

João Paulo Veludo Vieira Pereira

REFORÇO DE FUNDAÇÕES COM MICRO-ESTACAS.  
LIGAÇÃO AÇO/CALDA/BETÃO

Dissertação de doutoramento na área científica de Engenharia Civil, na especialidade de Mecânica das Estruturas e dos Materiais orientada pelo Professor Doutor Eduardo Júlio e pelo Professor Doutor Paulo Pinto e apresentada ao Departamento de Engenharia Civil da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra

Agosto de 2012



UNIVERSIDADE DE COIMBRA



*“à minha menina”*



## Resumo

A reabilitação do património edificado é atualmente o segmento prioritário no sector da construção e um dos maiores desafios da engenharia civil. Neste contexto, as intervenções em edifícios e pontes de betão armado exigem frequentemente o reforço das suas fundações. Uma das soluções mais utilizadas consiste na aplicação de micro-estacas.

Um dos aspetos mais importantes quando se recorre a esta solução de reforço é a sua ligação à estrutura existente. Uma das soluções correntemente utilizadas consiste na amarração direta da micro-estaca, através da selagem desta com calda de cimento não retrátil num furo previamente executado na fundação. Nestas situações, o mecanismo de transferência de carga depende da tensão de aderência mobilizada nas interfaces aço / calda e calda / betão. Sendo os atuais regulamentos de estruturas de betão omissos em relação a este tipo de ligação, o seu dimensionamento é baseado exclusivamente no conhecimento empírico e em regras de boa prática. Acresce que os trabalhos de investigação realizados nesta área são praticamente inexistentes. O único relevante no contexto do presente estudo o desenvolvido por Gómez *et al.* (2005), sobre ligações de micro-estacas solicitadas à compressão, essencialmente de tubos lisos, seladas em blocos de betão armado.

Os principais objetivos desta tese são: (i) quantificar a influência de diversos parâmetros na aderência das interfaces aço / calda / betão de micro-estacas seladas, de tubos lisos e texturados, solicitadas à compressão e à tração; e (ii) apresentar uma proposta para o dimensionamento e a pormenorização deste tipo de ligações.

Para atingir os objetivos propostos foi realizado um trabalho experimental dividido em três fases, complementado inicialmente com um estudo sobre a calda de selagem a utilizar. Na primeira fase e segunda fase foram realizados ensaios à compressão com micro-estacas de tubos lisos seladas em tubos de PVC, em tubos aço e em blocos de betão armado com o objetivo de quantificar a influência na tensão de aderência na interface aço / calda dos seguintes parâmetros: (i) diâmetro do furo; (ii) comprimento de selagem; e (iii) confinamento passivo. De igual modo, na segunda fase, investigou-se o comportamento de ligações com micro-estacas de tubos texturados com anéis metálicos, seladas em blocos de betão armado e

solicitadas à compressão, com o objetivo de quantificar a influência na tensão de ruptura da aderência nas interfaces aço / calda / betão dos seguintes parâmetros: (i) diâmetro do furo; (ii) comprimento de selagem; (iii) rugosidade da superfície do furo; e (iv) confinamento lateral (ativo) com varões pré-esforçados. Na terceira fase, foram realizados ensaios de tração com micro-estacas de tubos lisos e texturados, seladas em blocos de betão, com o objetivo definido para a segunda fase.

Concluiu-se que para micro-estacas de tubos lisos os parâmetros que mais condicionam a aderência nas interfaces referidas são o diâmetro do furo, o confinamento passivo e a resistência da calda e do betão. De igual modo, concluiu-se que para micro-estacas de tubos texturados a capacidade da ligação é muito superior à obtida com micro-estacas de tubos lisos. Neste último caso, os parâmetros fundamentais que afetam a aderência são a rugosidade da superfície do furo, o diâmetro do furo, o comprimento de selagem, o confinamento ativo e passivo, e a resistência da calda e do betão.

Com base nos resultados obtidos e na análise dos modos de ruptura obtidos é proposta uma expressão de dimensionamento para ligações seladas com micro-estacas de tubos lisos e uma metodologia de dimensionamento de ligações com micro-estacas com tubos texturados com anéis metálicos soldados.

# Abstract

The rehabilitation of the built heritage is presently the priority branch in the construction sector and a major challenge for civil engineering. In this context, interventions in reinforced concrete buildings and bridges often require the strengthening of their foundations. The application of micro-piles is currently one of the most used solutions.

One of the most important aspects when using this solution is its connection to the structure. One of the most commonly used solutions consists in applying micro-piles through pre-drilled holes. After the micropile is installed, the hole is filling with non-shrink grout. In these cases the load transfer mechanism depends on the bond stress at steel / grout and grout / concrete interfaces. Current codes of reinforced concrete structures neglected this type of connection and the design is based on empirically and good practice rules. On the other hand, few experimental studies have been conducted on this subject. In the context of the present study, the only relevant work was carried by Gómez *et al.* (2005), who have performed push-out tests, mainly comprising smooth micro-piles, grouted in reinforced concrete blocks.

The main purpose of this research is: (i) to quantify the influence of several parameters on the bond strength at steel / grout / concrete interfaces of micro-piles, of smooth and textured surfaces, tested under compression and tension; and (ii) to present guidelines for the design and detailing of such connections.

In order to reach these goals, an experimental study was carried out in three phases, initially complemented with a study on the cement grout to be used.

In the first and second phases, compression tests were performed with smooth micro-piles grouted in PVC, in steel pipes and in concrete blocks, in order to quantify the influence of the following parameters on the bond strength at the steel / grout interface: (i) the hole diameter; (ii) the embedment length; and (iii) the passive confinement.

Similarly, in the second phase, the behavior of textured micro-piles with shear rings, grouted in concrete blocks and tested under compression, was investigated aiming to quantify the influence of the following parameters on the bond strength at the steel / grout / concrete

interface: (i) the hole diameter; (ii) the embedment length; (iii) the surface roughness of the hole; and (iv) the level of lateral confinement (active) with pre-stressed bars. In the third phase, pull-out tests were performed with smooth and textured micro-piles, grouted in concrete blocks, aiming the same objectives defined for phase two.

It was concluded that for smooth micro-piles the key parameters that most affect the bond strength at the mentioned interfaces are the hole diameter, passive confinement and strength of the grout and of the concrete. It was found that the connection of textured micro-piles present a load capacity higher than that obtained with smooth micro-piles. In the latter situation, the key parameters affecting the bond strength are the surface roughness of the hole, the hole diameter, the embedment length, the level of active confinement and passive confinement, and strength of the grout and of the concrete.

Based on the tests results and observed failures modes it is proposed an expression for the design of grouted connections with smooth micro-piles and a methodology for the design of grouted connections with textured micro-piles with shear rings.



# Agradecimentos

Durante este trabalho foram inúmeras as pessoas que contribuíram para o seu desenvolvimento, sem as quais esta tese não seria concluída. Estou profundamente grato:

- ao Prof. Eduardo Júlio, pela orientação, pela disponibilidade e pela amizade que nos une há largos anos;
- ao Doutor Paulo Lopes Pinto, pela coorientação e pela disponibilidade demonstrada ao longo deste trabalho;
- ao Daniel Dias-da-Costa e ao Pedro Santos, pelo saber e pela amizade, demonstrados na discussão de questões fundamentais, surgidas no decurso desta tese;
- ao Eng.º Jorge Lourenço, pelos conhecimentos transmitidos sobre composições de caldas e pela sua enorme disponibilidade em ajudar sempre que foi solicitado;
- ao Luís Gaspar pela amizade, pela sua disponibilidade ao longo dos dias intermináveis do trabalho desenvolvido no laboratório e em todo este percurso;
- ao Sr. David Rodrigues pela amizade e ajuda na preparação do trabalho experimental e pela colaboração no desenvolvimento de equipamentos específicos utilizados nos ensaios realizados;
- ao Carlos Lemos, pela ajuda e pela companhia na fase final do programa experimental;
- ao Rui Orfão, amigo de longa data, pela ilustração da capa.

Contei também com o apoio de várias empresas, com o fornecimento gratuito de diversos materiais e / ou empréstimo de equipamentos, às quais quero agradecer nas pessoas com as quais diretamente contactei. O meu muito obrigado:

- ao Eng.º José António Freire, da BETÃO LIZ-Adémia, pelo fornecimento do betão utilizado no presente estudo;
- à Dr.ª Nídia Dias, da SIKA-Ovar, pelo fornecimento de diversos produtos: Sika Addiment EH1; e Sika ViscoCrete 20HE;

- ao Eng.º Carlos Caxias, da DYWIDAG - Portugal, pelo fornecimento dos tubos das micro-estacas, varões e placas de ancoragem;
- à HILTI, na pessoa do Sr. Rui Pinhão, pelo fornecimento de coroas de caratogem e do produto Hilti HIT-HY 150 e pela colaboração na sua aplicação;
- à SECIL LIZ Maceira, na pessoa do Eng.º João Areias, pelo fornecimento de cimento CEM TipoI:42.5 e pela disponibilidade sempre demonstrada para colaborar com este trabalho.

Estou ainda eternamente agradecido aos meus pais e aos meus irmãos, pelo apoio permanente e incondicional, e à minha menina Margarida que me acompanhou ao longo deste percurso.

# Índice

## Capítulo 1 - Introdução

<b>1.1</b>	<b>Introdução</b> .....	<b>1</b>
<b>1.2</b>	<b>Enquadramento</b> .....	<b>4</b>
<b>1.3</b>	<b>Objetivos</b> .....	<b>6</b>
<b>1.4</b>	<b>Principais contribuições</b> .....	<b>7</b>
<b>1.5</b>	<b>Organização do documento</b> .....	<b>9</b>

## Capítulo 2 - Reforço de Fundações com Micro-Estacas. Ligação Micro-Estaca / Estrutura

<b>2.1</b>	<b>Introdução</b> .....	<b>11</b>
<b>2.2</b>	<b>Micro-estacas</b> .....	<b>14</b>
2.2.1	Definição .....	14
2.2.2	Materiais utilizados .....	14
2.2.2.1	Caldas .....	15
2.2.2.2	Armaduras .....	16
<b>2.3</b>	<b>Soluções de reforço e recalçamento</b> .....	<b>18</b>
<b>2.4</b>	<b>Ligação micro-estaca / estrutura</b> .....	<b>25</b>
2.4.1	Introdução .....	25
2.4.2	Ligação a estruturas novas .....	28
2.4.3	Ligação a estruturas existentes.....	34
2.4.3.1	Ligações seladas.....	34
2.4.3.2	Ligações com braçadeiras .....	38
<b>2.5</b>	<b>Notas Finais</b> .....	<b>39</b>

## Capítulo 3 - Aderência nas Interfaces Aço/Calda/Betão

<b>3.1</b>	<b>Introdução</b> .....	<b>41</b>
<b>3.2</b>	<b>Aderência varão / betão</b> .....	<b>42</b>
3.2.1	Trabalhos de referência.....	43
3.2.2	Expressões regulamentares .....	48

<b>3.3 Aderência em ligações seladas com ancoragens.....</b>	<b>52</b>
3.3.1 Introdução.....	52
3.3.2 Mecanismo de transferência de carga e modos de rotura.....	54
3.3.3 Aderência.....	56
<b>3.4 Aderência em ligações seladas com micro-estacas.....</b>	<b>64</b>
3.4.1 Mecanismo de transferência de carga e modos de rotura.....	64
3.4.2 Trabalhos de referência .....	66
<b>3.5 Notas Finais .....</b>	<b>83</b>
<b>Capítulo 4 - Programa Experimental. Materiais e Metodologia de Ensaio</b>	
<b>4.1 Introdução .....</b>	<b>87</b>
<b>4.2 Planeamento dos ensaios. Geometria dos modelos .....</b>	<b>89</b>
<b>4.3 Materiais .....</b>	<b>98</b>
4.3.1 Betão.....	98
4.3.1.1 Introdução .....	98
4.3.1.2 Composição do betão.....	100
4.3.1.3 Ensaio de caracterização do betão.....	100
4.3.1.4 Resultados e discussão.....	102
4.3.2 Calda de selagem.....	106
4.3.2.1 Introdução .....	106
4.3.2.2 Materiais utilizados.....	108
4.3.2.3 Formulação .....	108
4.3.2.4 Preparação .....	109
4.3.2.5 Ensaio de caracterização .....	111
4.3.2.6 Estudo preliminar. Composições, análise de resultados e discussão.....	113
4.3.2.7 Caracterização da calda adotada.....	118
4.3.3 Aço .....	120
4.3.3.1 Introdução .....	120
4.3.3.2 Ensaio de tração .....	120
4.3.3.3 Avaliação da rugosidade.....	124
4.3.4 Capacidade resistente da micro-estaca .....	125

<b>4.4 Ensaios</b> .....	<b>128</b>
4.4.1 Preparação dos ensaios.....	128
4.4.1.1 Fabrico das micro-estacas .....	128
4.4.1.2 Fabrico dos provetes de calda confinados (Fase I) .....	131
4.4.1.3 Fabrico dos blocos (Fases II e III).....	132
4.4.2 Instrumentação das micro-estacas.....	136
4.4.3 Esquema de ensaio .....	139
4.4.4 Planeamento e execução dos ensaios teste.....	142
4.4.4.1 Introdução .....	142
4.4.4.2 Procedimento e execução dos ensaios.....	145

**Capítulo 5 - Comportamento à Compressão da Ligação  
Micro-Estaca/Calda/Fundação**

<b>5.1 Introdução</b> .....	<b>149</b>
<b>5.2 Resultados</b> .....	<b>150</b>
5.2.1 Provetes instrumentados .....	150
5.2.2 Modos de rotura .....	155
5.2.3 Resumo dos resultados obtidos .....	159
5.2.4 Curvas carga / deslocamento.....	163
<b>5.3 Discussão dos resultados</b> .....	<b>165</b>
5.3.1 Comportamento geral.....	165
5.3.1.1 Ensaios com tubos lisos .....	165
5.3.1.2 Ensaios com tubos texturados .....	171
5.3.2 Parâmetros avaliados.....	183
5.3.2.1 Ensaios com tubos lisos .....	184
5.3.2.2 Ensaios com tubos texturados .....	190
<b>5.4 Comparação com trabalhos de referência e com os códigos de betão</b> .....	<b>195</b>
5.4.1 Comparação com trabalhos de referência .....	195
5.4.2 Comparação com os códigos de betão .....	199
<b>5.5 Síntese de Conclusões</b> .....	<b>201</b>

**Capítulo 6 - Comportamento à Tração da Ligação Micro-Estaca/Calda/Fundação**

<b>6.1 Introdução .....</b>	<b>205</b>
<b>6.2 Resultados.....</b>	<b>207</b>
6.2.1 Provetes instrumentados.....	207
6.2.2 Modos de rotura.....	212
6.2.3 Resumo dos resultados .....	216
6.2.4 Curvas carga / deslocamento .....	217
<b>6.3 Discussão dos resultados .....</b>	<b>219</b>
6.3.1 Comportamento geral .....	219
6.3.1.1 Ensaios com tubos lisos.....	219
6.3.1.2 Ensaios com tubos texturados.....	222
6.3.2 Parâmetros avaliados.....	229
6.3.2.1 Ensaios com tubos lisos.....	230
6.3.2.2 Ensaios com tubos texturados.....	232
<b>6.4 Comparação com trabalhos de referência e com os códigos de betão .....</b>	<b>239</b>
6.4.1 Comparação com trabalhos de referência.....	239
6.4.2 Comparação com os códigos de betão.....	241
<b>6.5 Síntese de Conclusões .....</b>	<b>241</b>

**Capítulo 7 - Conclusões, Recomendações para Dimensionamento e Desenvolvimentos Futuros**

<b>7.1 Principais conclusões .....</b>	<b>245</b>
<b>7.2 Recomendações para dimensionamento .....</b>	<b>249</b>
<b>7.3 Desenvolvimentos futuros .....</b>	<b>255</b>

<b>Bibliografia .....</b>	<b>257</b>
---------------------------	------------

**Anexo A**

<b>Ensaios realizados para a caracterização das caldas de selagem .....</b>	<b>A1</b>
---	-----------

**Anexo B**

<b>Avaliação quantitativa da rugosidade do tubo API N80.....</b>	<b>A9</b>
--	-----------

**A n e x o C**

**Resultados dos ensaios realizados nas diferentes fases do programa experimental .... A15**





# Índice de Figuras

Figura 1.1 – Exemplos de ligações micro-estaca / fundações de betão armado .....	3
Figura 2.1 – Recalçamento de edifícios históricos com estacas raiz (Lizzi, 2007).....	11
Figura 2.2 – Suporte de escavações e obras no sub-solo com estacas raiz (Lizzi, 2007) .....	12
Figura 2.3 – Secções tipo de micro-estacas.....	15
Figura 2.4 – Armaduras para micro-estacas .....	18
Figura 2.5 – Reforço de fundações superficiais com micro-estacas .....	19
Figura 2.6 – Reforço de fundações profundas com micro-estacas.....	20
Figura 2.7 – Sistema de transferência de carga - Categoria A (Lehtonen, 2011) .....	22
Figura 2.8 – Sistema de transferência de carga - Categoria B (Lehtonen, 2011).....	22
Figura 2.9 – Sistema de transferência de carga - Categoria C (Lehtonen, 2011).....	23
Figura 2.10 – Sistema de transferência de carga - Categoria D (Lehtonen, 2011) .....	23
Figura 2.11 – Exemplos de sistemas de transferência de carga utilizados em recalçamento de estruturas.....	25
Figura 2.12 – Ligações de micro-estacas a fundações de betão armado .....	26
Figura 2.13 – Ligação de micro-estacas em zonas de alargamento .....	28
Figura 2.14 – Ligação à fundação de varões individuais, adaptado de FOREVER (2004).....	29
Figura 2.15 – Ligação à fundação com dois varões, adaptado de FOREVER (2004).....	30
Figura 2.16 – Pormenor de ligações com armadura complementar, extraído de www.dywidag-systems.com .....	30
Figura 2.17 – Ligação com micro-estacas de armaduras tubulares, adaptado de FOREVER (2004).....	31

