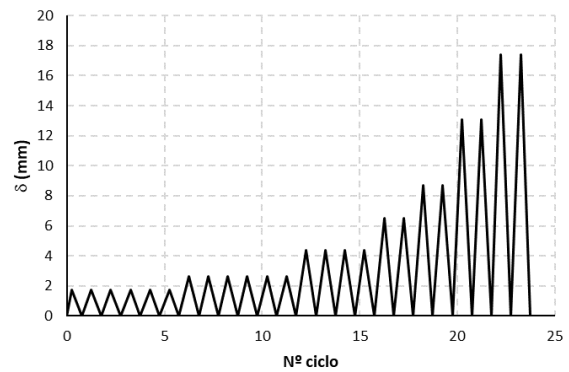
- (i) a totalidade da rotação tem origem na ligação, ou seja, as deformações por flexão das vigas e pilares e a deformação da alma do pilar ao corte são desprezáveis;
- (ii) a deformação da ligação tem origem somente no T-Stub;
- (iii) a deformação do T-Stub por compressão é desprezável;
- (iv) o centro de rotação está a uma distância  $z$  do eixo do T-Stub que se assume igual à distância entre os eixos dos banzos das vigas.

No cenário anterior, a relação entre a deformação a aplicar ao T-Stub ( $\delta$ ) e a rotação  $\theta$  é dada por  $\delta = z \times \tan(\theta)$  estando o protocolo de carga correspondente (Protocolo de Carga 1) representado na

Figura 3.19 para o qual foi assumido  $z = 435.4$  mm correspondente ao perfil de viga intermédio IPE450 das subestruturas, ensaiadas no âmbito do projeto “*EQUALJOINTS*” (Tsitos A. e Elghazouli A., 2016).

Número de ciclos	$\delta$ (mm)
6	1.74
6	2.61
4	4.35
2	6.53
2	8.71
2	13.06
2	17.42

a) Valores dos deslocamentos aplicados



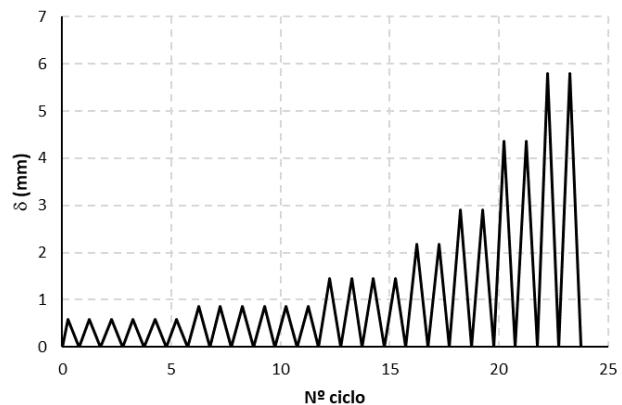
b) Representação gráfica do Protocolo

Figura 3.19 – Protocolo de carga 1.

Visto que a deformação a aplicar nos primeiros 6 ciclos do Protocolo de Carga 1 excede a capacidade de deformação elástica dos T-Stubs, como se irá comprovar no capítulo seguinte, optou-se utilizar um segundo protocolo de carga onde os deslocamentos a aplicar são iguais a 1/3 dos valores adotados para o Protocolo de Carga 1 (ver Figura 3.20), garantindo assim que nos primeiros ciclos não são introduzidas deformações plásticas nos espécimes (Protocolo de Carga 2).

Número de ciclos	$\delta$ (mm)
6	0.58
6	0.87
4	1.45
2	2.18
2	2.90
2	4.35
2	5.81

a) Valores dos deslocamentos aplicados



b) Representação gráfica do Protocolo

Figura 3.20 – Protocolo de carga 2.



## 4 ANÁLISE DE RESULTADOS

### 4.1 Introdução

O presente capítulo tem por objetivo apresentar os resultados dos ensaios experimentais, sendo ainda efetuada uma comparação entre os resultados experimentais e as estimativas que é possível obter recorrendo aos modelos apresentados na secção 2.

### 4.2 Comportamento monotónico

#### 4.2.1 Estimativa da relação força-deformação

A partir do modelo proposto por Piluso et al. (2001a,b) as relações força-deformação dos espécimes foram estimadas com base nas características geométricas e no comportamento reológico do material, ver Figura 4.1 e Quadro 4.1. O Quadro 4.1 mostra, através dos parâmetros  $\beta_u$  e  $\beta_{lim}$ , que é expectável um modo de rotura do tipo 1 para os espécimes do tipo A e do tipo 2 para espécimes do tipo B. Segundo o modelo, também é de antever uma capacidade de deformação plástica idêntica para os espécimes independentemente do modo rotura, sendo que os espécimes com modo de rotura do tipo 2 apresentam maior capacidade resistente (ver Figura 4.1).

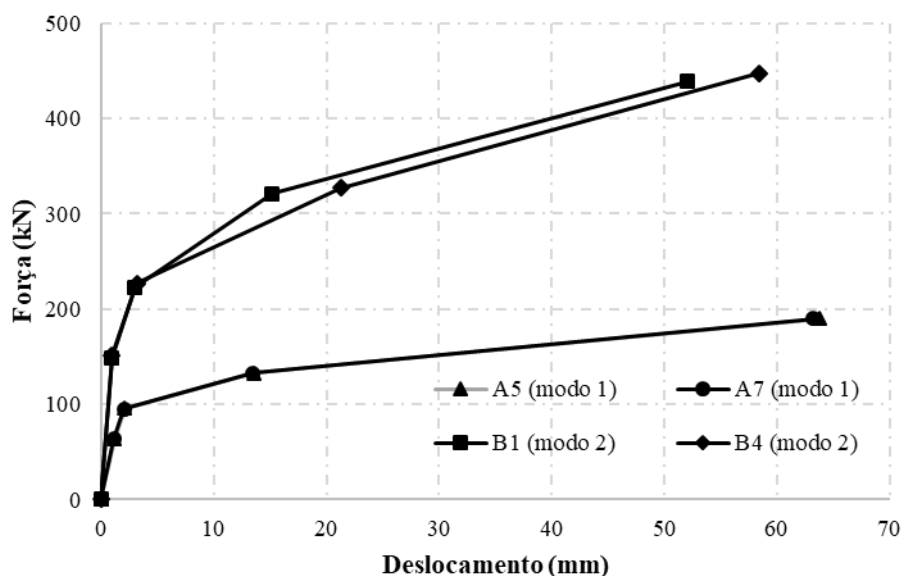


Figura 4.1 – Modelação analítica da relação força-deformação dos espécimes.

Quadro 4.1 – Parâmetros caracterizadores do comportamento dos T-Stubs de acordo com Jaspart e Weynand (2016) e o modelo proposto por Piluso et al. (2001a,b)

Espécimes	A5	B4	A7	B1
$\beta_u$	0.2498	0.7923	0.2492	0.7456
$\beta_{lim}$	0.4632	0.5762	0.4667	0.5734
<b>Modo de rotura</b>	Modo 1	Modo 2	Modo 1	Modo 2
$\delta_{u,teo}$ (mm)	63.84	58.44	63.27	52.00
$F_{u,teo}$ (kN)	190.16	447.52	189.70	447.52

#### 4.2.2 Resultado dos ensaios experimentais

Da observação dos provetes foi possível confirmar que, tal como previsto pela NP EN 1993-1-8 (2005) e pelo modelo apresentado na secção 2.2.3, nos espécimes do tipo A dá-se a plastificação total do banzo, com a formação de rótulas plásticas nos eixos dos parafusos e nas proximidades da ligação banzo-alma (Figura 4.2), formando assim mecanismo de rotura do tipo 1. Importa referir que, apesar de se verificar a rotura do parafuso no espécime A5 (Figura 4.2 (a)), essa não caracteriza o modo de rotura do espécime uma vez que o parafuso rompeu quando os banzos já se encontram totalmente plastificados com elevadas deformações, sendo a rotura do parafuso causada por flexão composta para um nível de deformações que já não é expectável que ocorram numa estrutura. Quanto aos espécimes do tipo B, a rotura dá-se pelos parafusos à tração com formação de rótulas plásticas nas proximidades da ligação banzo-alma (Figura 4.3), rotura característica de mecanismos do tipo 2.



a) Com pré-esforço – Espécime A5



b) Sem pré-esforço – Espécime A7

Figura 4.2 – Configuração deformada dos espécimes do tipo A.