Figura 2.18 – Ilustração das situações a considerar para verificação da segurança da ligação, adaptado de JAMP (2002) .....	32
Figura 2.19 – Modelo estrutural da ligação micro-estaca a elementos de betão armado (Ischebeck, 2006) .....	33
Figura 2.20 – Diagrama para dimensionamento de ligações de micro-estacas TITAN a elementos de betão armado (Ischebeck, 2006).....	34
Figura 2.21 – Ligações tipo micro-estaca seladas em fundações de betão armado existentes .....	35
Figura 2.22 – Execução de ligações seladas de micro-estacas à estrutura .....	35
Figura 2.23 – Ilustração dos vários tipos de textura da superfície do furo .....	36
Figura 2.24 – Soluções correntes para tubos texturados.....	37
Figura 2.25 – Ligações tipo com braçadeiras em recalçamento de fundações .....	38
Figura 2.26 – Transferência de carga da estrutura através de braçadeiras exteriores para as micro-estacas de reforço (Perko, 2002) .....	39
Figura 3.1 – Tensão de aderência .....	42
Figura 3.2 – Mecanismos de transferência de carga.....	44
Figura 3.3 – Modos de rotura da aderência .....	45
Figura 3.4 – Modelo analítico proposto por Eligehausen et al. (1983) para a relação aderência / deslocamento.....	46
Figura 3.5 – Efeito do nível de confinamento na relação tensão de aderência / deslocamento.....	47
Figura 3.6 – Relações tensão de aderência e o nível de confinamento ( $c/\varnothing$ ).....	51
Figura 3.7 – Relação comprimento de amarração normalizado / resistência à compressão do betão .....	52
Figura 3.8 – Ligações seladas correntes com ancoragens .....	53
Figura 3.9 – Mecanismo de transferência de carga, adaptado de Eligehausen et al. (2006) .....	54

Figura 3.10 – Possíveis modos de rotura de tirantes sujeitos à tração .....	55
Figura 3.11 – Rotura mista, adaptado de James et al. (1987).....	56
Figura 3.12 – Mecanismo de transferência de carga, adaptado de (Cadden, 2009).....	64
Figura 3.13 – Armaduras e modelos utilizados por Gómez et al. (2005).....	69
Figura 3.14 – Esquema de ensaio utilizado por Gómez et al. (2005).....	70
Figura 3.15 – Resumo da capacidade de ligação obtida nos ensaios de Gómez et al. (2005).....	71
Figura 3.16 – Relações tensão de aderência / deslocamento (Gómez et al., 2005).....	73
Figura 3.17 – Modelos utilizados (Bentler e Yankey, 2006) .....	76
Figura 3.18 – Relações carga / extensão axial em provetes de calda confinados (Bentler e Yankey, 2006).....	77
Figura 3.19 – Esquema de ensaio adotado (Hoover e Pease, 2007).....	79
Figura 3.20 – Curvas carga / deslocamento obtidas (Hoover e Pease, 2007) .....	79
Figura 3.21 – Equipamento utilizado na denteação do furo e configuração final da superfície do furo (Orr et al., 2008).....	81
Figura 3.22 – Resultado do ensaio de tração realizado no edifício Colmostock House em Dublin (Orr et al., 2008).....	83
Figura 4.1 – Geometria dos modelos utilizados na Fase I.....	90
Figura 4.2 – Geometria dos modelos e parâmetros avaliados na Fase II.....	94
Figura 4.3 – Geometria dos modelos e parâmetros avaliados na Fase III.....	97
Figura 4.4 – Evolução da resistência à compressão do betão com o tempo.....	103
Figura 4.5 – Evolução do módulo de elasticidade estático e dinâmico do betão com o tempo.....	104
Figura 4.6 – Equipamento utilizado para a preparação das caldas no estudo preliminar....	110
Figura 4.7 – Equipamento utilizado na preparação e fabrico da calda utilizada nas diferentes fases da investigação .....	110

Figura 4.8 – Ensaio realizado para avaliação das características da calda de selagem ....	112
Figura 4.9 – Fluidez.....	114
Figura 4.10 – Exsudação.....	114
Figura 4.11 – Variação de volume.....	116
Figura 4.12 – Resistência à compressão .....	116
Figura 4.13 – Módulo de elasticidade estático .....	116
Figura 4.14 – Relação resistência à compressão / módulo de elasticidade.....	116
Figura 4.15 – Evolução ao longo do tempo da resistência à compressão e do módulo de elasticidade estático da calda adotada .....	119
Figura 4.16 – Tubos e varões das micro-estacas utilizadas nos ensaios.....	121
Figura 4.17 – Forma e dimensões dos provetes maquinados .....	121
Figura 4.18 – Ilustração das diferentes fases dos ensaios de tração dos tubos .....	122
Figura 4.19 – Relações tensão / extensão típica obtidas para cada tubo .....	123
Figura 4.20 – Secções das micro-estacas utilizadas em cada uma das fases .....	125
Figura 4.21 – Fabrico das micro-estacas utilizadas nos ensaios da Fase I e Fase II.....	129
Figura 4.22 – Fabrico das micro-estacas utilizadas nos ensaios da Fase III.....	129
Figura 4.23 – Pormenor do reforço da ligação chapa / tubo.....	130
Figura 4.24 – Preparação dos provetes de calda confinados (Fase I).....	131
Figura 4.25 – Preparação dos blocos utilizados na Fase II e Fase III.....	133
Figura 4.26 – Reforço dos blocos da Fase III com ancoragem química Hilti HIT-RE 500.....	135
Figura 4.27 – Instrumentação das micro-estacas utilizadas na Fase I .....	137
Figura 4.28 – Instrumentação das micro-estacas utilizadas na Fase II.....	137
Figura 4.29 – Instrumentação das micro-estacas utilizadas na Fase III.....	137
Figura 4.30 – Esquema de ensaio utilizado na Fase I.....	139
Figura 4.31 – Esquema de ensaio utilizado na Fase II.....	140

Figura 4.32 – Esquema de ensaio utilizado na Fase III.....	141
Figura 4.33 – Curva carga / deslocamento para diferentes velocidades de ensaio. ....	143
Figura 4.34 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios teste (Fase II).....	143
Figura 4.35 – Curva carga / deslocamento obtida no ensaio teste BT-TL-Teste 1 (Fase III).....	144
Figura 4.36 – Ensaio realizado na Fase I .....	145
Figura 4.37 – Ensaio realizado na Fase II .....	146
Figura 4.38 – Ensaio realizado na Fase III.....	147
Figura 5.1 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios realizados, na Fase I e Fase II, com modelos instrumentados.....	151
Figura 5.2 – Variação das extensões em profundidade (modelo BC-TL-15) .....	152
Figura 5.3 – Variação das extensões com a carga aplicada (Ensaio BC-TL-15) .....	153
Figura 5.4 – Curvas carga / extensão axial obtidas nos modelos instrumentados na Fase I e Fase II .....	154
Figura 5.5 – Fendilhação radial da calda observada nos ensaios realizados na Fase I .....	155
Figura 5.6 – Rotura típica observada nos ensaios nos ensaios realizados na Fase II, com micro-estacas de tubos lisos.....	156
Figura 5.7 – Modos de rotura observados nos ensaios realizados na Fase II, com micro-estacas de tubos texturados .....	157
Figura 5.8 – Superfície de corte da calda para diferentes níveis de confinamento .....	158
Figura 5.9 – Rotura da soldadura e encurvadura da micro-estaca (ensaio BT-TT-17).....	159
Figura 5.10 – Definição da carga última, da carga residual e da rigidez .....	159
Figura 5.11 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios PCC-PVC (Fase I).....	163
Figura 5.12 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios PCC-Aço (Fase I).....	163
Figura 5.13 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios BC-TL (Fase II) .....	164
Figura 5.14 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios BC-TT (Fase II) .....	164

Figura 5.15 – Curvas tipo carga / deslocamento para diferentes níveis de confinamento passivo (tubos lisos) .....	167
Figura 5.16 – Curvas típicas deslocamento / tempo obtidas nos ensaios de compressão realizados com tubos lisos .....	168
Figura 5.17 – Relação deslocamento na rotura / comprimento de selagem (tubos lisos).....	168
Figura 5.18 – Relação carga máxima / comprimento de selagem obtida nos ensaios realizados com tubos lisos selados em blocos de betão armado .....	169
Figura 5.19 – Curva tensão de aderência / deslocamento do ensaio BC-TT-6.....	170
Figura 5.20 – Relações carga / deslocamento para diferentes diâmetros do furo e diferentes comprimentos de selagem (tubos texturados e superfície do furo rugosa) .....	173
Figura 5.21 – Curva deslocamento / tempo do ensaio BC-TT-6 .....	174
Figura 5.22 – Ilustração do campo de trações na superfície dos blocos e da fendilhação radial.....	175
Figura 5.23 – Curvas carga / deslocamento para diferentes níveis de confinamento (tubos texturados e superfície do furo indentada) .....	176
Figura 5.24 – Curva deslocamento / tempo do ensaio BC-TT-14.....	177
Figura 5.25 – Curvas carga / deslocamento e força nos varões Dywidag / deslocamento obtidas no ensaio BC-TT-15 (tubo texturado e superfície do furo indentada).....	178
Figura 5.26 – Geometria dos anéis .....	181
Figura 5.27 – Curva tensão de aderência / deslocamento do ensaio BC-TT-18.....	183
Figura 5.28 – Relação tensão de rotura da aderência / rigidez radial obtida nos ensaios de compressão realizados com tubos lisos .....	185
Figura 5.29 – Relação tensão de rotura da aderência / diâmetro da calda obtida nos ensaios de compressão realizados com tubos lisos .....	186
Figura 5.30 – Relação tensão de rotura da aderência / comprimento de selagem obtida nos ensaios de compressão realizados com tubos lisos.....	188

Figura 5.31 – Relação tensão de rotura da aderência / rugosidade da superfície do furo obtida nos ensaios de compressão realizados com tubos lisos .....	189
Figura 5.32 – Relação tensão de rotura da aderência / diâmetro do furo obtida nos ensaios de compressão realizados com tubos texturados.....	190
Figura 5.33 – Relação tensão de rotura da aderência / comprimento de selagem obtida nos ensaios de compressão realizados com tubos texturados .....	191
Figura 5.34 – Relação tensão de rotura da aderência / nível inicial de confinamento obtida nos ensaios de compressão realizados com tubos texturados .....	192
Figura 5.35 – Relação carga máxima / rugosidade da superfície do furo obtida nos ensaios de compressão realizados com tubos texturados.....	193
Figura 5.36 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios realizados com tubos lisos e texturados selados em furos com superfície indentada.....	194
Figura 5.37 – Comparação dos resultados obtidos por Gómez <i>et al.</i> (2005) e os do presente estudo, nos ensaios realizados com tubos lisos .....	197
Figura 6.1 – Exsudação observada na calda nos ensaios de tração .....	207
Figura 6.2 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios realizados, na Fase III, com modelos instrumentados.....	208
Figura 6.3 – Curvas carga / deslocamento e força nos varões Dywidag / deslocamento obtidas no ensaio BT-TT-17 (tubo texturado) .....	209
Figura 6.4 – Variação das extensões em profundidade (modelo BC-TT-17) .....	210
Figura 6.5 – Curvas carga / extensões axiais obtidas no ensaio BT-TT-17 .....	211
Figura 6.6 – Modo de rotura observado nos ensaios de tração realizados com tubos lisos .....	212
Figura 6.7 – Modos de rotura observados nos ensaios de tração realizados com tubos texturados.....	214
Figura 6.8 – Rotura da soldadura verificada no ensaio BT-TT-12 .....	215
Figura 6.9 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios de tração realizados com tubos lisos.....	218

Figura 6.10 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios de tração realizados com tubos texturados.....	218
Figura 6.11 – Curvas típicas carga / deslocamento obtidas nos ensaios realizados com tubos lisos, solicitados à tração, e com diferentes comprimentos de selagem.....	220
Figura 6.12 – Curvas deslocamento / tempo obtidas nos ensaios realizados com tubos lisos, solicitados à tração, e com diferentes comprimentos de selagem.....	221
Figura 6.13 – Ilustração dos modos de rotura observados nos ensaios de tração com tubos texturados e potenciais superfícies de rotura dos blocos.....	222
Figura 6.14 – Curvas deslocamento / tempo dos ensaios realizados com tubos texturados solicitados à tração.....	223
Figura 6.15 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios realizados com tubos texturados e comprimentos de selagem de 300 mm.....	224
Figura 6.16 – Curvas carga / deslocamento e força nos varões Dywidag / deslocamento, obtidas nos ensaios BT-TT-6 e BT-TT-14.....	226
Figura 6.17 – Ilustração dos esforços provocados por flexão.....	228
Figura 6.18 – Relação tensão de rotura da aderência / diâmetro do furo obtida nos ensaios de tração realizados com tubos lisos.....	230
Figura 6.19 – Relação tensão de rotura da aderência / comprimento de selagem obtida nos ensaios de tração realizados com tubos lisos.....	231
Figura 6.20 – Relação tensão de aderência / diâmetro do furo obtida nos ensaios de tração realizados com tubos texturados.....	232
Figura 6.21 – Relações tensão de aderência normalizada / diâmetro do furo obtidas nos ensaios, de tração e compressão, realizados com tubos texturados.....	233
Figura 6.22 – Relação tensão de aderência / comprimento de selagem obtida nos ensaios de tração realizados com tubos texturados.....	235
Figura 6.23 – Relação tensão de aderência / nível inicial de confinamento ativo lateral, obtida nos ensaios de tração com tubos texturados.....	236



Figura 6.24 – Relações tensão de aderência normalizada / nível inicial de confinamento obtidas nos ensaios de tração e de compressão realizados com tubos texturados .....	236
Figura 6.25 – Relação tensão de aderência / rugosidade da superfície do furo obtida nos ensaios de tração .....	237
Figura 6.26 – Curvas carga / deslocamento tipo obtidas nos ensaios de tração, realizados com micro-estacas de tubos lisos e tubos texturados.....	238
Figura 6.27 – Relações da tensão de aderência normalizada / espessura da calda obtidas nos ensaios realizados com tubos texturados solicitados à tração, por Timothy Myers (2004) e no presente estudo .....	240
Figura 6.28 – Pormenorização proposta para os varões verticais de reforço .....	243
Figura 7.1 – Verificações para dimensionamento de ligações seladas com tubos lisos.....	250
Figura 7.2 – Verificações para dimensionamento de ligações seladas com tubos lisos.....	253



# Índice de Quadros

Quadro 2.1 – Características dos varões Dywidag, da <i>Dywidag-systems</i> , utilizados em micro-estacas .....	17
Quadro 2.2 – Dimensões e resistência dos tubos utilizados em micro-estacas .....	17
Quadro 2.3 – Categorias de estruturas de transferência de carga (Lehtonen, 2011) .....	21
Quadro 2.4 – Verificação da ligação com utilização de dispositivos especiais .....	32
Quadro 3.1 – Expressões regulamentares da tensão de rotura da aderência e do comprimento de amarração .....	49
Quadro 3.2 – Requisitos dos ensaios em caldas (NP EN 447, 2008) .....	57
Quadro 3.3 – Parâmetros de resistência das caldas .....	58
Quadro 3.4 – Características dos tubos de confinamento e rigidez radial utilizados nos ensaios de Reichert <i>et al.</i> (Reichert <i>et al.</i> , 1992) .....	62
Quadro 3.5 – Valores propostos para a tensão de aderência nas interfaces aço / calda e calda / betão .....	65
Quadro 3.6 – Trabalhos sobre micro-estacas seladas .....	66
Quadro 3.7 – Resumo de ensaios realizados com micro-estacas seladas, referenciados no trabalho de Gómez <i>et al.</i> (2005) .....	67
Quadro 3.8 – Resumo dos modelos utilizados por Gómez <i>et al.</i> (Gómez <i>et al.</i> , 2005) .....	69
Quadro 3.9 – Resumo dos valores da tensão de rotura da aderência (Gómez <i>et al.</i> , 2005) .....	72
Quadro 3.10 – Resultados dos ensaios triaxiais realizados em provetes de calda (Bentler e Yankey, 2006) .....	75
Quadro 3.11 – Características dos ensaios realizados (Bentler e Yankey, 2006) .....	76
Quadro 3.12 – Resumo dos resultados obtidos (Hoover e Pease, 2007) .....	80
Quadro 3.13 – Resumo dos resultados obtidos no ensaio realizado. (Orr <i>et al.</i> , 2008) .....	83

Quadro 4.1 – Cronologia dos ensaios realizados nas diferentes fases da investigação .....	89
Quadro 4.2 – Características dos ensaios adotados na Fase I .....	91
Quadro 4.3– Características dos ensaios adotados na Fase II .....	95
Quadro 4.4– Características dos ensaios adotados na Fase III .....	97
Quadro 4.5 – Composição do betão .....	100
Quadro 4.6 – Quadro resumo das características do betão ensaiado aos 28 dias .....	103
Quadro 4.7 – Valores médios das resistências obtidas com carotes .....	105
Quadro 4.8 – Quadro resumo das principais características dos constituintes utilizados no fabrico da calda.....	108
Quadro 4.9 – Quadro resumo com as composições das caldas estudadas no estudo preliminar .....	113
Quadro 4.10 – Quadro resumo dos resultados obtidos no estudo comparativo inicial.....	114
Quadro 4.11 – Características da calda adotada .....	116
Quadro 4.12 – Valores limites de acordo com a NP EN 447 (2000) e as alterações introduzidas pela NP EN 447 (2008) .....	117
Quadro 4.13 – Características mecânicas da calda adotada de provetes ensaiados aos 28 dias .....	118
Quadro 4.14 – Dimensões dos provetes maquinados .....	121
Quadro 4.15 – Resultados dos ensaios de tração dos provetes ensaiados.....	123
Quadro 4.16 – Quadro resumo das características dos materiais utilizados .....	125
Quadro 4.17 – Valores da extensão e da tensão nas interfaces.....	127
Quadro 4.18 – Capacidade resistente da micro-estaca.....	127
Quadro 4.19 – Modelos com micro-estacas instrumentadas nas diferentes fases do programa experimental .....	136
Quadro 5.1 – Descrição dos modelos submetidos a ensaios de compressão .....	149
Quadro 5.2 – Modelos analisados com micro-estacas instrumentadas.....	151

Quadro 5.3 – Estimativa do coeficiente de Poisson .....	153
Quadro 5.4 – Resultados obtidos e estimados dos modelos instrumentados analisados....	154
Quadro 5.5 – Resultados dos ensaios à compressão realizados na Fase I.....	161
Quadro 5.6 – Resultados dos ensaios à compressão realizados na Fase II.....	162
Quadro 5.7 – Valores obtidos da verificação da segurança na interface calda / betão, nos ensaios realizados com superfície do furo indentada com 102 mm de diâmetro .....	180
Quadro 5.8 – Rigidez radial dos tubos de confinamento e dos blocos de betão .....	184
Quadro 6.1 – Descrição dos modelos submetidos a ensaios de tração (Fase III).....	205
Quadro 6.2 – Comprimentos de selagem considerados nos ensaios de tração.....	207
Quadro 6.3 – Resultados obtidos e estimados do modelo instrumentado analisado (BT-TT-17).....	212
Quadro 6.4 – Resultados obtidos nos ensaios de tração realizados na Fase III.....	217
Quadro 6.5 - Valores obtidos da verificação da segurança na interface calda / betão no ensaio BT-TT-6 .....	227
Quadro 6.6 – Resumo dos ensaios realizados por Timothy Myers (2004).....	239



# Simbologia

## Siglas

<i>ACI</i>	American Concrete Institute
<i>DEC</i>	Departamento de Engenharia Civil
<i>CATIM</i>	Centro de Apoio Tecnológico à Indústria Metalomecânica
<i>ESTG</i>	Escola Superior de Tecnologia e Gestão
<i>EC0</i>	Eurocódigo 0
<i>EC2</i>	Eurocódigo 2
<i>EC4</i>	Eurocódigo 4
<i>FCTUC</i>	Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra
<i>FEMA</i>	Federal Emergency Management Administration
<i>FHWA</i>	Federal Highway Administration
<i>IPL</i>	Instituto Politécnico de Leiria
<i>ISEC</i>	Instituto Superior de Engenharia de Coimbra
<i>JAMP</i>	Japanese Association of High Capacity Micropiles
<i>LCEME</i>	Laboratório de Construções, Estruturas e Mecânica Estrutural
<i>LMC</i>	Laboratório de Materiais de Construção
<i>LMISEC</i>	Laboratório de Materiais do Instituto Superior de Engenharia de Coimbra
<i>a / c</i>	relação água / cimento
<i>r.p.m.</i>	rotações por minuto

## Letras latinas maiúsculas

<i>A</i>	área da secção transversal; dosagem de água
<i>A<sub>0</sub></i>	área carregada
<i>A<sub>1</sub></i>	maior área de distribuição de cálculo homotética de <i>A<sub>0</sub></i> ; área do cone de rotura do betão em projecção horizontal
<i>A<sub>2</sub></i>	área correspondente à superfície das paredes do furo
<i>A<sub>3</sub></i>	área correspondente à espessura anelar da calda em projecção horizontal
<i>A<sub>g</sub></i>	área da secção da calda
<i>A<sub>p</sub></i>	área da secção do provete
<i>A<sub>s</sub></i>	área da secção do varão

$A_{sv}$	área da secção total das armaduras verticais de confinamento
$A_t$	área da secção do tubo
$C$	dosagem de cimento
$C_{u,m}$	capacidade resistente à compressão da micro-estaca
$D_c$	diâmetro da calda
$D_f$	diâmetro do furo
$D_{máx}$	máxima dimensão do agregado
$E_c$	módulo de elasticidade estático do betão
$E_d$	módulo de elasticidade dinâmico do betão
$E_g$	módulo de elasticidade da calda
$E_s$	módulo de elasticidade do aço
$(EA)_g$	rigidez axial da secção da calda
$(EA)_m$	rigidez axial da secção da micro-estaca
$(EA)_v$	rigidez axial da secção do varão
$(EA)_t$	rigidez axial da secção do tubo
$F_{a,f}$	força de aderência na interface calda / furo
$F_{a,v}$	força de aderência na interface varão / calda
$F_f$	carga aplicada ao centro do prisma na rotura
$F_{máx}$	força máxima
$F_{p0,2\%}$	força correspondente ao limite convencional de proporcionalidade a 0.2 %
$F_{Ru,g}$	resistência ao esmagamento localizado da calda
$F_{Rdu,g}$	valor de cálculo da resistência ao esmagamento localizado da calda
$F_w$	força atuante na soldadura
$F_{w,R}$	resistência da soldadura
$K_0$	rigidez inicial
$K_r$	rigidez radial
$K_{P,máx}$	rigidez secante
$L$	comprimento de percurso
$L_0$	comprimento inicial entre referências
$L_u$	comprimento final entre referências
$P$	carga axial aplicada
$\Delta P$	acréscimo de carga
$P_d$	valor de cálculo da carga aplicada
$P_{est}$	carga estimada
$P_{e,total}$	pré-esforço total aplicado
$P_{máx}$	carga máxima
$P_{p,m}$	peso do papel mais o peso da água exsudada



$P_{p,s}$	peso do papel seco
$P_r$	carga residual
$P_u$	carga de rotura
$R_a$	rugosidade média
$R_c$	carga máxima de rotura por compressão
$R_{máx}$	altura máxima pico-vale
$R_p$	altura máxima do pico
$R_{pm}$	altura média do pico
$R_v$	profundidade máxima do vale
$R_{vm}$	profundidade média do vale
$R_y$	altura total da rugosidade
$R_{z(DIN)}$	altura média pico-vale
$R_{z(ISO)}$	altura dos dez pontos
$RMS$	valor quadrático médio da altura do perfil
$S_0$	área da secção inicial da zona útil
$T$	tempo de percurso
$T_{Rd}$	valor de cálculo da resistência à tração
$T_{u,m}$	capacidade resistente à tração da micro-estaca
$V_v$	volume de vazios
$V_p$	velocidade de propagação de ultra-sons
$V_{Rdi}$	valor de cálculo da resistência ao corte longitudinal na interface calda / betão

## Letras latinas minúsculas

$a$	volume da água de amassadura, por unidade de volume aparente da calda
$b$	lado da secção quadrada do prisma
$b_d$	largura dos dentes numa superfície indentada
$b_p$	largura da zona útil do provete
$b_r$	largura dos anéis metálicos
$c$	recobrimento ou espaçamento da armadura longitudinal
$c$	volume absoluto de cimento por unidade de volume da calda
$c_g$	coesão da calda
$d_a$	diâmetro da armadura
$d_{carote}$	diâmetro da carote
$d_g$	diâmetro da calda
$d_i$	diâmetro interior

$d_{i,r}$	diâmetro da interface onde se observa a rotura
$d_m$	diâmetro da micro-estaca
$d_o$	diâmetro exterior
$d_t$	diâmetro exterior do tubo da micro-estaca
$d_t$	diâmetro exterior do tubo de confinamento
$dx$	comprimento elementar
$e_a$	espessura anelar
$e_r$	espessura dos anéis metálicos
$e_t$	espessura do tubo da micro-estaca
$e_{t,c}$	espessura do tubo de confinamento
$e_w$	espessura do cordão de solda
$f_{b,0}$	tensão de aderência de referência
$f_{bd}$	valor de cálculo da tensão de rotura da aderência
$f_{bu,sr}$	tensão de aderência na superfície rugosa
$f_{bu}$	tensão de rotura da aderência
$f_c$	tensão de rotura do betão à compressão
$f_{c,g}$	Valor de cálculo da tensão de rotura à compressão da calda
$f_{cd,g}$	tensão de rotura à compressão da calda
$f_{cc,g}$	tensão de rotura à compressão da calda confinada
$f_{cd}$	valor de cálculo da tensão de rotura do betão à compressão
$f_{ci,cubo}$	resistência à compressão in situ equivalente a um provete cúbico
$f_{ci,carote}$	resistência à compressão de uma carote extraída verticalmente
$f_{ck}$	valor característico da tensão de rotura do betão à compressão
$f_{ct}$	tensão de rotura à tração do betão
$f_{t,g}$	tensão de rotura à flexão da calda
$f_{p,0,2\%}$	tensão limite convencional de proporcionalidade
$f_R$	área relativa das nervuras
$f_{t,g}$	tensão de rotura à tração da calda
$f_{vw}$	valor da resistência ao corte da soldadura
$f_y$	tensão de cedência à tração do aço
$f_{yd}$	valor de cálculo da tensão de cedência à tração do aço
$f_t$	tensão de rotura à tração do aço
$f_{t,s}$	tensão de rotura à tração do aço do varão
$f_{t,t}$	tensão de rotura à tração do aço do tubo
$f_{t,g}$	tensão de rotura da calda à tração
$f_{yd,t}$	valor de cálculo da tensão de cedência do tubo metálico
$h$	profundidade

$h_1$	altura de água à superfície da calda ao fim de 3 horas;
$h_2$	nível da calda ao fim de 24 horas
$h_c$	altura inicial da calda.
$h_{carote}$	altura de uma carote
$h_d$	altura dos dentes numa superfície indentada
$h_i$	nível inicial da calda
$h_r$	altura das nervuras
$h_{si}$	altura total da superfície indentada
$h_{sr}$	altura total da superfície rugosa
$l_1$	comprimento exposto da micro-estaca
$l_b$	comprimento de amarração; comprimento de selagem
$l_{b0}$	comprimento de amarração de referência
$l_{bd}$	comprimento de amarração de cálculo
$l_{b,min}$	comprimento de amarração mínimo
$l_p$	largura do prato de ancoragem
$m_c$	massa de cimento
$m_w$	massa de água
$n_d$	número de dentes numa superfície indentada
$n_{l,c}$	número de varões longitudinais confinados
$p_n$	pressão normal na interface
$r_c$	raio de concordância
$s_r$	distância entre nervuras e distância entre anéis
$u_v$	perímetro do varão
$u_w$	perímetro do cordão de solda
$v_v$	volume de vazios, por unidade de volume aparente da calda

## Letras minúsculas gregas

$\alpha$	ângulo
$\beta$	coeficiente que depende da classe do aço
$\gamma_{cb}$	coeficiente parcial realtivo à aderência
$\gamma_F$	coeficiente parcial relativo às ações
$\gamma_m$	coeficiente parcial relativo a uma propriedade de um material
$\gamma_{M2}$	coeficiente parcial de segurança para ligações soldadas
$\lambda$	relação entre a altura e o diâmetro da carote

$\delta_e$	deslocamento elástico
$\delta_{LVDT's}$	deslocamento registado pelos LVDT's
$\delta_{Pmáx}$	deslocamento correspondente à carga máxima
$\delta_y$	deslocamento de cedência
$\varepsilon_a$	extensão axial
$\Delta\varepsilon_a$	variação da extensão axial entre dois pontos
$\varepsilon_c$	extensão circunferencial
$\varepsilon_u$	extensão pós-rotura
$\varepsilon_{u,Lo}$	extensão pós-rotura do comprimento inicial entre referências
$\mu_\delta$	parâmetro de ductilidade
$\nu$	fator de redução ao corte
$\nu_c$	coeficiente de Poisson do betão
$\nu_d$	coeficiente de Poisson dinâmico do betão
$\nu_g$	coeficiente de Poisson da calda
$\nu_{Rd,sr}$	valor de cálculo da tensão tangencial resistente para superfície rugosa
$\rho$	massa volúmica
$\rho_{ad}$	massa volúmica de uma dada adição
$\rho_{adj}$	massa volúmica de um dado adjuvante
$\rho_c$	massa volúmica do cimento
$\rho_g$	massa volúmica da calda
$\sigma_a$	tensão axial
$\sigma_s$	tensão de tração no varão;
$d\sigma_s$	variação da tensão de tração no varão
$\sigma_{sv}$	tensão admissível na armadura transversal de confinamento
$\sigma_t$	tensão tangencial radial
$\tau$	tensão de aderência
$\tau_g$	tensão de corte da calda
$\tau_{gd}$	valor de cálculo da tensão de corte da calda
$\tau_{i,g/c}$	tensão de aderência na interface calda / betão
$\tau_{i,a/g}$	tensão de aderência na interface aço / calda
$\tau_m$	tensão média de aderência
$\tau_{vd}$	valor de cálculo da tensão vertical de corte
$\tau_{vRd}$	valor de cálculo da resistência ao punçoamento de uma fundação sem armadura de punçoamento
$\phi$	diâmetro do varão

## Letras maiúsculas gregas

$\Delta L$	variação axial do comprimento
$\Sigma ad$	soma dos volumes absolutos de qualquer adição utilizada
$\Sigma adj$	soma dos volumes absolutos de qualquer adjuvante utilizado
$\Sigma Ad$	soma das dosagens de adição
$\Sigma Adj$	soma das dosagens de adjuvantes
$\Sigma A_{sv}$	área total da armadura transversal de confinamento



# Capítulo 1

## Introdução

### 1.1 Introdução

A necessidade de consolidação e reforço de fundações está associada a vários fatores que podem ir para além de eventuais danos ou degradação da própria fundação. Em muitas situações são verificadas anomalias associadas aos solos de fundação ou ao edifício no seu conjunto, a erros de projeto e / ou erros de execução. Os problemas com os terrenos de fundação podem estar associados à alteração do nível freático, ou à alteração do estado de tensão (descompressão do solo) provocado por escavações próximas. Outras situações, que ocorrem com frequência, são a alteração do uso de edifícios ou a sua ampliação em altura, conduzindo frequentemente a um acréscimo de esforços na estrutura. O agravamento de requisitos regulamentares ou a necessidade de reforço sísmico das estruturas são fatores que também podem implicar a necessidade de reforço das fundações (Appleton, 2003; Gotlieb, 1998).

Todos os problemas associados às fundações manifestam-se ao nível da super-estrutura na forma de assentamentos, sendo responsáveis por diversos tipos de dano, com implicações estéticas, no funcionamento e no comportamento estrutural. Com o reforço de fundações procura-se melhorar o seu desempenho através de uma intervenção no sistema solo-fundação-estrutura (Alcudia, 2005; Gotlieb, 1998; Milititsky *et al.*, 2005).

Antes de se proceder aos trabalhos de reparação ou reforço é necessária uma inspeção cuidadosa da estrutura e das fundações. As soluções utilizadas no reforço são muito variadas dependendo do tipo de solo, do tipo de fundação existente, do nível e tipo de solicitação, do espaço físico existente para a execução dos trabalhos de reforço e dos custos associados a cada solução.

As soluções mais correntes são o reforço do solo de fundação (Mitchell, 1981; Mitchell e

Jardine, 2002; Xanthakos *et al.*, 1994), reparação da fundação (Abdalla, 2002; Sen e Mullins, 2007; Suh, 2006), alteração da geometria da fundação (alargamento, eventualmente com sobreposição) (FEMA 547, 2006; FHWA-HRT-06-032, 2006; Roeder *et al.*, 1996; Saiidi *et al.*, 2001; Xiao *et al.*, 1996), o aumento da rigidez da estrutura (Alcudia, 2005; Gotlieb, 1998), e o recalçamento da fundação (Kordahi, 2004; Lehtonen, 2010; Tomlinson, 2001).

Quando os solos de fundação apresentam características de resistência insuficientes e grande deformabilidade, ou quando a viabilidade de reforço com fundações superficiais é reduzida, recorre-se a um recalçamento da fundação, com a transferência de carga para camadas mais profundas, com recurso a estacas, micro-estacas ou *jet grouting*.

As micro-estacas são frequentemente utilizadas no recalçamento de fundações com o objetivo de prevenir e controlar assentamentos. A sua utilização é particularmente indicada para reforço de fundações em locais de difícil acesso, em espaços reduzidos e / ou em situações em que a vibração admissível induzida na estrutura ou em estruturas vizinhas seja condicionante (Bruce e Nicholson, 1989; FHWA-SA-97-070, 2000; Lizzi, 2007).

Um dos aspetos mais importantes no reforço de fundações com micro-estacas é a ligação destes elementos à estrutura. Esta ligação é responsável pela transferência de carga da estrutura para os solos de fundação (Lehtonen, 2004).

As ligações entre as micro-estacas e a estrutura são variadas, dependendo de múltiplos fatores: tipo de obra, tipo de fundação, tipo de solicitação, capacidade pretendida para a ligação, tipo de armadura utilizada e pormenores da ligação (Bruce *et al.*, 2005; Cadden *et al.*, 2004; FHWA-SA-97-070, 2000; FOREVER, 2004; JAMP, 2002; Rasines, 2003). A

No caso de ligações a fundações de betão armado de estruturas novas recorre-se, normalmente, à utilização de dispositivos especiais na cabeça da micro-estaca (chapas de ancoragem). No caso de ligações a fundações de betão armado existentes recorre-se, normalmente, a uma amarração direta da armadura, através da selagem desta com calda de cimento num furo previamente executado (FHWA-SA-97-070, 2000; FOREVER, 2004). A Figura 1.1 ilustra dois tipos de ligação de micro-estacas em fundações de betão armado.