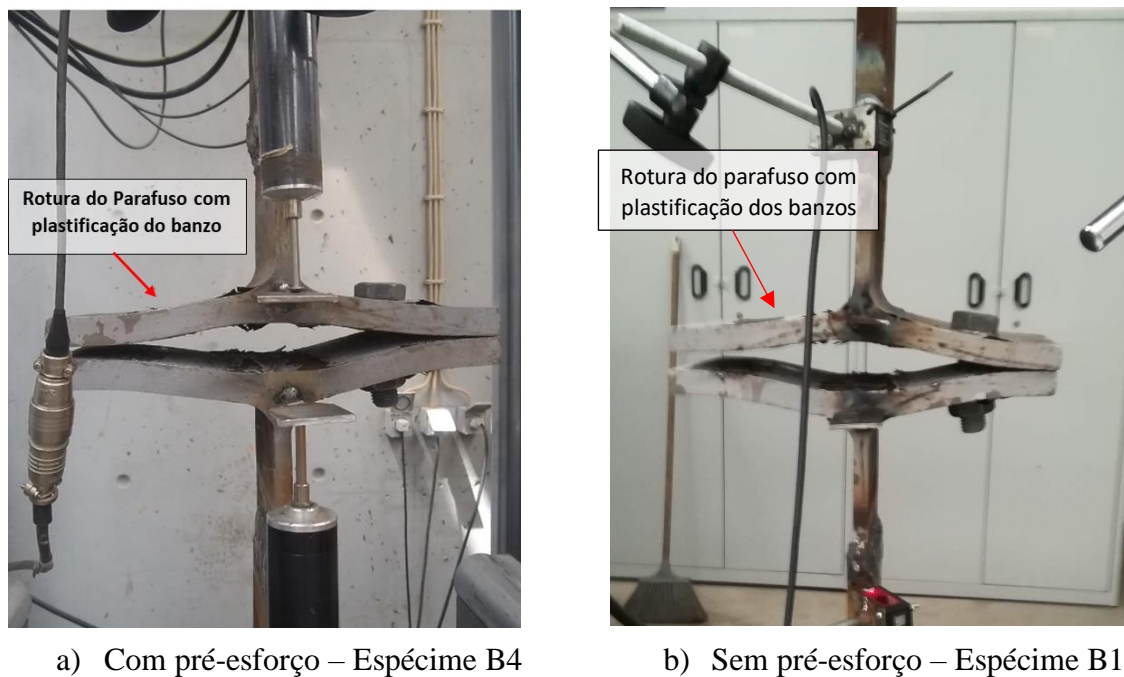


Figura 4.3 – Configuração deformada dos espécimes do tipo B.

No que diz respeito à ductilidade e a capacidade resistentes dos espécimes, a Figura 4.4 mostra que os espécimes que apresentam mecanismo de rotura do tipo 1 apresentam uma resistência menor, mas também apresentam uma grande capacidade de deformação plástica. Já os espécimes com mecanismo de rotura do tipo 2 apresentam uma capacidade de deformação plástica menor, mas apresentam também maior capacidade resistente. A mesma figura mostra ainda que o pré-esforço tem pouca influência no comportamento monotónico dos espécimes.

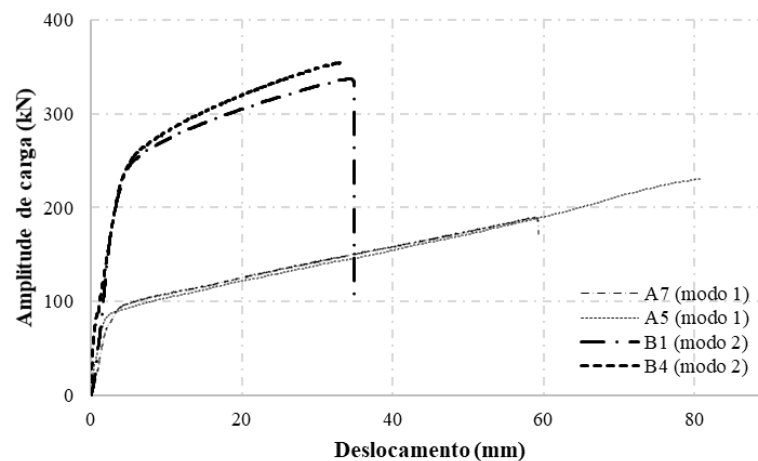


Figura 4.4 – Comportamento monotónico dos espécimes - resultados experimentais.

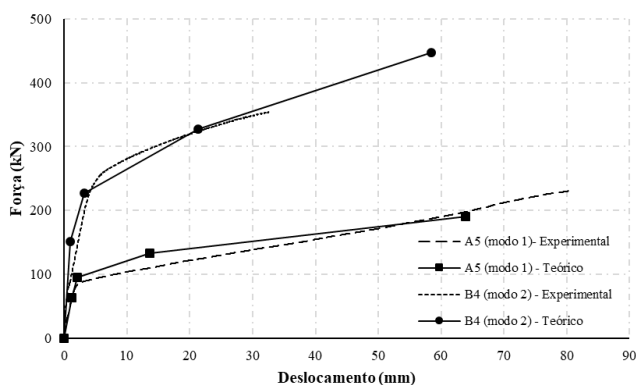
### 4.2.3 Análise comparativa dos resultados

O Quadro 4.2 apresenta a capacidade resistente dos espécimes de acordo com o modelo preconizado pela NP EN 1993-1-8 (2005) e os ensaios experimentais monotônicos. É de referir que a capacidade resistente dos espécimes obtido pela referida norma não é comparável a resistência última obtida experimentalmente, mas sim, a resistência correspondente a limite da fase elástica dos espécimes. Assim, o quadro mostra que em geral o modelo proposto pela referida norma apresenta uma estimativa do comportamento dos T-Stubs com grande afinidade com os resultados experimentais, principalmente para os espécimes do tipo A.

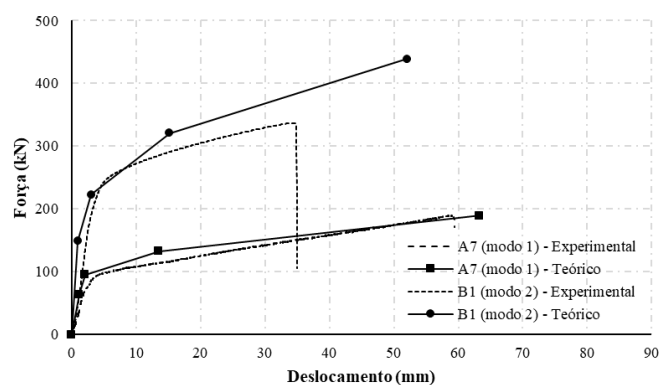
Quadro 4.2 – Resistência dos espécimes de acordo com a EN 1993-1-8 (2005) vs resultados experimentais.

Espécime	A5		A7		B1		B4		
	T-stub	S8	S14	S11	S12	L1	L2	L7	L8
<b>Modo de rotura</b>		Modo 1		Modo 1		Modo 2		Modo 2	
<b><math>F_{T,Rd}</math> (kN)</b>		89.21		91.95		289.96		310.00	
<b><math>F_{u,exp}</math> (kN)</b>		82.63		93.83		248.04		248.04	
<b><math>F_{T,Rd} / F_{u,exp}</math></b>		1.08		0.98		1.17		1.25	

Da comparação entre o modelo proposto por Piluso *et al.* (2008) e os resultados experimentais, nota-se que, em geral, o andamento da relação força-deformação estimada pelo modelo ajusta-se bastante bem ao comportamento experimental, como se pode ver na Figura 4.5. Em termos da resistência última e a capacidade de deformação, o modelo apresenta uma estimativa do comportamento dos T-Stubs com grande afinidade com os resultados experimentais nos provetes que apresentam modo de rotura tipo 1 (tipo A) mas apresenta uma estimativa demasiado conservadora para provetes que apresentam modo de rotura tipo 2 (tipo B) (ver Quadro 4.3).



a) Com pré-esforço



b) Sem pré-esforço

Figura 4.5 – Comportamento monotónico do T-Stub - modelo proposto por Piluso *et al.* (2008) vs resultados experimentais.

Quadro 4.4 – Comportamento monotónico do T-Stub - modelo proposto por Piluso *et al.* (2008) vs resultados experimentais.