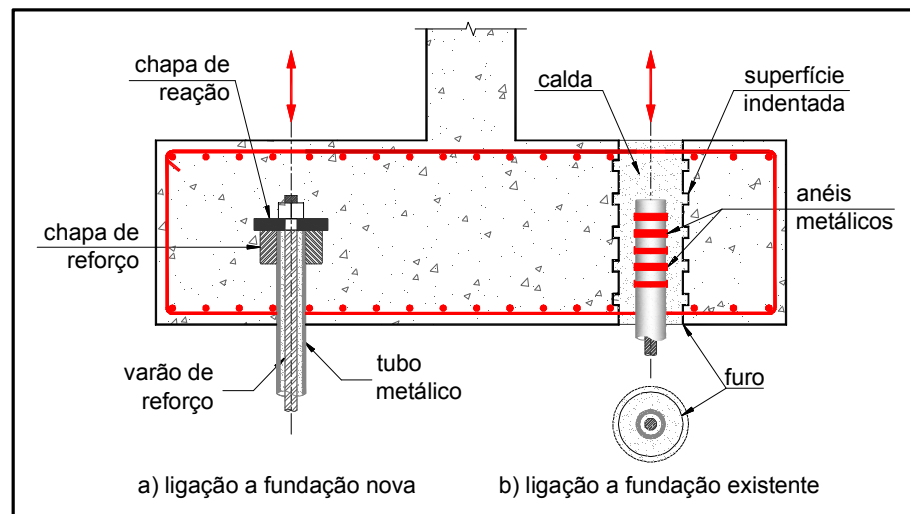


Figura 1.1 – Exemplos de ligações micro-estaca / fundações de concreto armado

Outro aspeto a ter em conta quando se opta por uma ligação micro-estaca / fundação existente, resulta do facto de as fundações não terem sido dimensionadas para transferir cargas deste modo, podendo verificar-se uma insuficiência de armaduras longitudinais e transversais. Nestas situações, pode recorrer-se à colocação de armaduras pré-esforçadas, ou à colagem de mantas de polímeros reforçados com fibras de carbono (CFRP).

No caso de ligações seladas de micro-estacas a fundações existentes, o conhecimento da tensão de rotura da aderência nas interfaces calda / betão e armadura / calda, bem como o conhecimento do mecanismo de transferência de carga, é fundamental para o dimensionamento da ligação (Bruce e Nicholson, 1989). A capacidade da ligação depende do diâmetro do furo, da resistência do betão da fundação existente, das características da calda de selagem e do confinamento conferido por armaduras ativas e / ou passivas (Gómez *et al.*, 2005).

O mecanismo de transferência de carga entre as armaduras e o betão é conhecido, tendo sido objeto de variados estudos bem documentados no relatório nº 10 da *fib* (*fib* Bulletin nº 10, 2000). Atualmente é aceite que este é mobilizado por adesão, por atrito e pela interação mecânica entre as nervuras e o betão envolvente.

Relativamente ao mecanismo de transferência de carga das micro-estacas para a fundação, encontrava-se pouco estudado, sendo omissos nos regulamentos. A motivação para a realização do presente trabalho foi, precisamente, dar um contributo na clarificação deste assunto, com a preocupação acrescida de propor recomendações de cálculo, de apoio ao

projeto de reforço.

## 1.2 Enquadramento

As micro-estacas, inicialmente designadas por estacas-raiz, foram desenvolvidas no início da década de 1950, pelo engenheiro italiano Fernando Lizzi, para recalçamento de edifícios antigos (Lizzi, 2007).

A utilização de micro-estacas tem tido um crescimento significativo, em particular desde meados dos anos 80 do século passado, sendo atualmente a solução mais utilizada no reforço de fundações. O desenvolvimento de novas técnicas de execução e dos equipamentos utilizados permitiu a sua aplicação generalizada.

Inicialmente, a utilização e o dimensionamento destes elementos era realizado de uma forma empírica. Com o objetivo de uniformizar critérios para a utilização e dimensionamento das micro-estacas foram desenvolvidos três projetos muito importantes.

Em 1993, o Departamento de Transporte dos Estados Unidos (*Federal Highway Administration*) criou um grupo de trabalho constituído por construtores, consultores, académicos e donos de obra, com o objetivo de definir o estado da arte, compilando toda a informação internacional sobre métodos de construção, expressões de dimensionamento e resultados de estudos realizados. O produto final deste trabalho foi a publicação do documento intitulado *Drilled and Grouted Micropiles-State-of-the-Practice Review* (FHWA, 1997). As limitações e incertezas encontradas, levou a mesma instituição a desenvolver um novo documento intitulado *Micropile Design and Construction Guidelines, Implementation Manual* (FHWA-SA-97-070, 2000), do qual resultou uma uniformização dos métodos de dimensionamento, processos de execução, métodos de inspeção e ensaios sendo atualmente um documento de referência.

Paralelamente, do lado Europeu, os Franceses iniciaram um projeto nacional em 1993, *FOREVER - FOndations REforcées VERticalment*, coordenado pelo instituto IREX (Institute

pour la Recherche Appliquée et l'Expérimentation en Génie Civil), com o objetivo de desenvolver vários trabalhos direcionados para três grandes temas: comportamento de micro-estacas isoladas, comportamento de grupos de micro-estacas e comportamento de micro-estacas reticuladas (grupo de micro-estacas executadas com várias inclinações convergentes no topo). A síntese dos principais resultados, conclusões e recomendações foram publicadas em livro, em 2004, com o título *Synthèse des Résultats et Recommendations du Project National sur les Micropieux* (FOREVER, 2004).

Com a constante necessidade de reabilitar e reforçar as estruturas danificadas pela ação dos sismos, uma associação de construtores Japoneses, a Japanese Association of High Capacity Micropiles (JAMP), iniciou em 1999 um projeto com o objetivo de desenvolver métodos de reforço sísmico e de prevenção da liquefação dos solos. O resultado deste trabalho foi o manual de dimensionamento intitulado *Design and Execution Manual for Seismic Retrofitting of Existing Pile Foundations with High Capacity Micropiles* (JAMP, 2002).

Estes três documentos, de inegável qualidade, apresentam critérios direcionados para o comportamento, dimensionamento estrutural e geotécnico das micro-estacas. As referências às ligações das micro-estacas à estrutura reduzem-se aos tipos de ligações ou ao dimensionamento de ligações em estruturas novas, baseados nos regulamentos atuais de estruturas de betão armado. Em relação ao dimensionamento de ligações de micro-estacas seladas usadas como reforço das fundações de estruturas existentes, as referências são meramente qualitativas.

Os regulamentos atuais para dimensionamento de estruturas de betão armado, nomeadamente o regulamento americano, ACI 318 (2008), a regulamentação europeia, EC2 (2010), apresentam expressões para a determinação do valor da tensão de rotura da aderência e para a determinação do comprimento de amarração de varões nervurados ancorados no betão. Contudo, nenhum destes regulamentos apresenta expressões para o cálculo do comprimento de selagem ou para a determinação do valor da tensão de rotura da aderência para armaduras seladas em furos previamente executados em elementos de betão armado existentes.

A investigação existente nesta área é manifestamente reduzida, sendo a resistência das ligações entre micro-estacas seladas a fundações existentes avaliada a partir de ensaios *in situ*, realizados por projetistas e construtores, no âmbito de cada projeto de reforço.

O trabalho mais relevante e pioneiro nesta área, foi desenvolvido por Gómez *et al.* (2005). Estes autores realizaram ensaios à compressão para avaliar a influência de vários parâmetros na capacidade da ligação de micro-estacas de tubos lisos e tubos texturados, seladas em furos previamente executados, por percussão, em blocos de betão armado. Concluíram que a capacidade da ligação é controlada pela adesão e pelo atrito na interface tubo / calda e que a resistência residual é inteiramente conseguida por atrito, dependendo do nível de confinamento conferido pela armadura existente na fundação. Os resultados obtidos demonstraram que as micro-estacas de tubos texturados aumentam a capacidade da ligação. Concluíram igualmente que a capacidade da ligação aumenta com a diminuição do diâmetro do furo previamente executado na fundação e que o comprimento de selagem tem pouca influência na tensão de rotura da aderência. No entanto, no estudo realizado por Gómez *et al.* (2005) não foram realizados ensaios à tração, apenas foram realizados dois ensaios com micro-estacas de tubos texturados, a textura dos tubos foi aumentada através de cordões de soldadura (que não é utilizado na prática) e as sapatas apresentavam uma percentagem de armadura igualmente não usual em estruturas de betão armado com algumas dezenas de anos. Por todas estas razões, considerou-se relevante realizar o estudo descrito na presente dissertação de doutoramento.

## 1.3 Objetivos

Para a realização do trabalho de investigação descrito na presente tese foram definidos os seguintes dois objetivos principais:

- 1) Avaliar a influência dos parâmetros mais relevantes no comportamento da ligação de micro-estacas seladas com caldas de cimento em sapatas de betão armado, incluindo o estudo da aderência nas interfaces aço / calda / betão. Havendo apenas um único trabalho anteriormente realizado sobre este tema, o estudo procurou ter em conta as situações não consideradas neste, e.g. a avaliação da capacidade resistente da ligação, fazendo variar o confinamento passivo e ativo. Foi realizado um total de noventa e nove (99) ensaios à compressão e à tração em laboratório,

tendo sido estudados os seguintes parâmetros: (1) diâmetro do furo; (2) comprimento de selagem; (3) rugosidade das paredes do furo; (4) textura da micro-estaca; e (5) confinamento ativo e passivo. Os restantes parâmetros foram mantidos constantes, nomeadamente: calda de selagem utilizada, betão adotado para a sapata e direção do carregamento;

- 2) Tratando-se de um trabalho de investigação científica aplicada, e não existindo regulamentação sobre o assunto, entendeu-se definir igualmente como objetivo propor expressões de cálculo e pormenorização de ligações seladas com calda de cimento entre micro-estacas, solicitadas a carregamentos axiais, a sapatas existentes de betão armado.

## 1.4 Principais contribuições

Neste ponto sintetizam-se as principais contribuições resultantes do trabalho de investigação científica descrito na presente tese.

Foi desenvolvido um equipamento específico, descrito no Capítulo 4, para tratar a superfície dos furos previamente executados para a instalação das micro-estacas. Este equipamento permite executar dentes nas paredes do furo obtendo-se, desta forma, uma superfície indentada com elevada aderência. Da análise e discussão dos resultados conclui-se que a utilização de uma superfície indentada em ligações seladas condiciona os modos de rotura no caso de micro-estacas com tubos texturados seladas em fundações confinadas com pré-esforço lateral.

Além do método e equipamento desenvolvidos atrás referidos, são igualmente *outputs* do presente trabalho os seguintes artigos publicados (Dias-da-Costa *et al.*, 2011; Veludo *et al.*, 2012; Veludo *et al.*, 2012) e submetidos em revistas internacionais citadas na ISI Web of Knowledge:

1. Veludo, J., Júlio, E.N.B.S., Dias-da-Costa, D., “*Compressive strength of micropile-to-grout connections*”, *Construction & Building Materials*, Vol. 26, nº 1, Jan, 2012, p. 172-179. doi:10.1016/j.conbuildmat.2011.06.007.
2. Dias-da-Costa, D., Veludo, J., Alfaiate, J., Júlio, E.N.B.S., “*An element enriched formulation for simulating longitudinal cracking of concrete due to rebar slippage*”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 78, nº 2, Jan, 2011, p. 301-316. doi:10.1016/j.engfracmech.2010.09.010.
3. Veludo, J., Júlio, E.N.B.S., Dias-da-Costa, D., Pinto, P.L. “*Bond strength of textured micropiles grouted to concrete footings*”, *Engineering Structures*, Vol. 35, nº 1, Fev, 2012, p. 288–295. doi:10.1016/j.engstruct.2011.11.012.
4. Veludo, J., Júlio, E.N.B.S., Dias-da-Costa, D., Pinto, P.L. “*Behavior of textured micropiles grouted to concrete footings subject to tensile loads*”, (submetido)

O segundo artigo resulta dos ensaios realizados à compressão com micro-estacas de tubos lisos, seladas em tubos de PVC, em tubos de aço e em blocos de betão, apresentados e discutidos no Capítulo 5. O segundo artigo apresenta uma formulação inovadora baseada em elementos finitos com fissuras embebidas. Esta abordagem permite a simulação até à rotura de fissuração radial, idêntica à observada experimentalmente nos ensaios de micro-estacas de tubos lisos discutidos no Capítulo 5. O terceiro artigo resulta dos ensaios realizados à compressão com micro-estacas de tubos texturados, seladas em blocos de betão, apresentados e discutidos no Capítulo 5. O quarto artigo resulta dos ensaios realizados à tração com micro-estacas de tubos texturados seladas em blocos de betão apresentados e discutidos no Capítulo 6.

São igualmente *outputs* deste trabalho, 4 artigos (Veludo *et al.*, 2011; Veludo *et al.*, 2008; 2009; 2010) apresentados em congressos internacionais, 3 artigos apresentados em congressos nacionais (Dias-da-Costa *et al.*, 2011; Veludo *et al.*, 2010; Veludo *et al.*, 2008), e 1 artigo (Veludo *et al.*, 2008) publicado em revistas nacionais.

Por último, é de referir a proposta de: (i) uma expressão de cálculo (análise/dimensionamento) de ligações seladas com micro-estacas de tubos lisos, para o reforço de fundações de betão armado existentes, apresentada no Capítulo 5 na secção 5.3.2.1; e de (ii) um procedimento de cálculo para o dimensionamento de ligações seladas com micro-estacas de tubos lisos e texturados, apresentado no Capítulo 7 na secção 7.2.

## 1.5 Organização do documento

No Capítulo 1 faz-se uma introdução sobre o âmbito da utilização de micro-estacas como elementos de reforço de fundações, apresentam-se os objetivos do trabalho realizado, focado no comportamento das ligações seladas de micro-estacas a estruturas de betão armado existentes, e indica-se a estrutura da dissertação.

No Capítulo 2 é feita uma abordagem sobre o reforço de fundações com utilização de micro-estacas, e os tipos de ligação destes elementos às fundações novas e às fundações a reforçar.

No Capítulo 3 são descritos os fatores que afetam a aderência, os mecanismos de transferência de carga e os modos de rotura em ligações aço / betão e em ligações aço / calda / betão (ligações seladas). É feita uma revisão bibliográfica sobre os trabalhos realizados por outros investigadores sobre a aderência aço / betão e é feito um levantamento da abordagem da regulamentação atual sobre a aderência aço / betão. É igualmente feita uma revisão bibliográfica sobre o comportamento de ligações seladas com ancoragens. Por último, é realizada uma apresentação dos trabalhos mais relevantes realizados com utilização de micro-estacas seladas em fundações de betão armado existentes.

No Capítulo 4 é apresentado o estudo laboratorial, com a descrição das três fases de ensaios realizadas, bem como as explicações sobre as opções tomadas.

No Capítulo 5 são apresentados e discutidos os resultados obtidos nos ensaios de ligações submetidas a esforços de compressão.

No Capítulo 6 são apresentados e discutidos os resultados obtidos nos ensaios de ligações submetidas a esforços de tração.

No Capítulo 7 são apresentadas as principais conclusões do estudo realizado e são propostas recomendações para o dimensionamento e pormenorização para apoio do projeto de reforço de fundações através de micro-estacas seladas. São ainda sugeridos tópicos para futuras investigações nesta temática.



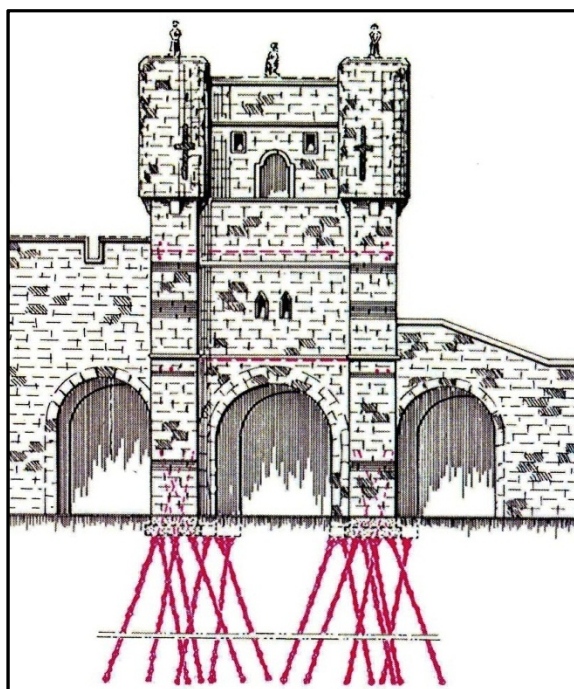


## Capítulo 2

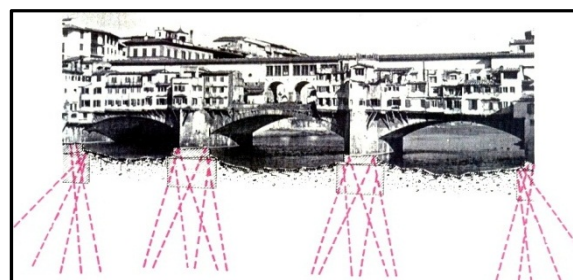
# Reforço de Fundações com Micro-Estacas. Ligação Micro-Estaca / Estrutura

## 2.1 Introdução

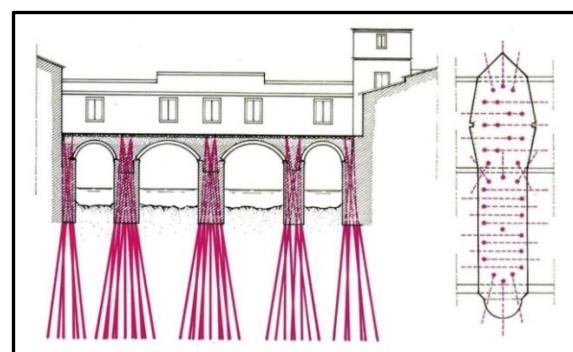
Inicialmente designadas por *Pali Radice* (estacas raiz), as micro-estacas foram desenvolvidas no início de 1950, pelo engenheiro italiano Fernando Lizzi, para recalçamento de edifícios antigos. Estes elementos eram instalados individualmente ou em grupo, de forma a resistir a maiores solicitações, confinando deste modo o solo no seu interior, servindo simultaneamente para recalçar as estruturas e reforçar os solos de fundação (Lizzi, 2007). A Figura 2.1 ilustra alguns exemplos de aplicação de estacas raiz no recalçamento de edifícios históricos.



a) "Bootham Bar", Yorque, Inglaterra



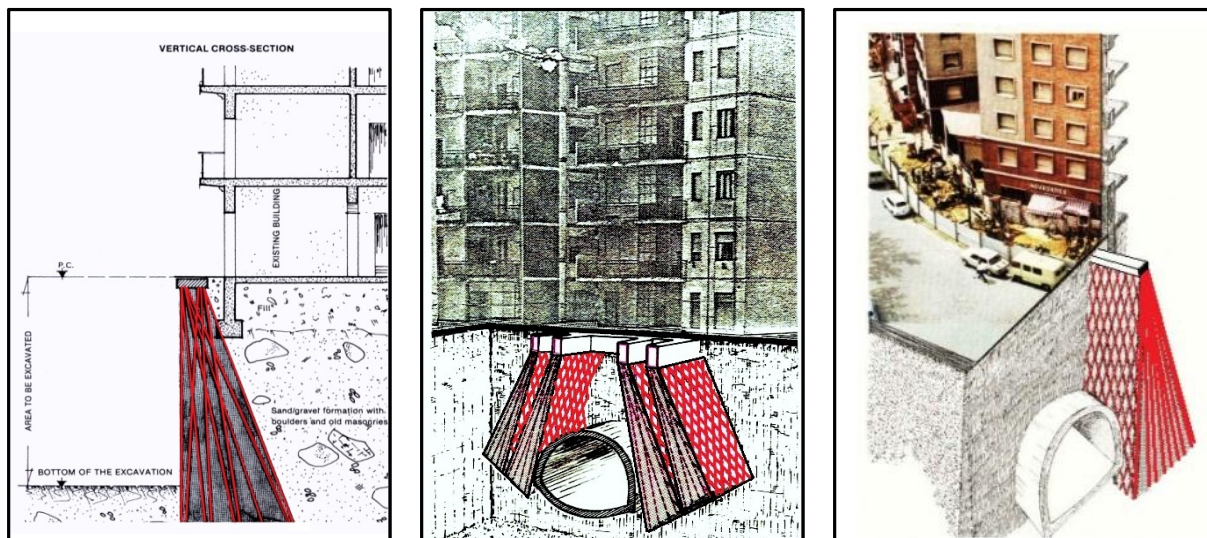
b) "Ponte Vecchio", Florença, Itália



c) "Ponte Mediceo", Florença, Itália

Figura 2.1 – Recalçamento de edifícios históricos com estacas raiz (Lizzi, 2007)

Posteriormente, esta técnica foi utilizada em meios urbanos para construir elementos de contenção que permitissem a execução de escavações na vizinhança de edifícios ou de obras no sub-solo, conforme ilustrado na Figura 2.2.



a) Proteção de um edifício para escavação

b) Proteção de edifícios no metro de Salerno, Itália

c) Proteção de edifícios no metro de Barcelona

Figura 2.2 – Suporte de escavações e obras no sub-solo com estacas raiz (Lizzi, 2007)

O recalçamento de fundações com micro-estacas é atualmente o método mais utilizado, podendo ser aplicado com diferentes objetivos (Bruce e Nicholson, 1989; Bruce, 1994; Fadeev *et al.*, 2003; FHWA-SA-97-070, 2000; Han e Ye, 2006; Kordahi, 2004; Lehtonen, 2004; Vunneli, 2009):

- Aumento da capacidade de carga de fundações, como resultado da alteração de uso de estruturas, implicando um incremento das ações;
- Suporte de escavações em zonas urbanas consolidadas;
- Reforço sísmico;
- Recalçamento de fundações para controlar e prevenir assentamentos;

A utilização de micro-estacas apresenta inúmeras vantagens, das quais se podem destacar as seguintes (Bruce, 1989; Cadden *et al.*, 2004; FHWA-SA-97-070, 2000):

- Possibilidade de serem instaladas com qualquer inclinação, em qualquer tipo de solo e através de fundações existentes;
- Possibilidade de serem instaladas em espaços reduzidos, uma vez que requerem

equipamento de pequeno porte, produzindo vibrações e danos na fundação e no solo reduzidos;

- Capacidade de resistirem a esforços de compressão, tração e flexão, suportando esforços elevados com reduzidas deformações;
- Os assentamentos verificados durante a sua instalação são reduzidos;
- A ligação à estrutura é simples, quer se trate de estruturas novas ou existentes;
- Em estruturas bastante sensíveis a assentamentos, é possível realizar uma pré-carga;
- A realização de ensaios teste é relativamente económica, não necessitando de *setups* especiais.

Em contrapartida estes elementos apresentam as seguintes desvantagens:

- Carga axial limitada (< 5000 kN), comparada com as estacas tradicionais;
- Custo superior à solução com estacas tradicionais;
- Necessidade de ter precauções especiais quando estes elementos são instalados através de fundações existentes, de modo a evitar que as vibrações induzidas causem danos em elementos estruturais e não estruturais;
- Utilização condicionada em zonas sísmicas em solos com elevado potencial de liquefação;
- Em solos colapsáveis, a perfuração para a instalação da micro-estaca não deve ser realizada com o auxílio de água de modo a evitar assentamentos bruscos.

Quando se procede ao recalçamento de uma fundação com utilização de micro-estacas, um dos aspetos que merece especial atenção dos projetistas e dos donos de obra é a ligação destes elementos à estrutura. O tipo de ligação adotado condiciona o modo como se processa a transferência de carga da estrutura para as micro-estacas, e destas para o solo de fundação. Normalmente são adotadas quatro tipos de soluções: (1) ligação direta da micro-estaca à fundação existente (ligações seladas); (2) ligação com dispositivos especiais em zonas de alargamento; (3) ligações com braçadeiras exteriores; e (4) ligações com o auxílio de estruturas de reação.

Neste capítulo é inicialmente feita uma caracterização das micro-estacas. De seguida, são apresentadas as soluções correntemente adotadas em reforço e recalçamento com a utilização de micro-estacas. Por último são apresentadas os tipos de ligação das micro-estacas à

estrutura, com especial incidência nas ligações seladas.

## 2.2 Micro-estacas

### 2.2.1 Definição

As micro-estacas são elementos estruturais de pequeno diâmetro, inferior a 300 mm, perfurados no solo e injetados sob pressão com calda de cimento e reforçados através de tubos, perfis metálicos e / ou varões em aço, capazes de transferir as cargas para estratos mais profundos e / ou limitar deformações (EN 14199, 2005; FHWA-SA-97-070, 2000; FOREVER, 2004).

As micro-estacas podem ser igualmente cravadas, sendo constituídas por elementos metálicos de pequeno diâmetro e pequenos segmentos (0.5 a 1.0 m), e instaladas com auxílio de macacos hidráulicos e de um sistema de reação (Jokiniemi, 2009).

São elementos que podem trabalhar à compressão ou à tração, sendo a transferência de carga feita essencialmente por atrito lateral, na interface calda / solo, podendo contudo mobilizar alguma resistência de ponta (Bruce *et al.*, 2005).

A classificação destes elementos é feita com base em critérios de dimensionamento ou com base no tipo de injeção utilizado para a sua execução (FHWA-SA-97-070, 2000; FOREVER, 2004).

### 2.2.2 Materiais utilizados

As micro-estacas são normalmente constituídas por armaduras e caldas de selagem, podendo ser igualmente utilizadas argamassas e betão (em pré-fabricação) (EN 14199, 2005). Na Figura 2.3 são ilustradas as secções tipo correntemente utilizadas em micro-estacas. As secções

a utilizar dependem da capacidade pretendida podendo ser constituídas por um varão (Figura 2.3 a), ou grupo de varões (Figura 2.3 b), por tubos metálicos (Figura 2.3 c) ou soluções conjuntas de tubos reforçados com um (Figura 2.3 d) ou mais varões (Figura 2.3 e) selados no seu interior com calda de cimento. Para maiores capacidades de carga podem, igualmente, utilizar-se secções com dois tubos (Figura 2.3 f).

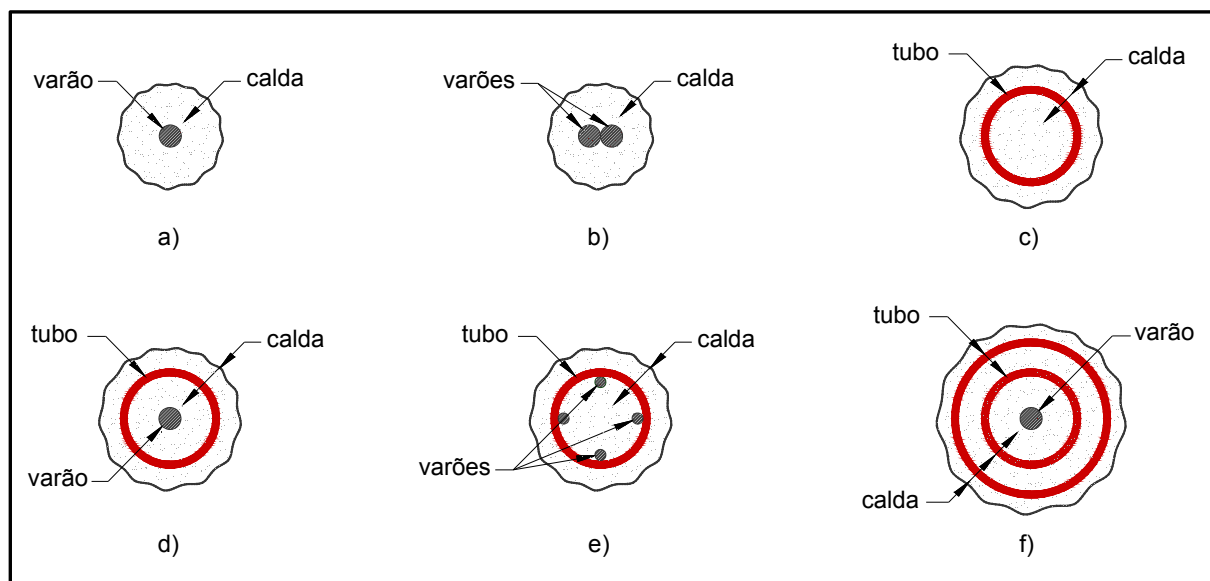


Figura 2.3 – Secções tipo de micro-estacas

### 2.2.2.1 Caldas

A norma EN 14199 (2005) define calda como um ligante constituído por água e cimento, podendo ainda conter adições e agregados finos. O cimento utilizado deve obedecer às especificações da norma NP EN 197-1 (2001) e ser compatível com as condições de agressividade do solo definidas na norma NP EN 206-1 (2006).

As caldas são um elemento fundamental nas micro-estacas e têm as seguintes funções (FHWA-SA-97-070, 2000):

- Transferir as cargas entre as armaduras e o solo;
- Nas secções compostas suportam parte da solicitação quando submetidas a esforços de compressão;
- Servem como proteção das armaduras contra a corrosão;

- Contribuem para a densificação do solo.

As principais características a que devem obedecer as caldas são as seguintes (EN 14199, 2005; FHWA-SA-97-070, 2000; Shong e Chung, 2003):

- A relação água / cimento deve ser inferior a 0.55. Os valores usuais situam-se no intervalo 0.40-0.50 de modo a garantir uma elevada resistência e serem suficientemente fluidas de modo a permitir a sua bombagem e injeção;
- A água a utilizar na amassadura deve ser potável para reduzir os riscos de corrosão das armaduras;
- A resistência à compressão deve ser superior a 25 MPa (os valores usuais situam-se entre 28 e 35 MPa);
- Os cimentos a utilizar devem ser do tipo CEM I ou CEM II;
- Devem apresentar exsudação e variação de volume reduzidas.

### 2.2.2.2 Armaduras

A armadura a utilizar depende da carga a suportar e da rigidez axial necessária para limitar o deslocamento elástico da micro-estaca, podendo utilizar-se varões isolados (maciços ou ocos), grupo de varões (soluções multi-varões), tubos e perfis (FHWA-SA-97-070, 2000).

Podem ser utilizados varões para estruturas de betão armado, com diâmetros de 25 a 63.5 mm e com tensões de cedência de 400 e 500 MPa, satisfazendo os requisitos da norma portuguesa NP EN 10080 (2005), ou satisfazendo os requisitos da norma americana ASTM A615 (2003).

De igual modo podem ser utilizados varões para estruturas pré-esforçadas, com diâmetros de 32 mm a 75 mm, com uma tensão de cedência de 900 MPa, de acordo com a norma europeia prEN 10138-4 (2009), e a norma americana ASTM A722 (2008).

As empresas *Dywidag-systems*, *Williams Form Engineering Corporation* apresentam vários tipos de varões roscados e nervurados para utilizar em micro-estacas. De igual modo as empresas *Dywidag-systems* e *Ischebeck TITAN* apresentam soluções com micro-estacas auto-perfurantes com varões ocos.

No Quadro 2.1 encontram-se resumidas as características dos varões nervurados, tipo *GEWI*, da empresa *Dywidag-systems*. Esta empresa apresenta também soluções multi-varões.

Quadro 2.1 – Características dos varões Dywidag, da *Dywidag-systems*, utilizados em micro-estacas

Designação	Norma	$f_y$ (MPa)	$f_t$ (MPa)	$\phi$ (mm)
<i>GEWI Threadbar</i> (aço normal)	NP EN 10080 (2005)	500	550	32, 40 e 50
		555	700	63.5
<i>GEWI Plus</i>	ASTM A615 (2003)	670	800	28-63.5
<i>GEWI Threadbar</i> (aço de pré-esforço)	prEN 10138-4 (2009) ASTM A722 (2008)	950	1050	26.5-47
<i>Hollow Bar</i>	EN 10083-1 (2006)	470-590*	(520-750)*	25-76

\* Estes valores variam de acordo com os diâmetros adotados;  $f_y$  - Tensão de cedência à tração do aço;  $f_t$  - Tensão de rotura à tração do aço;  $\phi$  - Diâmetro do varão

Os tubos utilizados nas micro-estacas existem no mercado em diferentes qualidades de aço, desde tubos novos a tubos reutilizados da indústria petrolífera, e com diâmetros a variarem entre os 60 mm e 177.8 mm.

Os tubos novos são classificados de acordo com as normas portuguesas NP EN 10210-1 (2008) e NP EN 219-1 (2009), e os tubos reutilizados são classificados de acordo com as especificações API Spec 5CT (2006), API Spec 5L (2004) e a ISO 11960 (2010).

Podem igualmente ser utilizados aços para construção (e.g. perfis HEB) de acordo com a norma portuguesa e europeia NP EN 10025-2 (2007).

No Quadro 2.2 são resumidas as características mecânicas dos tubos.

Quadro 2.2 – Dimensões e resistência dos tubos utilizados em micro-estacas

Designação	Norma	$f_y$ (MPa)	$f_u$ (MPa)	$d_t$ (mm)	$e_t$ (mm)
<i>St52 e E355</i>	EN 10025-2 (2007)	355	500	60-168	5-12.5
<i>K 55 - J 55</i>	EN 10210-1 (2008) EN 10219-1 (2009)	387	527	60.3-73	5.5
<i>N 80</i>	API 5CT (2006) API 5L (2004) ISO 11960 (2010)	551	703	60.3-177.8	7-19

$f_y$  - Tensão de cedência à tração do aço;  $f_u$  - Tensão de rotura à tração do aço;  $d_t$  - Diâmetro exterior do tubo;  $e_t$  - Espessura do tubo

A Figura 2.4 ilustra alguns tipos de armaduras correntemente utilizadas em micro-estacas.



a) Varões nervurados e roscados, extraído de [www.dywidag-systems.com](http://www.dywidag-systems.com)



a) Tubo API N80, extraído de [www.graffitisrl.it](http://www.graffitisrl.it)

Figura 2.4 – Armaduras para micro-estacas

## 2.3 Soluções de reforço e recalçamento

Existem inúmeras soluções de reforço de fundações e recalçamento de estruturas com micro-estacas, para fundações superficiais ou profundas.

No reforço de fundações superficiais, as micro-estacas podem ser colocadas em zonas de alargamento (FEMA 547, 2006; Roeder *et al.*, 1996; Ruiz, 2003) ou executadas através da fundação existente com posterior selagem (FHWA-SA-97-070, 2000; FOREVER, 2004).

A Figura 2.5 ilustra quatro soluções possíveis de aplicação de micro-estacas no recalçamento e reforço de fundações superficiais. Na primeira solução as micro-estacas são aplicadas diretamente na fundação existente através de uma ligação selada (Figura 2.5 a). Este tipo de reforço é discutido na secção 2.4.3.1. Em situações em que é necessária uma maior distribuição de cargas, opta-se por um alargamento da fundação. O alargamento pode ser realizado sem sobreposição, solução ilustrada na Figura 2.5 b) e na Figura 2.5 c), ou com aumento da altura da sapata (Figura 2.5 d). A introdução de pré-esforço na solução de reforço com alargamento permite em algumas situações manter a altura da sapata existente garantindo, igualmente, um reforço das armaduras longitudinais e aumentando o confinamento nas juntas de betonagem (Figura 2.5 c). Esta solução tem contudo um



inconveniente por exigir uma maior escavação em redor da fundação existente para deste modo permitir a colocação dos varões de pré-esforço. O aumento da altura da sapata, através da colocação de uma camada de betão sobre a fundação existente, é realizado com o objetivo de aumentar a resistência à flexão (resistência aos momentos positivos e negativos), a resistência ao corte e ao punçoamento, permitindo igualmente aumentar os comprimentos de amarração das micro-estacas.