Espécimes	Com Pré-esforço		Sem Pré-esforço	
	A5	B4	A7	B1
$\beta_u$	0.2498	0.7923	0.2492	0.7456
Mecanismo	Tipo 1	Tipo 2	Tipo 1	Tipo 2
$\delta_{u,teo}$ (mm)	63.84	58.44	63.27	52.00
$\delta_{u,exp}$ (mm)	80.83	32.97	58.88	34.36
$\delta_{u,exp} / \delta_{u,teo}$	1.27	0.56	0.93	0.66
$F_{u,teo}$ (kN)	190.16	447.52	189.70	447.52
$F_{u,exp}$ (kN)	231.01	354.20	189.69	337.04
$F_{u,exp} / F_{u,teo}$	1.21	0.79	1.00	0.75

### 4.3 Comportamento cíclico

#### 4.3.1 Estimativa do comportamento histerético

Com base no modelo proposto por Piluso e Rizzano (2008), o comportamento histerético dos espécimes foi estimado a partir das características geométricas e do comportamento reológico do material. As Figuras 4.6 e 4.7 apresentam a modelação do comportamento para os espécimes da série A para os protocolos de carga 1 e 2, respetivamente, e as Figuras 4.8 e 4.9 apresentam modelação dos espécimes da série B também para os protocolos de carga 1 e 2, respetivamente.

A publicação Piluso e Rizzano (2008) não apresentam toda a informação necessária para a implementação do modelo nem o modelo aparenta ser apropriado a reproduzir o comportamento de T-Tubs submetidos a ciclos de baixa amplitude de deformação. Desta forma foi necessário efetuar as seguintes adaptações:

- (i) para ciclos de baixa amplitude de deformação, onde se verifique que o ponto de inversão de carga de compressão para tração (ponto D) seja superior ao ponto A (ponto de inversão de carga de tração para compressão (ver Figura 2.13)), assume-se que não existe degradação de rigidez nem de capacidade resistente, ou seja, a energia dissipada acumulada mantém-se igual de ciclo para ciclo e a força máxima de compressão em

cada ciclo,  $F_j$ , é igual a média entre a força máxima de tração no ciclo,  $F_{max}$ , e a força correspondente a primeira condição de cedência,  $F_y$ , ( $F_{j,i} = \frac{F_{máx,i} + F_y}{2}$ );

(ii) para os restantes ciclos, onde se verifique que o ponto de inversão de carga de compressão para tração (ponto D) seja inferior ao ponto A (ponto de inversão de carga de tração para compressão (ver Figura 2.13)), admite-se que a força máxima de compressão em cada ciclo,  $F_j$ , é igual a média entre as forças máximas de tração do ciclo e do ciclo anterior ( $F_{j,i} = \frac{F_{máx,i} + F_{máx,i-1}}{2}$ );

(iii) em tração, a rigidez correspondente a fase de descarga é sempre igual a rigidez inicial,  $K_0$ ;

Importa referir que, uma vez que há um aumento contínuo da capacidade de carga em cada ciclo até se atingir o seu valor máximo, definido pela envolvente de carga monotónica, o modelo não consegue prever uma rotura prévia dos espécimes.

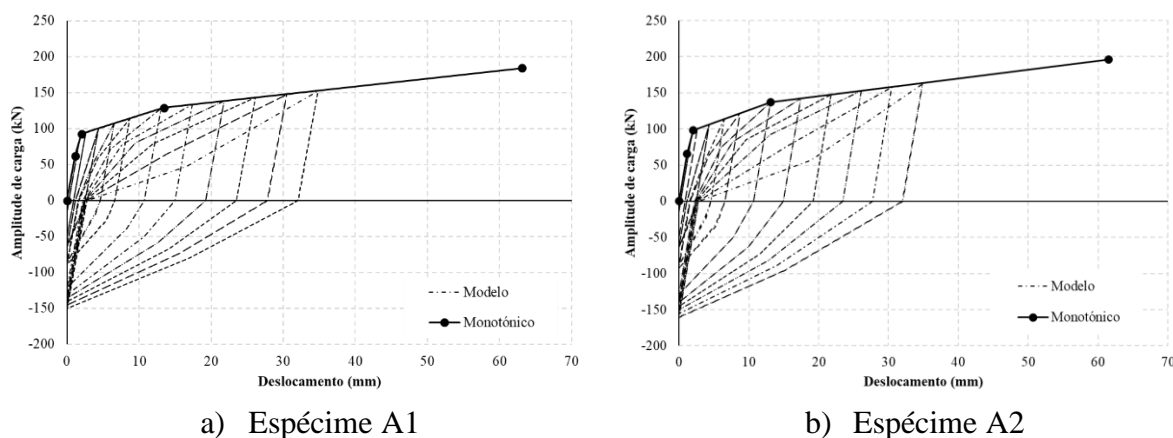


Figura 4.6 – Modelo cíclico - Protocolo de carga 1.

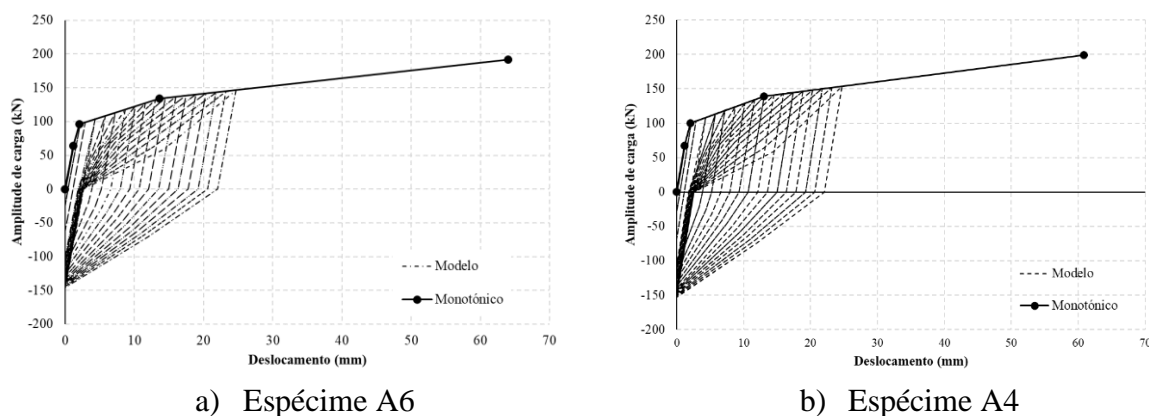


Figura 4.7 – Modelo cíclico - Protocolo de carga 2.

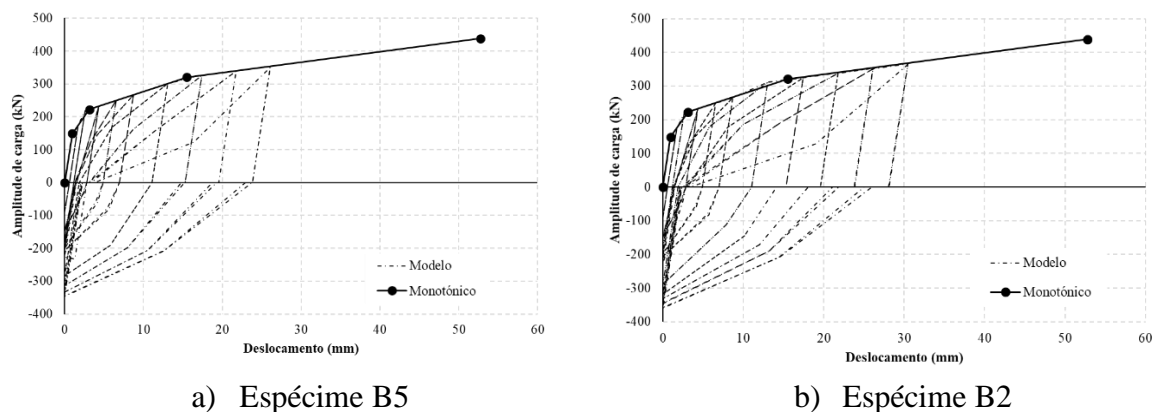


Figura 4.8 – Modelo cíclico - Protocolo de carga 1.