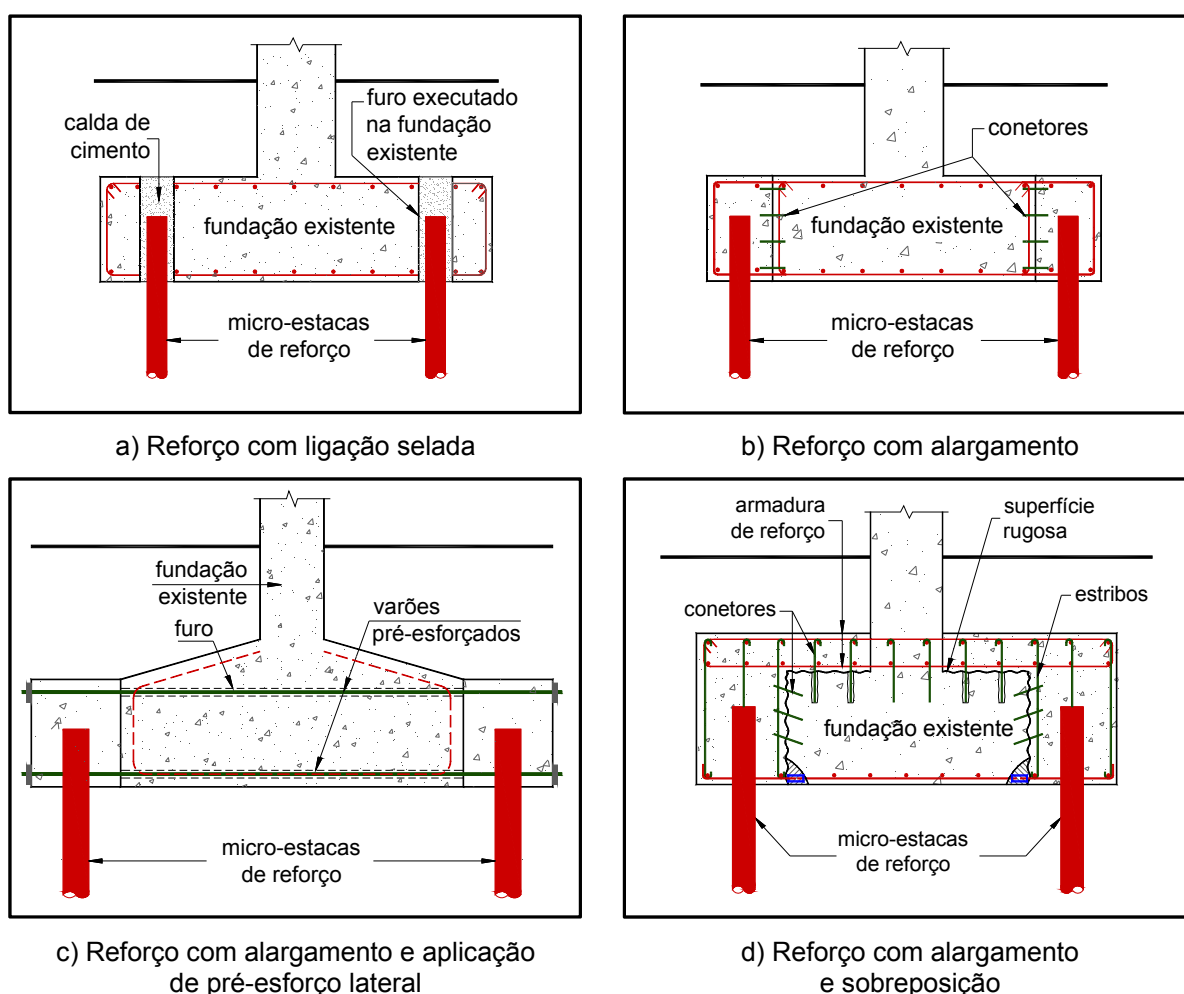


Figura 2.5 – Reforço de fundações superficiais com micro-estacas

No reforço de fundações profundas as micro-estacas são colocadas em zonas de alargamento da fundação. O alargamento é normalmente acompanhado com sobreposição ou com recalçamento, devido à necessidade de aumentar a altura da sapata pelas razões apontadas anteriormente.

A Figura 2.6 ilustra duas soluções de reforço de fundações profundas, soluções adotadas no reforço sísmico de viadutos e pontes (JAMP, 2002). A solução mais usual consiste no

alargamento com sobreposição, solução ilustrada na Figura 2.6 a), por se tratar de um método de fácil execução. No entanto, existem situações em que não é possível realizar uma sobreposição, por existir limitação de cotas, sendo a altura da sapata conseguida à custa de recalçamento da fundação existente, conforme ilustrado na Figura 2.6 b).

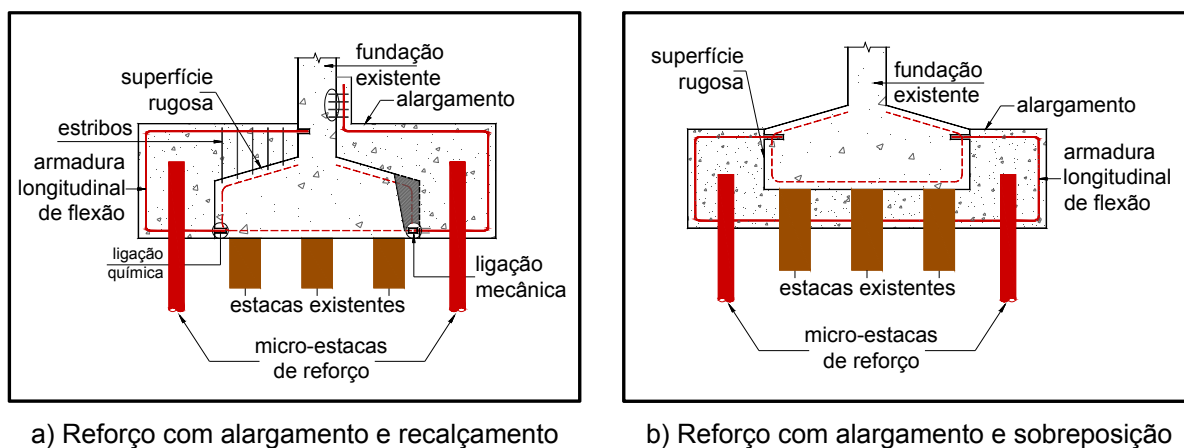


Figura 2.6 – Reforço de fundações profundas com micro-estacas

Nas situações de reforço referidas, é fundamental uma ligação adequada do betão adicionado nas zonas de alargamento e o betão da fundação existente, normalmente realizada através de conetores (ACI 318M-08, 2008; NP EN 1992-1-1, 2010). As juntas de betonagem devem ser convenientemente tratadas de modo a obter-se uma rugosidade adequada. De igual modo, as armaduras longitudinais a colocar na zona de reforço devem ser ligadas às armaduras existentes, de modo a garantir uma eficaz transferência de carga entre a fundação existente e as zonas de alargamento. Esta ligação pode ser feita através de ligações químicas ou mecânicas, conforme é ilustrado na Figura 2.6 a).

Sendo os assentamentos excessivos o dano que em geral leva à adoção da técnica de recalçamento de fundações, os métodos e os sistemas utilizados devem assegurar, não só a eficaz transferência de carga, mas a estabilidade da estrutura existente, evitando que os novos elementos a adicionar às fundações provoquem novos assentamentos após ou durante a sua colocação (Lehtonen, 2004; 2010; 2011). No recalçamento de edifícios com micro-estacas frequentemente é necessário construir uma estrutura para transferir as cargas da estrutura existente para os novos elementos de fundação. A escolha da estrutura de transferência de carga a adotar depende da distribuição de cargas, da capacidade resistente dos novos elementos, dos assentamentos admissíveis e da acessibilidade (Lehtonen, 2004).

Em muitas situações, a estrutura a recalçar encontra-se em mau estado de conservação sendo necessário transferir as cargas para os novos elementos o mais rapidamente possível, devendo a estrutura de transferência ser simples e fácil de executar. Quanto maior a carga a suportar, mais robusta deverá ser a estrutura de transferência. As estruturas de transferência de carga mais comuns são constituídas por elementos metálicos e tirantes, de pequenas dimensões para permitir o seu transporte e colocação em espaços de reduzidas dimensões (Perälä, 2009).

Tawast (Tawast, 1993) sugeriu uma classificação específica para estruturas de transferência de carga, baseada em diagramas de força. A classificação contempla sete (7) casos distintos. Esta classificação tem vindo a ser utilizada no trabalho desenvolvido por Lehtonen (Lehtonen, 2004; 2010; 2011), o qual inclui a criação de uma base de dados – DATUM (*Database on Turku Underpinning Projects* - disponível em <http://www.datu.info/>). A informação aqui contida é referente a mais de cem projetos de recalçamento realizados na Finlândia. Este autor acrescentou seis novos casos à classificação inicialmente proposta por Tawast (1993). Os novos diagramas têm a vantagem, em relação aos originais (Tawast, 1993), de separarem as diferentes fases do processo de recalçamento.

Segundo Lehtonen (2011) os sistemas de transferência de carga podem ser divididos em dois grandes grupos: (i) os que resultam em assentamentos da estrutura após a conclusão do recalçamento, devido à compressão elástica das micro-estacas, e (ii) os que não provocam assentamentos após a construção. Este autor definiu igualmente quatro grandes categorias tendo em conta os seguintes fatores: solicitação a transferir (compressão, tração); utilização de estruturas de transferência independentes da estrutura; e eventual utilização de macacos hidráulicos ou de pré-carga. Estas categorias estão identificadas no Quadro 2.3.

Quadro 2.3 – Categorias de estruturas de transferência de carga (Lehtonen, 2011)

<i>Categoria</i>	<i>Existência de vigas ou de estruturas independentes de transferência de cargas</i>	<i>Utilização de macacos hidráulicos</i>
<i>A</i>	<i>Não</i>	<i>Não</i>
<i>B</i>	<i>Sim</i>	<i>Não</i>
<i>C</i>	<i>Não</i>	<i>Sim</i>
<i>D</i>	<i>Sim</i>	<i>Sim</i>

Na Figura 2.7, é ilustrado o sistema de transferência de carga associado à categoria A. Neste caso as micro-estacas são instaladas diretamente através da fundação existente e a

transferência de carga é feita por aderência nas interfaces aço / calda e calda / fundação, não sendo necessário a utilização de vigas ou macacos hidráulicos.

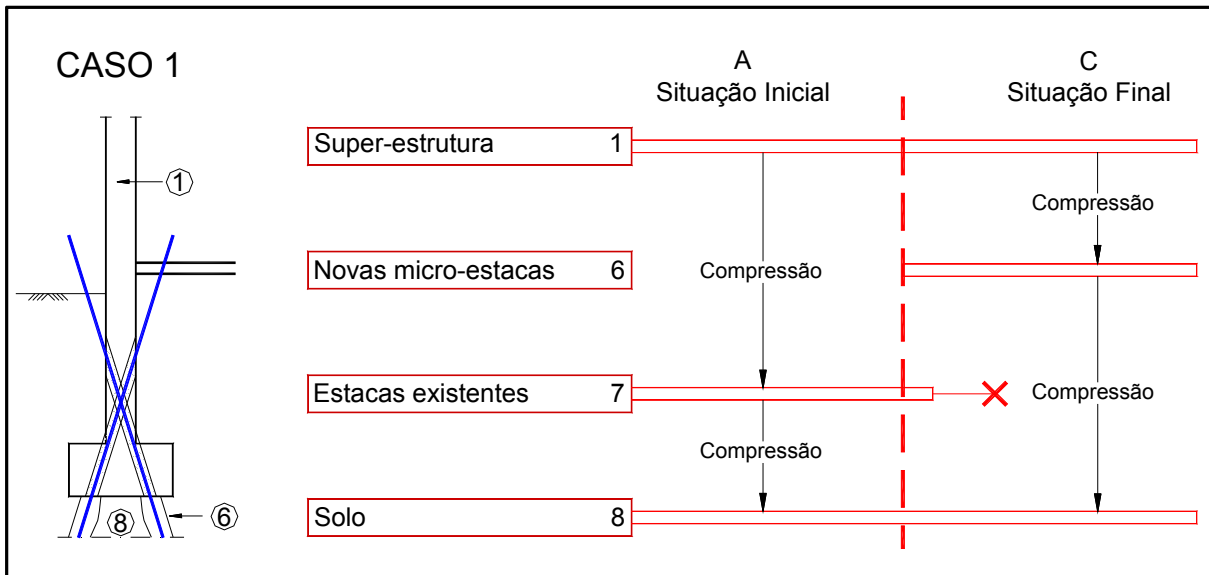


Figura 2.7 – Sistema de transferência de carga - Categoria A (Lehtonen, 2011)

Na Figura 2.8 é ilustrado o sistema associado à categoria B. Neste caso, a carga é transferida da estrutura para as novas micro-estacas através de uma viga metálica independente. Nesta categoria não são utilizados macacos hidráulicos.

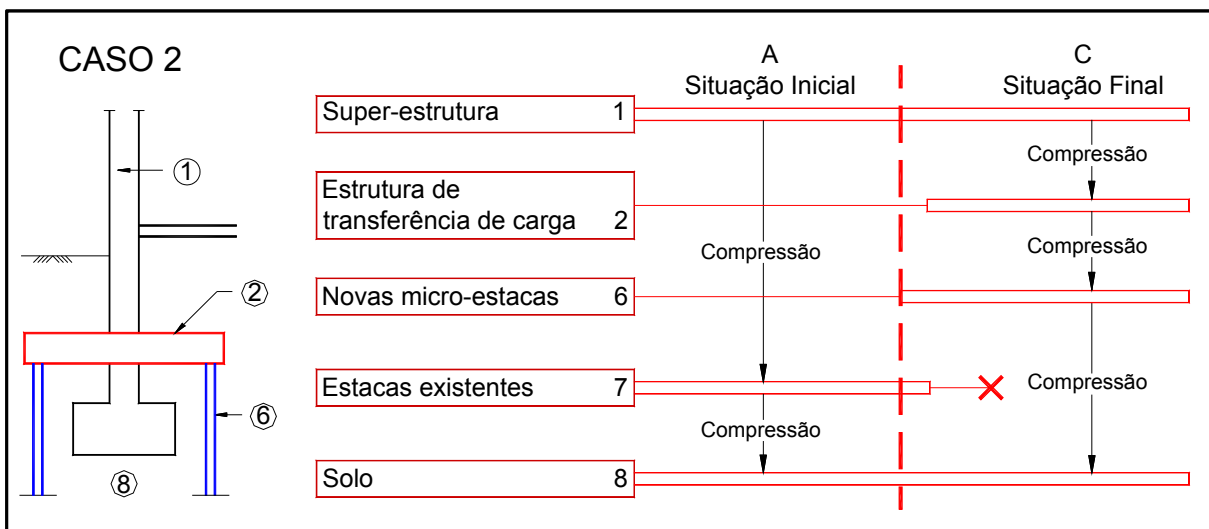


Figura 2.8 – Sistema de transferência de carga - Categoria B (Lehtonen, 2011)

Na Figura 2.9 é ilustrado o sistema associado à categoria C. Neste caso são utilizados macacos hidráulicos para transferir as cargas da estrutura para as micro-estacas, o que permite aplicar uma carga superior à carga de serviço (pré-carga), evitando desta forma a deformação

elástica destes elementos após a construção e, conseqüentemente, os assentamentos. Este método é simples e não requer a utilização de vigas metálicas.

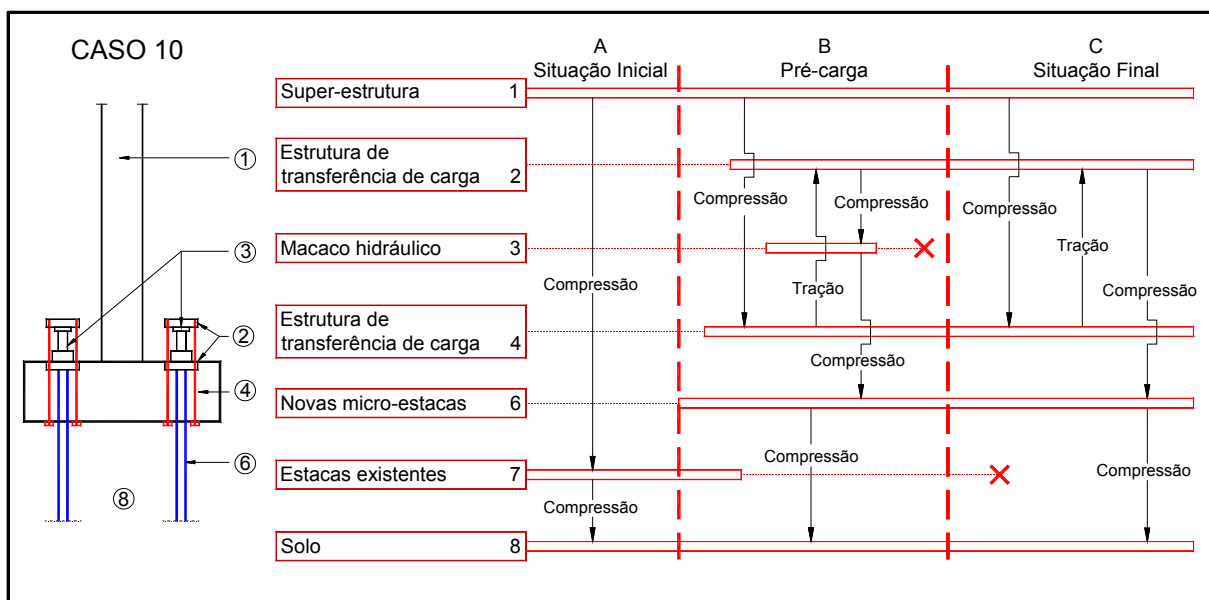


Figura 2.9 – Sistema de transferência de carga - Categoria C (Lehtonen, 2011)

Na Figura 2.10 é ilustrado o sistema associado à categoria D. Neste caso é utilizado um macaco hidráulico para transferir as cargas da estrutura para as micro-estacas, através de uma viga metálica.