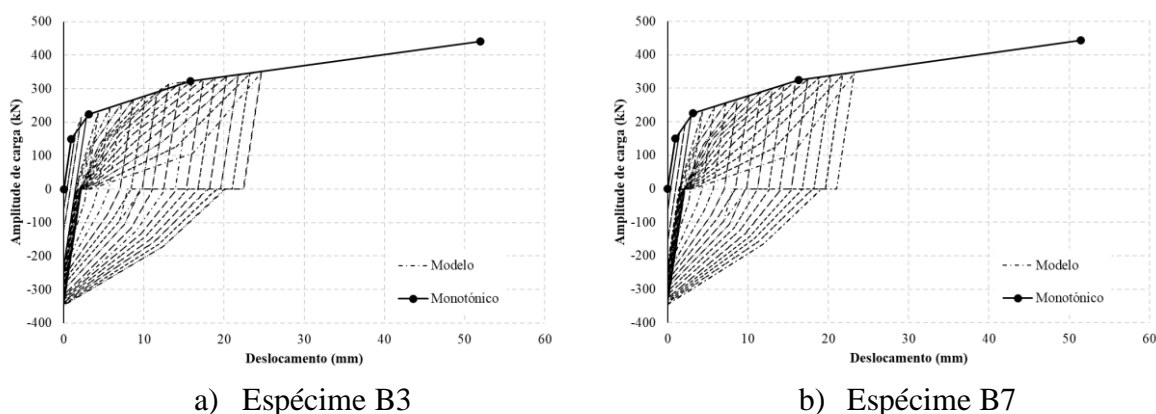


Figura 4.9 – Modelo cíclico - Protocolo de carga 2.

### 4.3.2 Resultados dos ensaios experimentais cíclicos

Foram realizados ensaios exploratórios das duas séries que se revelaram muito importantes uma vez que permitiram detetar e corrigir certas falhas no equipamento e na geometria dos espécimes. Através do ensaio apresentado na Figura 4.10 a) foi possível detetar que a máquina universal “*Servosis*” não permitia a realização dos ensaios cíclicos uma vez que o sistema de garras utilizadas não permite aplicar forças de compressão de forma eficaz. Perante essa dificuldade recorreu-se à máquina universal “*Walter + bai*”, onde foi realizado o segundo ensaio. Por sua vez, este segundo ensaio revelou que o comprimento dos elementos soldados às almas dos T-Stubs usadas para as prender às máquina de ensaio eram demasiadas compridas

provocando encurvadura por varejamento aquando da aplicação das cargas de compressão, ver Figura 4.10 b). De forma a diminuir o comprimento de encurvadura, as peças soldadas foram cortadas retirando 100 mm ao comprimento total. Os restantes ensaios cíclicos foram realizados com esta geometria na máquina universal “Walter + bai”.

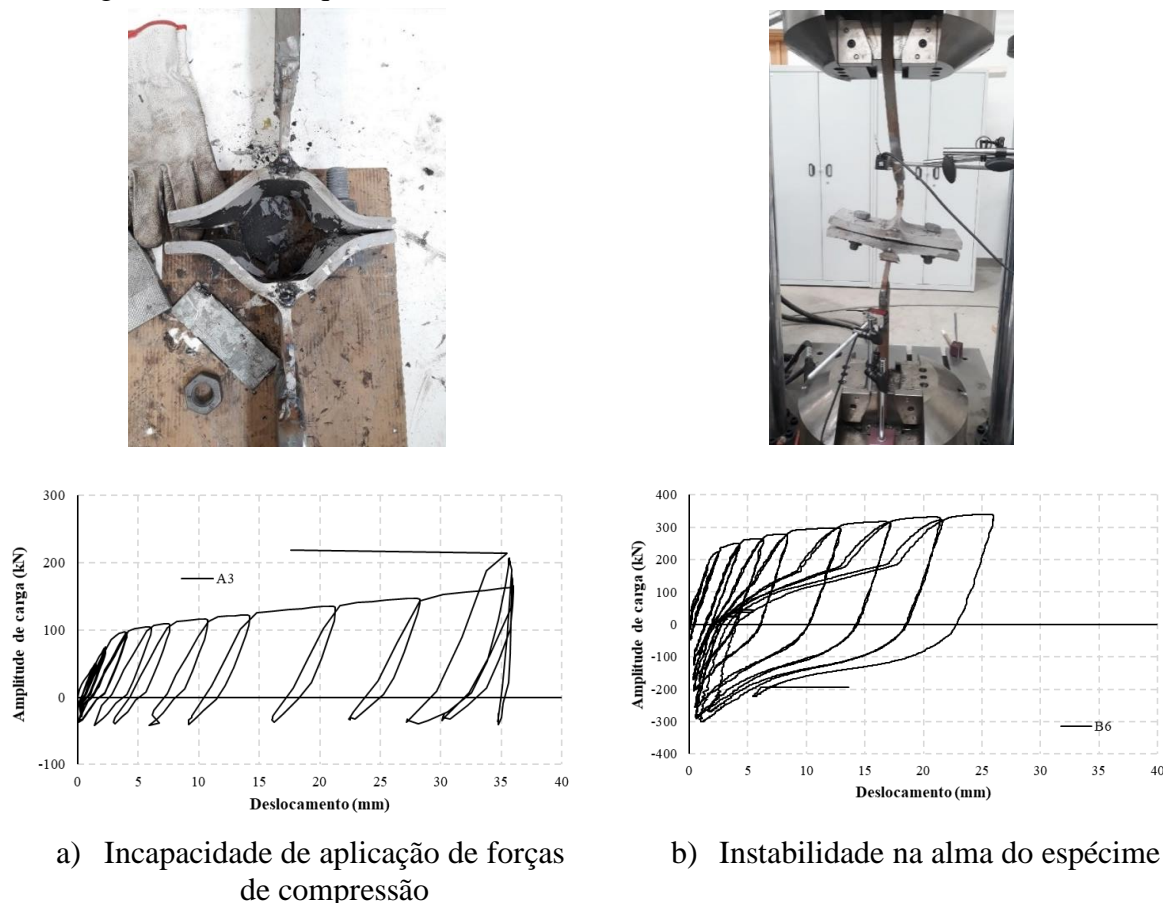
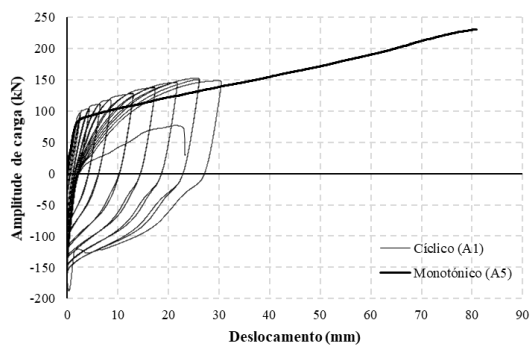
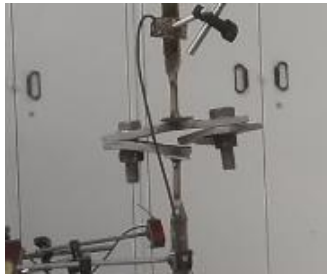


Figura 4.10 – Resultado dos ensaios cíclicos exploratórios.

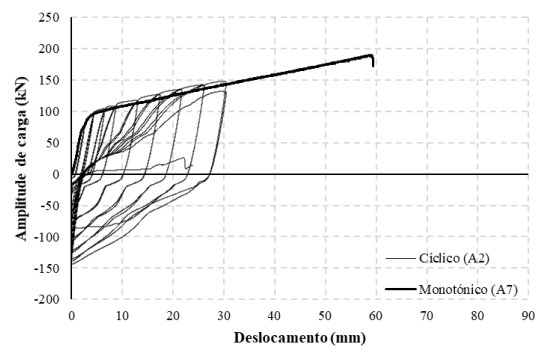
As Figuras 4.11 e 4.12 apresentam os resultados dos ensaios experimentais dos espécimes do tipo A, para os protocolos de carga 1 e 2, respetivamente e fotos dos provetes após o término dos ensaios. Da análise das fotos é possível observar que todos os espécimes exibem o mesmo modo de rotura, fratura total de um dos banzos nas proximidades da zona de ligação banzo-alma, independentemente do protocolo de carga usado ou do tipo de aperto dos parafusos. É de sublinhar que, sob carregamento cíclico, esta série de espécimes apresenta uma clara redução da capacidade de deformação plástica quando comparado com os resultados dos ensaios monotónicos, sendo que os espécimes ensaiados com protocolo de carga 2 conduzem a uma maior redução. Quanto ao pré-esforço, é de referir que os espécimes com pré-esforço apresentam tensões instaladas superiores ao observado sob carregamento monotónico para o mesmo nível de deformações, ver Figuras 4.11 a) e 4.12 a). Os espécimes sem pré-esforço apresentam escorregamento elevado nas zonas de inversão de carga (*pinching*), ou seja,



apresentam deformações elevadas para níveis de amplitude de carga muito reduzidos (Figuras 4.11 b) e 4.12 b)), sendo este fenómeno praticamente inexistente nos espécimes pré-esforçados.



a) Com pré-esforço



b) Sem pré-esforço

Figura 4.11 – Protocolo de Carga 1.