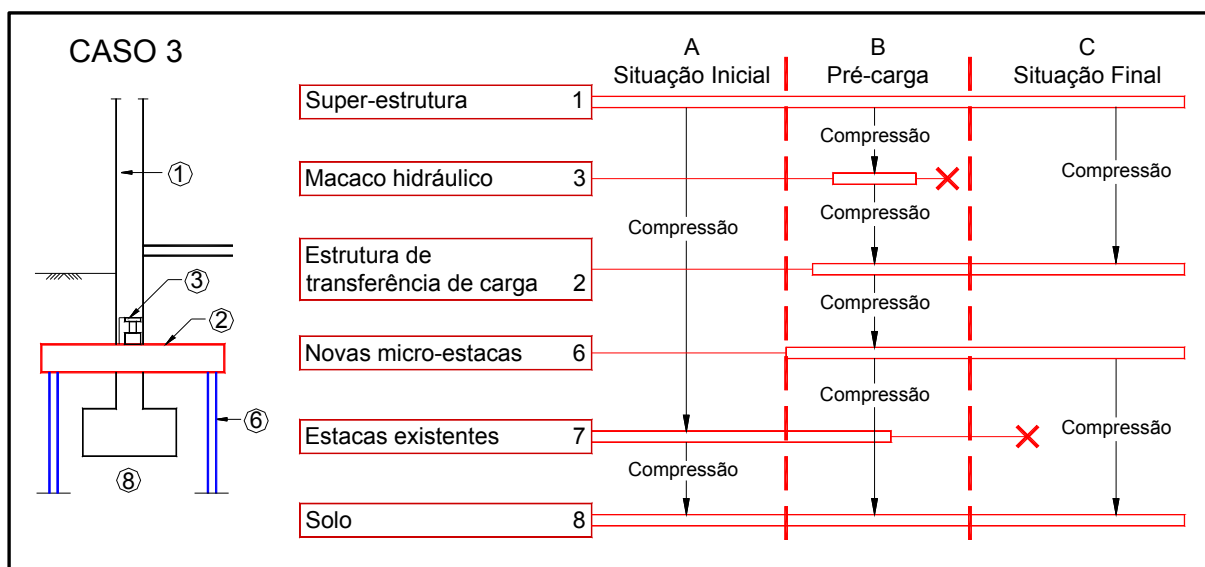


Figura 2.10 – Sistema de transferência de carga - Categoria D (Lehtonen, 2011)

Na Figura 2.11 apresentam-se alguns exemplos da aplicação de sistemas de transferência de carga que se enquadram na classificação anteriormente ilustrada.

Na Figura 2.11 a) é ilustrado um recalçamento, enquadrado na Categoria B (Caso 2, ver Figura 2.8), de uma parede com viga metálica (dois perfis UPE soldados) e duas micro-estacas, uma de cada lado da parede. A carga é transmitida da estrutura para a viga metálica e desta para as micro-estacas e destas para o solo de fundação.

Na Figura 2.11 b) é ilustrado outro exemplo, enquadrado igualmente na Categoria B (Caso 2, ver Figura 2.8), em que a fundação é acessível só de um lado. O sistema de transferência de carga consiste numa viga metálica (dois perfis UPE soldados) e duas micro-estacas que funcionam sujeitas a esforços de compressão e de tração. Quando a carga a transmitir é de pequena intensidade, este sistema pode ser utilizado apenas com uma micro-estaca colocada o mais próximo possível da parede a recalçar.

A Figura 2.11 d) mostra o recalçamento de um pilar com quatro micro-estacas colocadas junto de cada uma das faces do pilar. Este método enquadra-se na Categoria C (Caso 10, ver Figura 2.9). As micro-estacas são instaladas através de furos previamente executados na fundação, mas sem selagem. Em cada micro-estaca é colocado um sistema de transferência constituído por uma estrutura metálica de reação, 4 varões selados na fundação existente e um macaco hidráulico.

Na Figura 2.11 d) é ilustrado um sistema de recalçamento, enquadrado na Categoria D (Caso 3, ver Figura 2.10), com utilização de um macaco hidráulico, que transmite a carga da superestrutura para o sistema de recalçamento, e que permite aplicar uma pré-carga às micro-estacas, superior à carga de serviço eliminando os assentamentos elásticos previsíveis após a conclusão dos trabalhos.



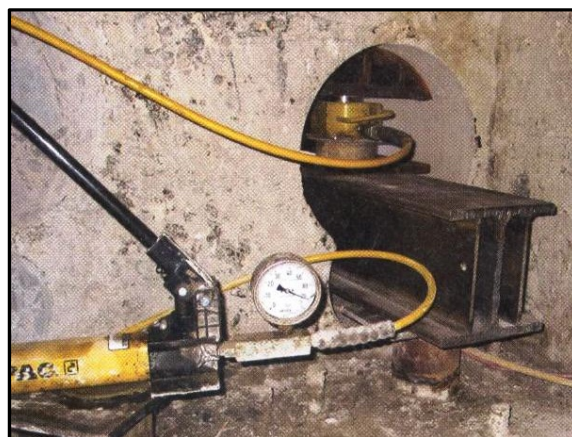
a) Caso 2 (Hoover, 2008)



b) Caso 2 (Hoover, 2008)



c) Caso 10 (Byford e Hampton, 2009)



d) Caso 3 (Perälä, 2009)

Figura 2.11 – Exemplos de sistemas de transferência de carga utilizados em recalçamento de estruturas

## 2.4 Ligação micro-estaca / estrutura

### 2.4.1 Introdução

Um dos aspectos mais importantes quando se procede ao reforço e recalçamento de fundações com micro-estacas é a sua ligação à estrutura e a forma como se processa a transferência de carga da estrutura existente para os novos elementos da fundação.

Existem diversos tipos de ligação de micro-estacas à estrutura, dependendo a sua escolha dos seguintes fatores (Bruce *et al.*, 2005; FHWA-SA-97-070, 2000; FOREVER, 2004; Mazo, 2003; Ruiz, 2003):

- Tipo de estrutura;
- Tipo de obra: fundações de estruturas novas ou recalçamento de estruturas existentes;
- Tipo de solicitação;
- Capacidade de carga pretendida para a ligação;
- Tipo de armadura utilizada;
- Estado da fundação a reforçar e pormenorização das armaduras existentes.

Os tipos de ligação de micro-estacas à estrutura correntemente utilizados são ilustrados na Figura 2.12, podendo organizar-se nos seguintes casos:

- Ligação direta das micro-estacas à estrutura através da selagem destes elementos em furos previamente executados na fundação existente (Figura 2.12 a);
- Ligação das micro-estacas através da execução de novos elementos de betão armado ligados à fundação existente (Figura 2.12 b);
- Ligação das micro-estacas através de braçadeiras ligadas à estrutura existente (Figura 2.12 c);
- Ligação das micro-estacas a estruturas de reação que transferem as cargas da estrutura para os novos elementos de fundação (Figura 2.12 d).

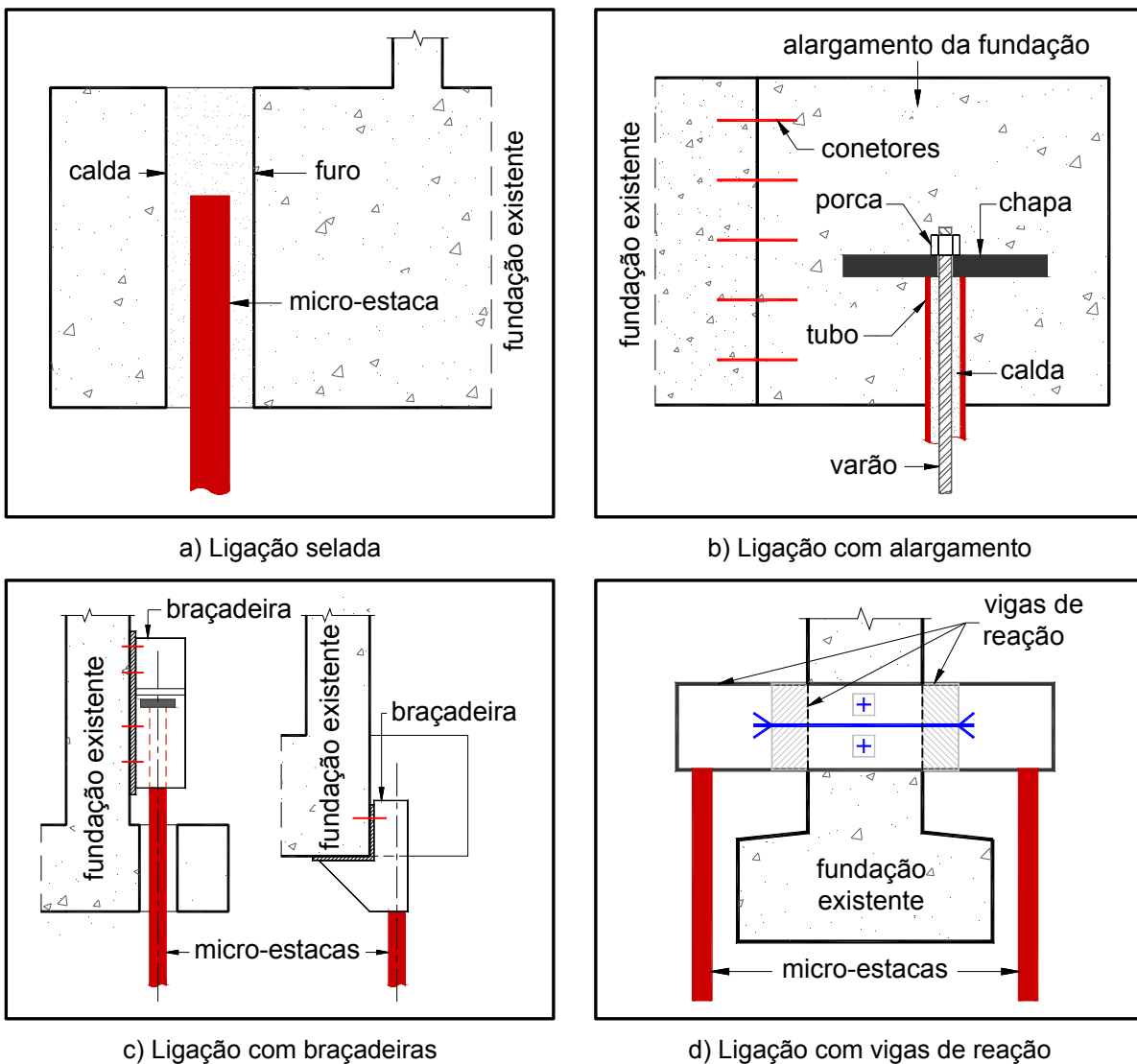


Figura 2.12 – Ligações de micro-estacas a fundações de betão armado



Na solução ilustrada na Figura 2.12 a), as micro-estacas são ligadas à estrutura através de uma ligação selada. Este tipo de ligação só é possível se a tipologia, o estado de conservação da fundação existente e a magnitude das cargas a suportar o permitir. Consiste em atravessar a fundação existente com as próprias micro-estacas sendo posteriormente seladas com calda de cimento ou argamassa no furo previamente executado. A transferência de carga é realizada por aderência nas interfaces aço/calda e calda/betão da fundação existente (FHWA-SA-97-070, 2000; FOREVER, 2004).

Quando a geometria da fundação existente, ou o nível de solicitações nas fundações, impossibilitarem uma distribuição adequada das cargas é necessário recorrer a um alargamento da fundação existente, com ou sem sobreposição, construindo uma nova sapata, conforme ilustrado na Figura 2.12 b). A transmissão de cargas nesta situação é realizada na interface sapata existente / sapata nova mediante a colocação de conetores e / ou com varões de pré-esforço que ligam as novas sapatas à antiga. A transmissão dos esforços de compressão, tração ou tração / compressão nas zonas de alargamento entre as micro-estacas e o betão é efetuada através de dispositivos especiais colocados na cabeça da micro-estaca (porcas e placas de ancoragem) (FOREVER, 2004).

A solução ilustrada na Figura 2.12 c) tem sido correntemente adotada em estruturas de pequena dimensão. As micro-estacas utilizadas neste sistema são do tipo hélix, ou constituídas por tubos metálicos de pequenos segmentos cravados com macacos hidráulicos e apresentam uma capacidade estrutural reduzida. As braçadeiras metálicas não foram concebidas para utilizar com micro-estacas injetadas mas podem ser adaptadas com este propósito. Podem ser ligadas ao elemento de suporte ou à base da fundação existente (Pack, 2009; Perko, 2009).

A solução ilustrada na Figura 2.12 d) varia consoante a intensidade da solicitação a transmitir aos novos elementos e os assentamentos admissíveis. Pode igualmente ser utilizada quando as micro-estacas são instaladas através da fundação existente, mas sem selagem (Lehtonen, 2004; 2010). Estas soluções foram descritas na secção anterior e não serão desenvolvidas neste trabalho.

## 2.4.2 Ligação a estruturas novas

Como foi referido anteriormente, no reforço de fundações as micro-estacas podem ser instaladas em zonas de alargamento, conforme é ilustrado na Figura 2.13. Dependendo da altura da sapata, podem ser utilizadas amarrações diretas (Figura 2.13 a) com transmissão de cargas por aderência ao longo do comprimento de amarração ou dispositivos especiais na cabeça da micro-estaca (Figura 2.13 b). Sendo as micro-estacas elementos com secção reduzida e que podem suportar elevados esforços de compressão, podem ocorrer concentrações de tensões elevadas no topo. Para as reduzir e simultaneamente aumentar a segurança ao punçoamento, são geralmente utilizadas chapas na cabeça da micro-estaca. A utilização destes dispositivos, garante que parte da carga a suportar seja transmitida por flexão e outra parte por aderência permitindo diminuir desta forma o comprimento de amarração (FHWA-SA-97-070, 2000; FOREVER, 2004; JAMP, 2002).

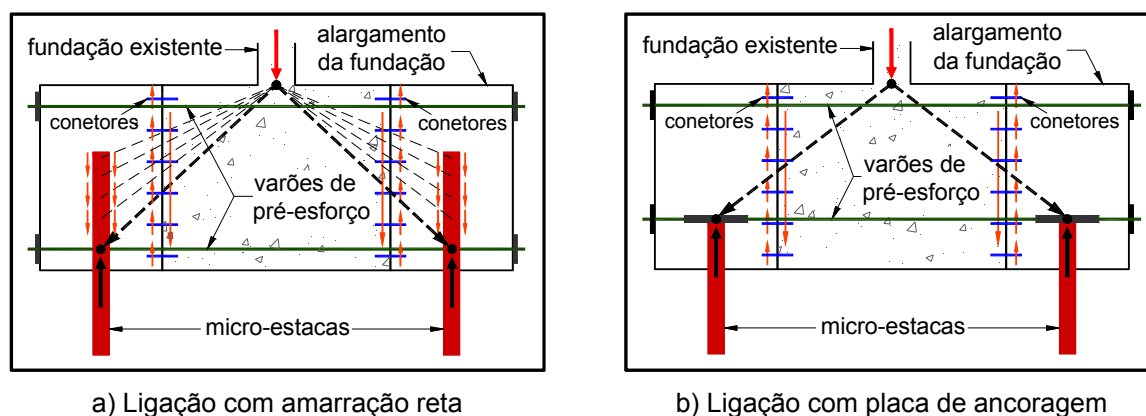


Figura 2.13 – Ligação de micro-estacas em zonas de alargamento

Nas ligações com dispositivos especiais normalmente são adotadas três tipos de soluções: (1) ligação com chapa de ancoragem situada entre uma porca e uma contra-porca; (2) utilização de porcas com flange, bloqueada na sua posição por uma contra-porca; e (3) utilização de ligações soldadas com chapa (FOREVER, 2004).

A Figura 2.14 ilustra, para a solução (1) do parágrafo anterior, vários tipos de ligação de micro-estacas constituídas por varões isolados sujeitas a esforços de compressão, esforços de tração ou esforços de compressão e tração alternados. Para esforços exclusivamente de compressão, é colocada uma porca sob a chapa de ancoragem e uma contra-porca chata colocada sobre a mesma chapa (Figura 2.14 a). Para esforços exclusivamente de tração, a

porca é colocada sobre a chapa de ancoragem e a contra-porca é colocada por baixo (Figura 2.14 b). Nas ligações em que se prevê alternância de cargas (compressão / tração) são colocadas duas porcas (Figura 2.14 c), em que a contra-porca tem o mesmo efeito da porca, cada uma fixando a outra consoante a solicitação. Esta solução só é possível quando a zona de alargamento possui uma altura suficiente que permite situar a armadura acima e abaixo da chapa de ancoragem. Em sapatas com altura reduzida, deve ser utilizada uma ligação com duas chapas de ancoragem, cada uma próxima do topo e da base da fundação, como é ilustrado na Figura 2.14 d).