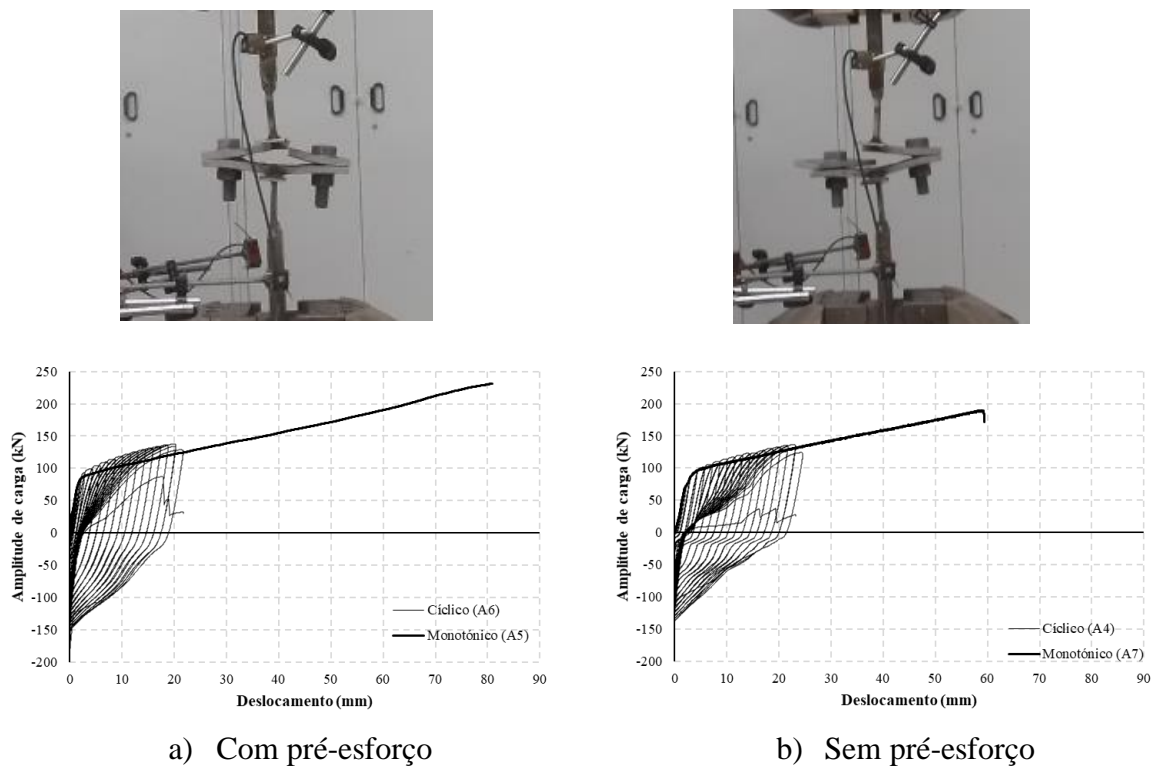


Figura 4.12 – Protocolo de Carga 2.

Quanto aos espécimes da série B, todos apresentaram a mesma rotura exibida nos ensaios monotônicos, ou seja, rotura dos parafusos com plastificação dos banzos, independentemente do protocolo de carga ou tipo de aperto (Figura 4.13 e 4.14). Tal como se viu para os espécimes da série A, também para esta série o protocolo de carga tem uma influência importante na capacidade de deformação. Os espécimes ensaiados recorrendo ao protocolo de carga 1, apresentam praticamente a mesma capacidade de deformação observada nos ensaios monotônicos (Figura 4.13) enquanto que os ensaiados com protocolo de carga 2 apresentam uma redução de cerca de 30% na capacidade de deformação quando comparado com os resultados dos ensaios monotônicos (Figura 4.14). No que diz respeito ao aperto dos parafusos, não foi notada grande influência do pré-esforço no ajuste da curva da envolvente de carga monotónica com a curva do comportamento cíclico. Tal como se viu na série A, também para esta série de espécimes os pontos de inversão de carga, de tração para compressão, são caracterizados por um escorregamento pronunciado para amplitude de carga praticamente nula nos provetes sem pré-esforço.

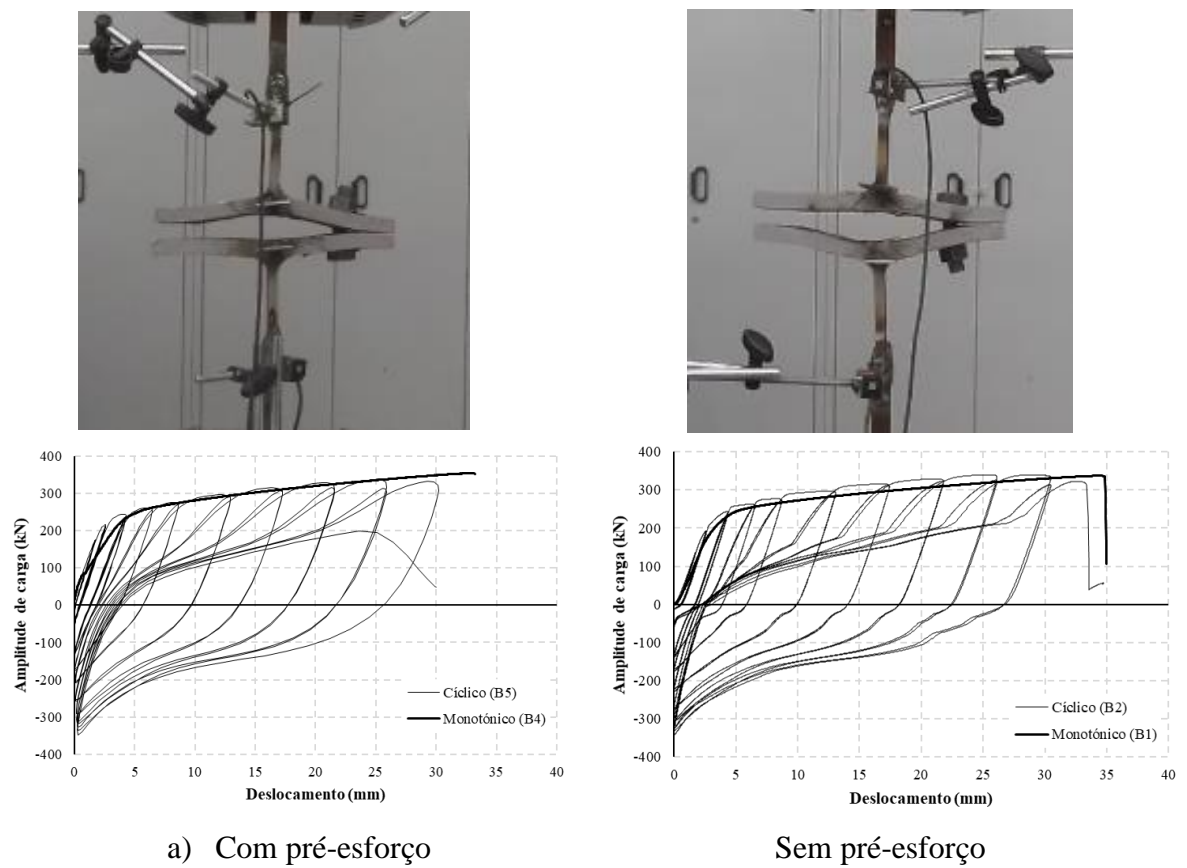


Figura 4.13 – Protocolo de Carga 1.

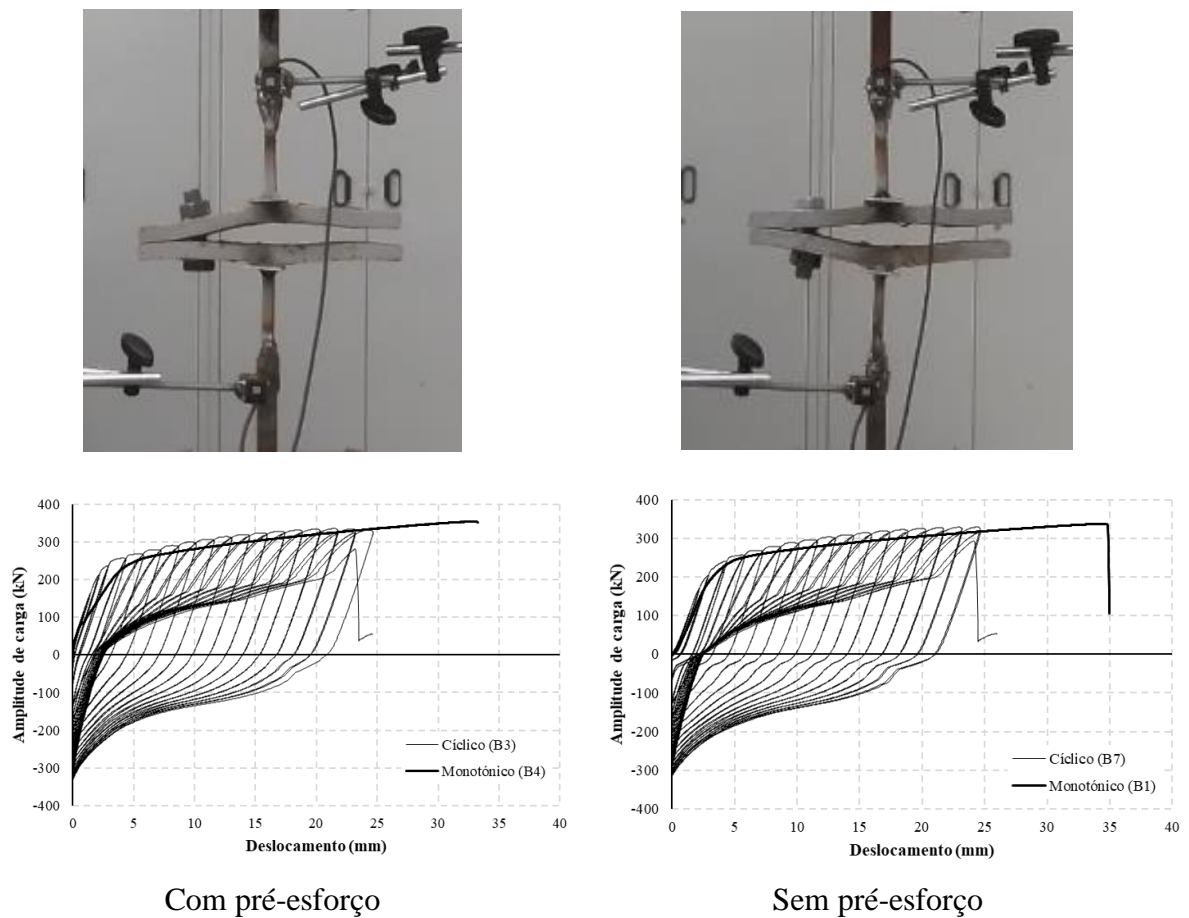


Figura 4.14 – Protocolo de Carga 2.

### 4.3.3 Análise comparativa dos resultados

As Figuras 4.15 e 4.16 permitem comparar o comportamento cíclico dos T-Stubs através do modelo proposto por Piluso e Rizzano (2008) com os resultados experimentais. Nota-se que o modelo apresenta uma boa correspondência com o comportamento experimental dos espécimes do tipo A, principalmente quando pré-esforçados, independentemente do protocolo de carga (Figura 4.15 a) e 4.16 a)). Uma vez que este modelo não prevê o fenómeno de escorregamento (*pinching*) para mecanismos do tipo 1, revelou-se menos preciso na simulação deste fenómeno para espécimes sem pré-esforço (ver Figura 4.15 b) e 4.16 b)).

Quanto aos espécimes do tipo B, o modelo apresenta uma correspondência mais pobre em relação aos resultados experimentais do que os do tipo A, sendo o desfaseamento mais pronunciado nos espécimes pré-esforçados – a menor correspondência nestes casos deve-se ao facto do modelo incorporar na sua formulação o fenómeno de escorregamento, que não se verificou experimentalmente. Como os espécimes sem pré-esforço apresentam um ligeiro escorregamento (ver Figura 4.17 b) e 4.18 b)), o modelo ajusta-se um pouco melhor ao comportamento experimental exibido.

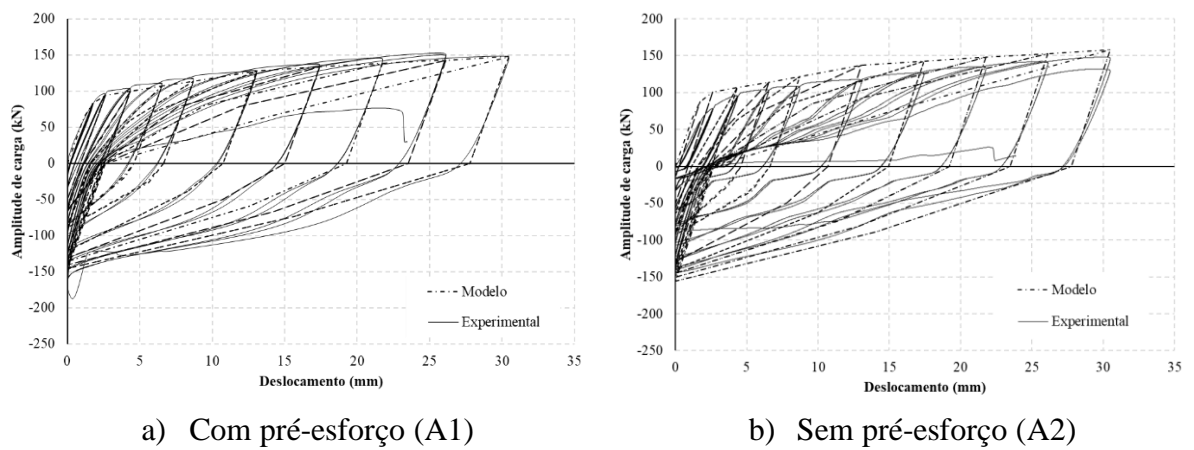


Figura 4.15 – Protocolo de carga 1.

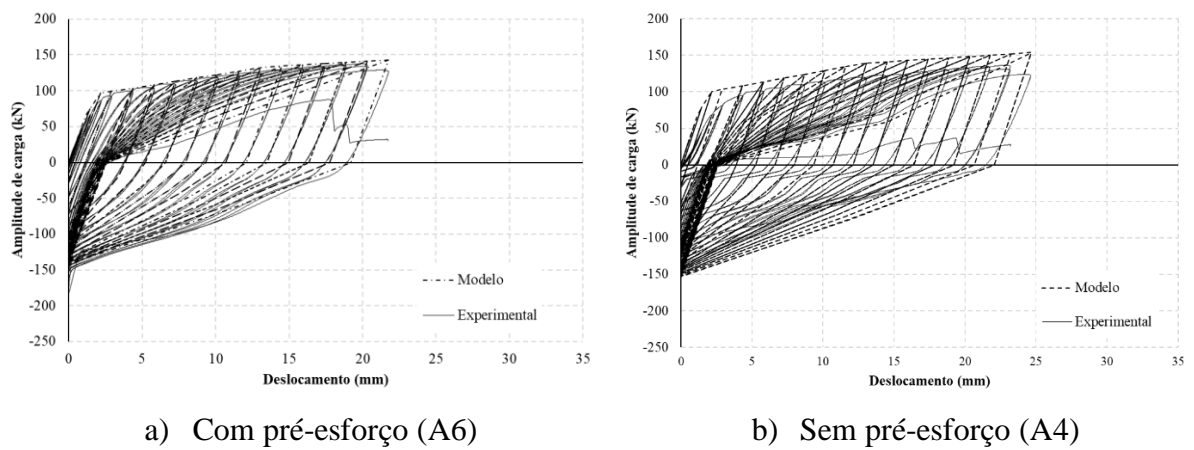
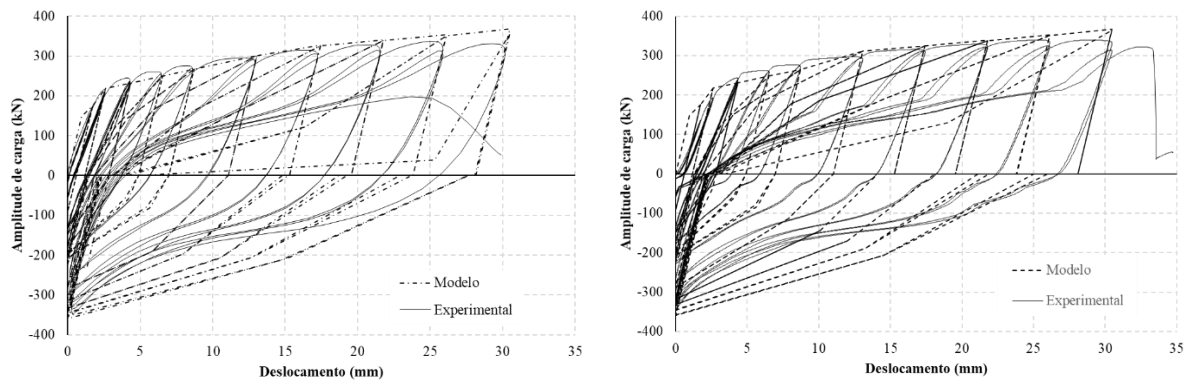


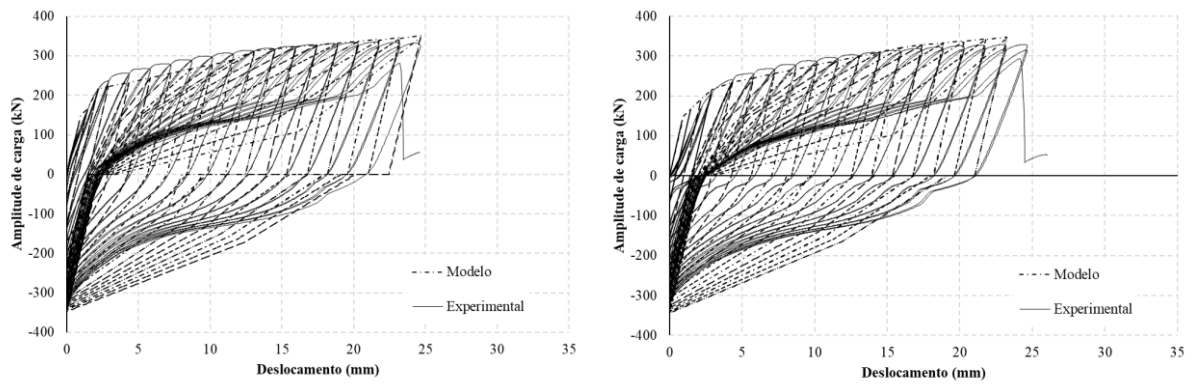
Figura 4.16 – Protocolo de carga 2.



a) Com pré-esforço (B5)

b) Sem pré-esforço (B2)

Figura 4.17 – Protocolo de carga 1.



a) Com pré-esforço (B3)

b) Sem pré-esforço (B7)

Figura 4.18 – Protocolo de carga 2

## 5 CONCLUSÕES

### 5.1 Considerações finais

Esta dissertação teve por objetivo a caracterização experimental do comportamento de T-Stubs e a avaliação das estimativas para esse comportamento obtida com base nos modelos propostos na NP EN 1993-1-8 (2005), por Piluso *et al.* (2008, a e b) e por Piluso e Rizzano (2008). Desta forma foi levada a cabo uma campanha experimental em que o comportamento experimental monotónico e cíclico de T-Stubs foi avaliado adotando dois protocolos de carga baseados no protocolo desenvolvido no projeto “*EQUALJOINTS*”. O material dos T-Stubs foi também caracterizado recorrendo a ensaios de tração uniaxiais.

A comparação dos resultados experimentais dos ensaios monotónicos com o modelo proposto pela NP EN 1993-1-8 (2005) revelou que esta norma, em geral permite estimar o comportamento dos T-Stubs com grande afinidade com os resultados experimentais. O modelo proposto por Piluso *et al.* (2008, a e b) apresentou, em geral, uma boa correspondência com resultados dos ensaios experimentais monotónicos, no entanto, em termos da resistência última e a capacidade de deformação o modelo revelou-se demasiado conservador para espécimes do tipo B.

Comparando os resultados dos ensaios experimentais cíclicos com o modelo desenvolvido por Piluso e Rizzano (2008), conclui-se que, em geral, este último permite caracterizar com grande precisão o comportamento real dos espécimes do tipo A, ou seja, os espécimes com mecanismo de rotura do tipo 1, independentemente do protocolo de carga usado. Tendo em conta o tipo de aperto, a precisão é maior para espécimes sujeitos a pré-esforço. Já para os espécimes do tipo B, com mecanismo de rotura do tipo 2, o modelo revelou uma correspondência pior em relação aos resultados experimentais.

### 5.2 Desenvolvimentos futuros

A partir deste trabalho sugere-se, para desenvolvimentos futuros, realização de ajustes ao modelo proposto por Piluso e Rizzano (2008) de forma a descrever ciclos de pequenas amplitudes, determinando a degradação da rigidez e da força, através da quantificação da capacidade de dissipação de energia e a respetiva validação experimental.

---

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Beg D., Zupančič E. e Vayas I. (2004). On the rotation capacity of moment connections. *Journal of Constructional Steel Research*; 60:601-620, 2004.
- Costa A., 1993. Acção dos Sismos e o Comportamento das Estruturas. Tese de Doutoramento, Universidade do Porto.
- De Martino, A., Faella, C. e Mazzolani, F.M. (1984). Simulation of Beam-to-Column Joint Behaviour under Cyclic Loads. *Costruzioni Metalliche* 6, 346-356, 1984.
- Della Corte, G., De Matteis, G. e Landolfo, R. (2000). Influence of Connection Modelling on Seismic Response of Moment Resisting Steel Frames. In: Mazzolani F.M., (ed.). *Moment resistant connections of steel buildings frames in seismic areas*, E. & F.N. Spon, London, 2000.
- EN 14399-3:2005. High-strength structural bolting assemblies for preloading - Part 3: System HR - Hexagon bolt and nut assemblies. European Committee for Standardization (CEN).
- EN 14399-4:2005-06. High-strength structural bolting assemblies for preloading - Part 3: System HV - Hexagon bolt and nut assemblies. European Committee for Standardization (CEN).
- EN 1090-2:2008. Execution of steel structures and aluminium structures - Part 2: Technical requirements for steel structures. European Committee for Standardization (CEN), Brussels.
- NP EN 1993-1-8, Eurocódigo 3. 2005. Projecto de estruturas de aço. Parte 1-8: Projecto de ligações. European Committee for Standardization (CEN), Brussels.
- ISO 6892-1:2009. Metallic materials - Tensile Testing - Part 1: Method of the at room temperature, August 2009. International Organization for Standardization, Switzerland.
- Jaspart JP. (1991). Study of the semi-rigid behaviour of beam-to-column joints and of its influence on the stability and strength of steel building frames. PhD thesis (in French). University of Liège, Liège, Belgium, 1991.
- Jaspart J. P. (1997). Contributions to recent advances in the field of steel joints – column bases and further configurations for beam-to-column joints and beam splices. Aggregation thesis. University of Liège, Liège, Belgium, 1997.
- Jaspart, J. P., e Weynand, K. (2016). Design of Joints in Steel and Composite Structures. European Convention for Constructional Steelwork (ECCS).
- Landolfo, R., (2017). EQUALJOINTS: European Pre-Qualified Steel Joints - Final Report
-



- (Vol. 9424). European Commission, Brussels.
- Nogueiro, P. N. G. (2009). Comportamento Cíclico de Ligações Metálicas. Tese de Doutorado, Universidade de Coimbra.
- Oliveira, C. de R. (2011). Estudo do comportamento de uma junta viga-pilar. Tese de Mestrado, Instituto Politécnico de Viseu.
- Piluso, V., Rizzano, G., e Faella, C. (2001a). Ultimate Behavior of Bolted T-Stubs - I. Theoretical Model. *Journal of Structural Engineering*, (June 2001).
- Piluso, V., Rizzano, G., e Faella, C. (2001b). Ultimate Behavior of Bolted T-stubs - II. Model Validation. *Journal of Structural Engineering*, 9445(June 2001), 694–704.
- Piluso, V., e Rizzano, G. (2008). Experimental analysis and modelling of bolted T-stubs under cyclic loads. *Journal of Constructional Steel Research*, 64(6), 655–669.
- Richard, R.M. e Abbott, B.J. (1975). Versatile Elasto-Plastic Stress-Strain Formula. *Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE* 101, EM4, 511-515.
- Silva, L., e Santiago, A. (2003). Manual de ligações metálicas. Associação Portuguesa de Construção Metálica e Mista (CMM).
- Simões, R., Silva, L. e Cruz P. (2001). Cyclic Behaviour of end-plate beam-to-column composite joints. *International Journal of Steel and Composite Structures* 1(3), 355-376.
- Simões, R. (2008). Apontamentos de estruturas metálicas (2007/2008). Universidade de Coimbra.
- Swanson, J. A. (1999). Characterization of the strength, stiffness and ductility behavior of T-stub connections. PhD dissertation, Georgia Institute of Technology, Atlanta, USA, 1999.
- Tsitos A. e Elghazouli A. (2016). EQUALJOINTS: Selection of Loading Protocols – Deliverable D-WP3-1. Research Fund for Coal and Steel, 1-31.
- Zoetemeijer, P. A. (1974). A design method for the tension side of statically loaded, bolted beam-to-column connections. *Heron*; 20(1), Delft, 1974.
- Zoetemeijer, P. A. (1983a). Summary of the research on bolted beam-to-column connections (period 1978 - 1983), Report no. 6-85-M, Steven Laboratory, Delft, 1974.
- Zoetemeijer, P. A. (1983b). Proposal for standardisation of extended end plate connection based on test results - Test and analysis, Rep. no. 6-83-23, Steven Laboratory, Delft, 1974.

## ANEXO

Quadro A-1 – Geometria dos T-Stubs.

<b>T-Stub</b>	<b>B mm</b>	<b>b mm</b>	<b>w mm</b>	<b>t<sub>f</sub> mm</b>	<b>t<sub>w</sub> mm</b>	<b>R mm</b>	<b>m mm</b>	<b>n mm</b>
<b>S1</b>	200	100.46	127.91	9.74	7.00	18.00	46.06	36.05
<b>S2</b>	200	101.83	129.35	9.69	7.00	18.00	46.78	35.33
<b>S3</b>	200	100.48	128.41	9.85	7.00	18.00	46.31	35.80
<b>S4</b>	200	101.10	129.21	10.24	7.00	18.00	46.71	35.40
<b>S5</b>	200	101.84	128.64	9.93	7.00	18.00	46.42	35.68
<b>S6</b>	201	101.64	127.80	9.89	7.00	18.00	46.00	36.60
<b>S7</b>	201	101.39	129.24	10.27	7.03	18.00	46.71	35.88
<b>S8</b>	201	100.89	130.54	9.96	6.96	18.00	47.39	35.23
<b>S9</b>	201	101.30	130.21	9.93	7.00	18.00	47.21	35.40
<b>S10</b>	201	101.40	130.89	10.08	6.98	18.00	47.56	35.06
<b>S11</b>	201	101.10	129.74	9.90	7.00	18.00	46.97	35.63
<b>S12</b>	201	101.41	129.12	9.86	6.99	18.00	46.67	35.94
<b>S13</b>	201	101.38	127.84	9.93	6.99	18.00	46.03	36.58
<b>S14</b>	201	101.77	129.68	9.92	6.99	18.00	46.95	35.66
<b>L1</b>	279	126.24	158.89	17.59	11.00	24.00	54.75	60.06
<b>L2</b>	279	126.50	160.59	17.59	11.00	24.00	55.60	59.21
<b>L3</b>	279	123.60	160.48	17.99	10.97	24.00	55.56	59.26
<b>L4</b>	279	126.33	161.45	17.78	10.98	24.00	56.04	58.78
<b>L5</b>	278	125.53	158.56	18.01	10.98	24.00	54.59	59.72
<b>L6</b>	279	125.71	160.58	17.58	10.99	24.00	55.60	59.21
<b>L7</b>	279	125.85	158.26	18.03	10.97	24.00	54.45	60.37
<b>L8</b>	279	126.36	159.34	18.12	10.99	24.00	54.98	59.83
<b>L9</b>	279	125.86	159.42	18.05	10.97	24.00	55.03	59.79
<b>L10</b>	279	125.67	161.79	17.55	10.98	24.00	56.21	58.61
<b>L11</b>	278	126.52	159.03	17.63	10.99	24.00	54.82	59.49
<b>L12</b>	279	126.38	158.94	18.21	10.98	24.00	54.78	60.03
<b>L13</b>	279	126.10	158.40	17.65	10.98	24.00	54.51	60.30
<b>L14</b>	279	126.62	159.15	17.89	10.99	24.00	54.88	59.93

Quadro A-2 - Cálculo da resistência à tração dos T-Stubs do tipo S.

T-stub	Resistência dos T-Stub													
	Modo1												Modo2	Modo3
	leff,cp (mm)	leff,nc (mm)	leff,1 (mm)	leff,2 (mm)	leff = b (mm)	Mpl,1,Rd (kNmm)	Mpl,2,Rd (kNmm)	n	FT,1,Rd (kN)	FT,2,Rd (kN)	FT,3,Rd (kN)	Modo de Ruptura		
S1	245.33	164.96	164.96	164.96	100.46	856.95	856.95	36.05	90.31	236.00	490.00	Modo 1		
S2	248.66	166.48	166.48	166.48	101.83	859.74	859.74	35.33	89.21	231.78	490.00	Modo 1		
S3	245.94	165.22	165.22	165.22	100.48	876.59	876.59	35.80	91.88	234.99	490.00	Modo 1		
S4	247.96	166.15	166.15	166.15	101.10	952.29	952.29	35.40	98.96	234.45	490.00	Modo 1		
S5	247.64	166.05	166.05	166.05	101.84	902.04	902.04	35.68	94.31	234.92	490.00	Modo 1		
S6	246.33	165.79	165.79	165.79	101.64	893.93	893.93	36.60	94.20	238.76	490.00	Modo 1		
S7	247.93	166.44	166.44	166.44	101.39	960.63	960.63	35.88	99.69	236.15	490.00	Modo 1		
S8	249.82	167.27	167.27	167.27	100.89	899.03	899.03	35.23	91.95	230.70	490.00	Modo 1		
S9	249.83	167.30	167.30	167.30	101.30	898.16	898.16	35.40	92.22	231.72	490.00	Modo 1		
S10	250.88	167.76	167.76	167.76	101.40	925.49	925.49	35.06	94.33	230.33	490.00	Modo 1		
S11	248.76	166.81	166.81	166.81	101.10	890.08	890.08	35.63	91.85	232.92	490.00	Modo 1		
S12	247.92	166.45	166.45	166.45	101.41	886.50	886.50	35.94	92.07	234.65	490.00	Modo 1		
S13	246.12	165.68	165.68	165.68	101.38	897.96	897.96	36.58	94.57	238.73	490.00	Modo 1		
S14	249.36	167.12	167.12	167.12	101.77	900.51	900.51	35.66	92.97	233.33	490.00	Modo 1		

Quadro A-3 - Cálculo da resistência à tração dos T-Stubs do Tipo B.

T-stub	Resistência dos T-Stub													
	Modo1												Modo2	Modo3
	leff,cp (mm)	leff,nc (mm)	leff,1 (mm)	leff,2 (mm)	leff = b (mm)	Mpl,1,Rd (kNmm)	Mpl,2,Rd (kNmm)	n mm	FT,1,Rd (kN)	FT,2,Rd (kN)	FT,3,Rd (kN)	Modo de Rótura		
L1	298.46	210.26	210.26	210.26	126.24	3512.15	3512.15	60.06	294.26	317.52	490.00	Modo 1		
L2	301.56	211.64	211.64	211.64	126.50	3517.38	3517.38	59.21	289.96	313.98	490.00	Modo 1		
L3	299.67	210.72	210.72	210.72	123.60	3594.87	3594.87	59.26	296.57	315.53	490.00	Modo 1		
L4	303.02	212.29	212.29	212.29	126.33	3590.99	3590.99	58.78	293.59	313.40	490.00	Modo 1		
L5	297.07	209.29	209.29	209.29	125.53	3659.13	3659.13	59.72	307.62	320.02	490.00	Modo 1		
L6	301.11	211.42	211.42	211.42	125.71	3493.43	3493.43	59.21	287.98	313.57	490.00	Modo 1		
L7	296.88	209.54	209.54	209.54	125.85	3678.65	3678.65	60.37	310.00	321.72	490.00	Modo 1		
L8	299.33	210.65	210.65	210.65	126.36	3728.47	3728.47	59.83	311.01	320.31	490.00	Modo 1		
L9	299.01	210.49	210.49	210.49	125.86	3685.07	3685.07	59.79	307.09	319.36	490.00	Modo 1		
L10	302.51	212.01	212.01	212.01	125.67	3478.42	3478.42	58.61	283.48	310.72	490.00	Modo 1		
L11	298.91	210.16	210.16	210.16	126.52	3535.97	3535.97	59.49	295.96	316.87	490.00	Modo 1		
L12	298.77	210.41	210.41	210.41	126.38	3768.27	3768.27	60.03	315.50	321.85	490.00	Modo 1		
L13	297.52	209.84	209.84	209.84	126.10	3532.23	3532.23	60.30	297.28	318.89	490.00	Modo 1		
L14	298.77	210.39	210.39	210.39	126.62	3641.87	3641.87	59.93	304.34	319.21	490.00	Modo 1		