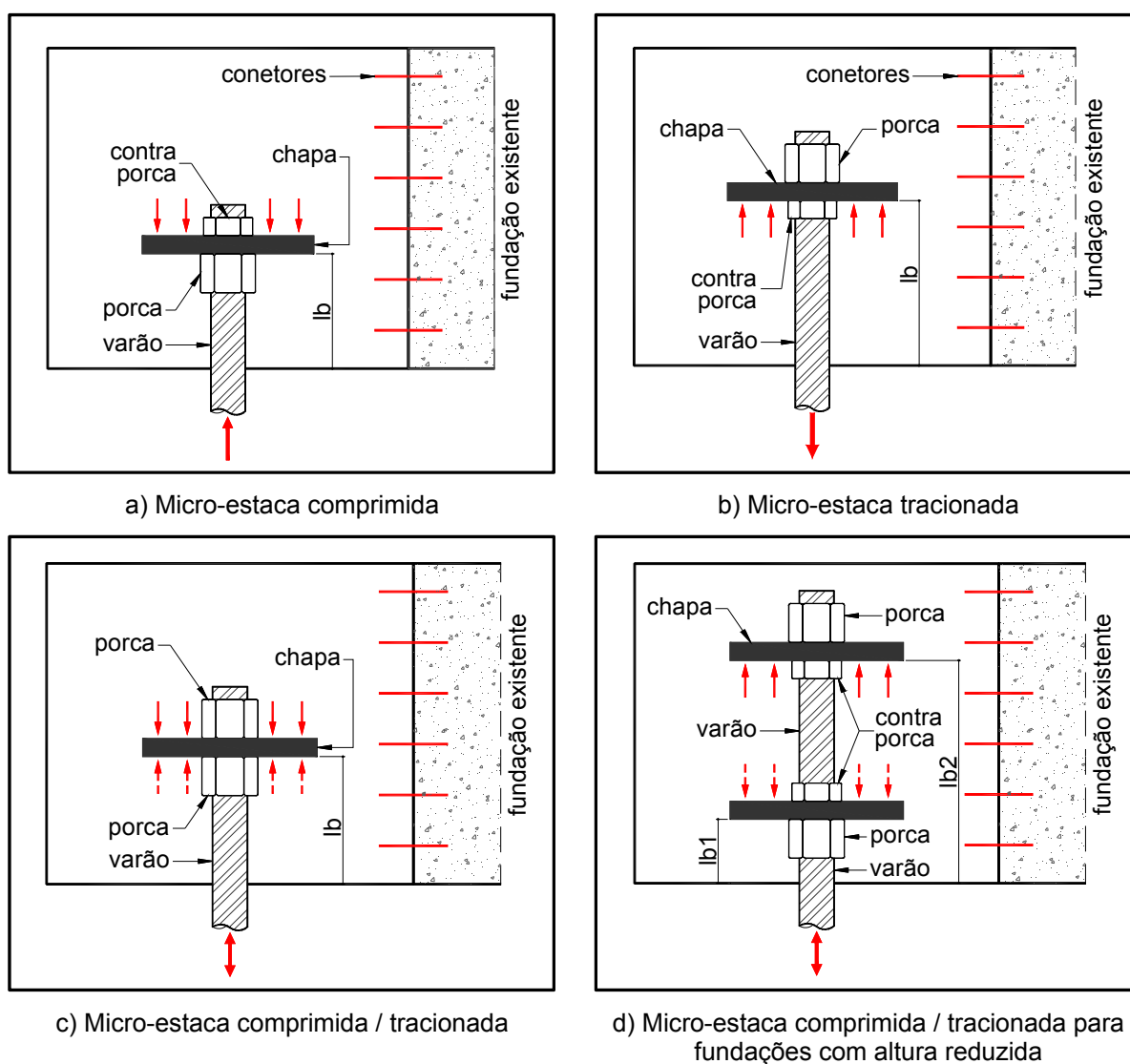
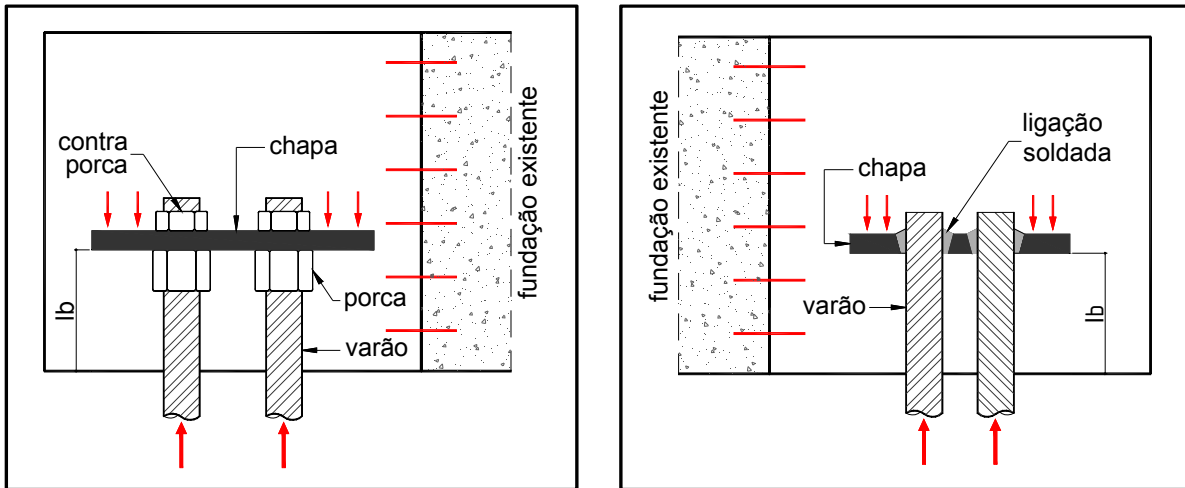


Figura 2.14 – Ligação à fundação de varões individuais, adaptado de FOREVER (2004)

A Figura 2.15 ilustra duas soluções de ligações com mais do que um varão, sendo o sistema idêntico ao adotado para ligações com varões isolados, existindo igualmente soluções com

chapas de ancoragem e porcas (Figura 2.15 a) ou com chapas soldadas (Figura 2.15 b).



a) Ligação com chapa de ancoragem e porcas

a) Ligação com chapa de ancoragem soldada

Figura 2.15 – Ligação à fundação com dois varões, adaptado de FOREVER (2004)

Nas zonas comprimidas na vizinhança dos dispositivos de ancoragem deve ser colocada uma armadura em espiral de modo a confinar convenientemente o betão nesta zona. A Figura 2.16 ilustra a pormenorização dessa armadura em soluções comerciais da *Dywidag-systems*.



a) Micro-estaca comprimida – solução para varão isolado



a) Micro-estaca comprimida – solução multi-varões



c) Micro-estaca comprimida / tracionada

Figura 2.16 – Pormenor de ligações com armadura complementar, extraído de [www.dywidag-systems.com](http://www.dywidag-systems.com)

As soluções de ligações com micro-estacas de armaduras tubulares são igualmente variadas. Duas das soluções mais usadas consistem na amarração direta ou na adoção de dispositivos na cabeça da micro-estaca, conforme ilustrado na Figura 2.17. Nas ligações diretas com armaduras tubulares é usual utilizar micro-estacas com superfície texturada, conseguida através da soldadura de anéis (solução ilustrada na Figura 2.17 a) ou de cintas helicoidais.

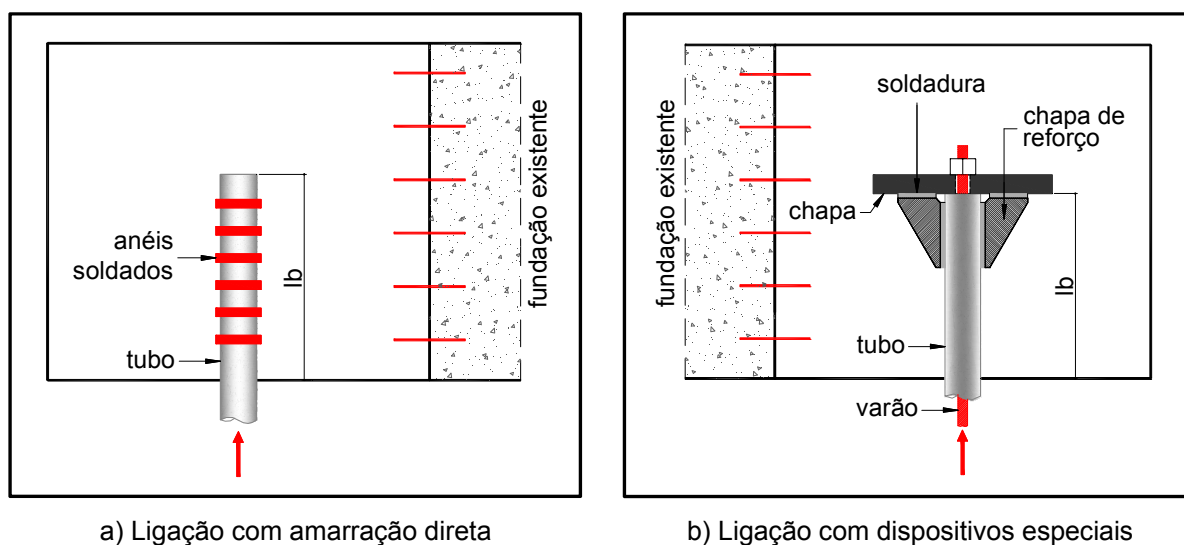


Figura 2.17 – Ligação com micro-estacas de armaduras tubulares, adaptado de FOREVER (2004)

O dimensionamento destas ligações pode ser feito com base nos Eurocódigos estruturais: estruturas de betão (NP EN 1992-1-1, 2010); estruturas de aço (NP EN 1993-1-1, 2010; NP EN 1993-1-8, 2010); e estruturas mistas (EN 1994-1-1, 2004).

É necessário verificar a segurança das ligações em relação às ações externas aplicadas, que podem incluir forças de compressão, forças de tração, forças horizontais e momento atuante na cabeça da micro-estaca (FHWA-SA-97-070, 2000; JAMP, 2002).

A Figura 2.18 ilustra esquematicamente as forças atuantes, as verificações a efetuar e as dimensões a obter em função destas, para ligações com dispositivos especiais (chapas de ancoragem e chapas de reforço).

Na Figura 2.18 a) é ilustrado o modelo de verificação ao punçoamento para forças de compressão, bem como o diagrama de tensões de compressão verticais no betão,  $\sigma_{cv}$ , na cabeça da micro-estaca, que podem provocar o esmagamento localizado do betão. Na Figura 2.18 b) é ilustrado o modelo de verificação ao punçoamento para micro-estacas tracionadas. Na Figura 2.18 c) é ilustrado o diagrama de tensões de compressão horizontais no betão,  $\sigma_{ch}$ , ao longo do comprimento de amarração, que podem provocar o esmagamento localizado do betão. Na Figura 2.18 d) é ilustrado o modelo de verificação ao punçoamento para forças horizontais para uma micro-estaca junto aos limites da fundação. Neste tipo de ligações com dispositivos especiais é também necessário dimensionar a chapa de ancoragem, as chapas de reforço e as soldaduras.

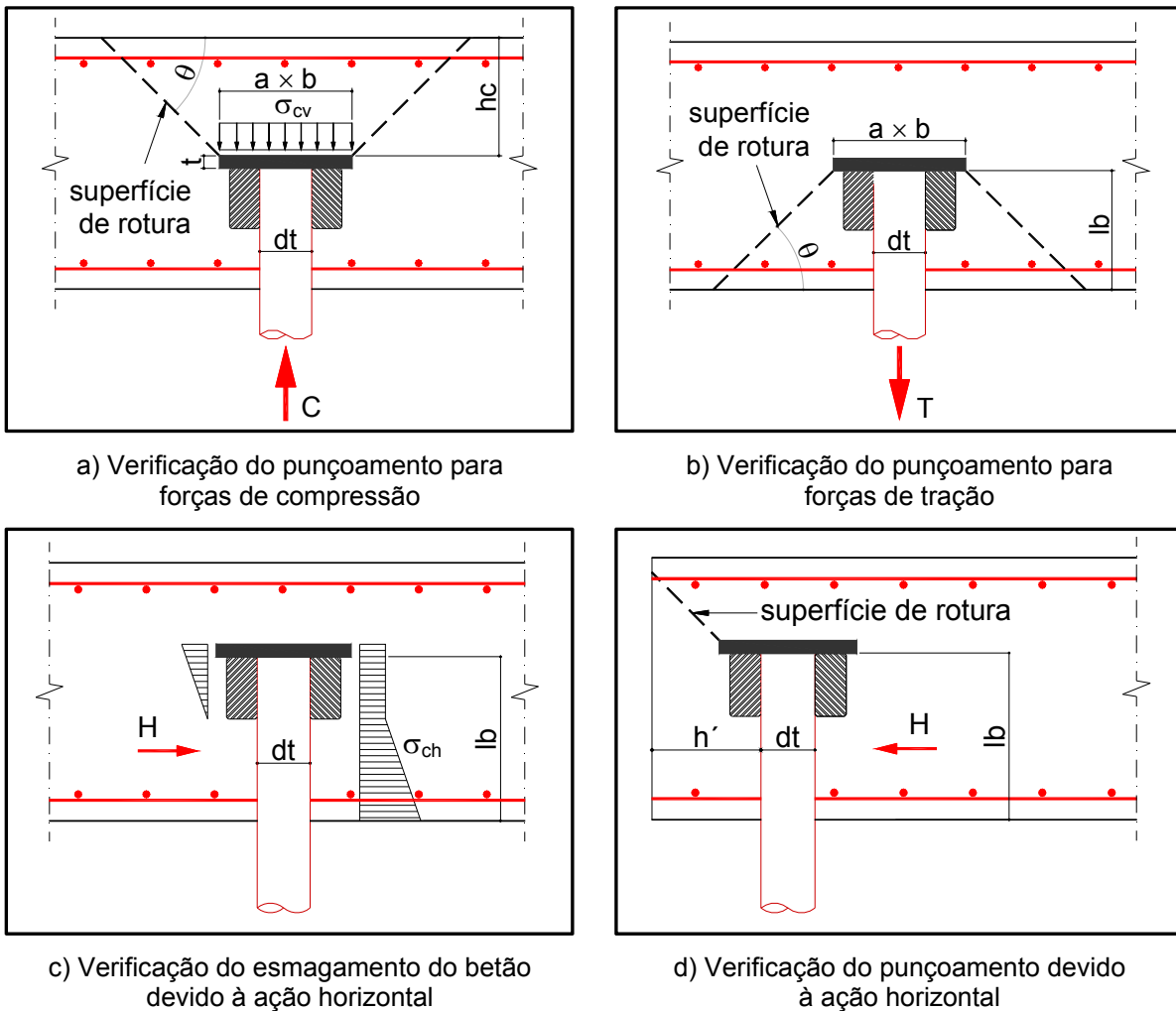


Figura 2.18 – Ilustração das situações a considerar para verificação da segurança da ligação, adaptado de JAMP (2002)

No Quadro 2.4 são apresentadas as verificações a efetuar para as situações ilustradas na Figura 2.18.

Quadro 2.4 – Verificação da ligação com utilização de dispositivos especiais

Forças atuantes		Verificações	Dimensões determinadas pela verificação
Forças verticais	Compressão	Esmagamento do betão na zona superior da chapa de ancoragem	Dimensões em planta do prato de ancoragem ( $a \times b$ )
		Verificação do punçoamento	Altura $h_c$
	Tração	Tensão no betão na zona superior do parto de ancoragem	Dimensões em planta do prato de ancoragem ( $a \times b$ )
		Verificação do punçoamento	Comprimento de amarração ( $l_b$ )
Força horizontal (micro-estaca perto dos limites da fundação)		Verificação do punçoamento nos lados da fundação	Distância $h'$
Força horizontal e momento		Esmagamento do betão no comprimento de amarração	Comprimento de amarração ( $l_b$ )

A empresa alemã *Ischebeck TITAN* elaborou ábacos de dimensionamento para este tipo de ligações, para micro-estacas constituídas por varões isolados e com chapa de ancoragem. A Figura 2.19 ilustra o modelo estrutural utilizado para a verificação da segurança e dimensionamento da ligação (Ischebeck, 2006).

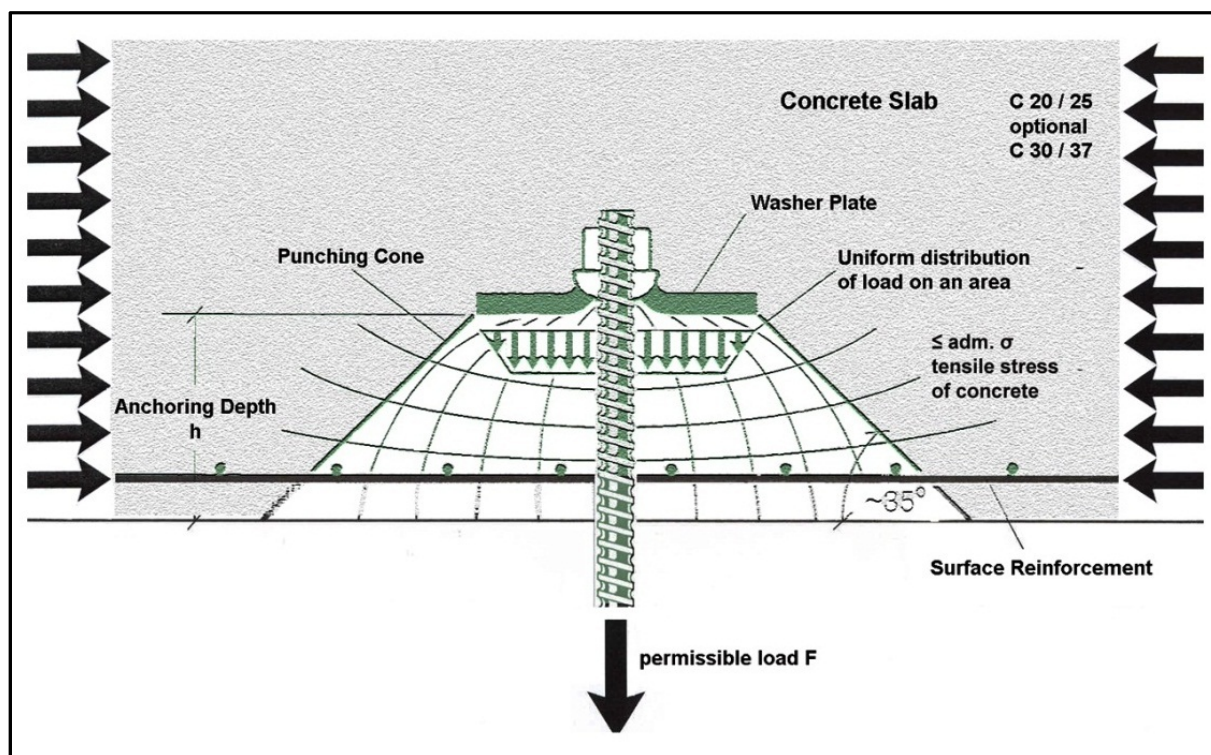


Figura 2.19 – Modelo estrutural da ligação micro-estaca a elementos de betão armado (Ischebeck, 2006)

A empresa propõe ábacos de dimensionamento para esta situação, considerando a verificação do esmagamento localizado do betão, a verificação ao punçoamento e a verificação da resistência à flexão do prato de ancoragem. Na Figura 2.20 é apresentado um dos ábacos propostos para dimensionamento de ligações de micro-estacas a sapatas de betão da classe C30/37. Os ábacos podem ser utilizados quer para esforços de compressão quer para esforços de tração, sendo que a única diferença reside na localização da armadura longitudinal, a qual se deverá situar na zona tracionada. Por exemplo para uma micro-estaca TITAN 40/16 (varão oco com diâmetro nominal de 40 mm e diâmetro interior de 16 mm), solicitada por uma força de tração de 400 kN, com um prato de ancoragem com dimensões  $200 \times 200 \times 30 \text{ mm}^3$ , ancorada numa fundação em betão da classe C30/37 e uma armadura longitudinal de tração de  $10 \text{ cm}^2/\text{m}$ , obtém-se do ábaco da Figura 2.20 um comprimento de amarração de 40 cm.

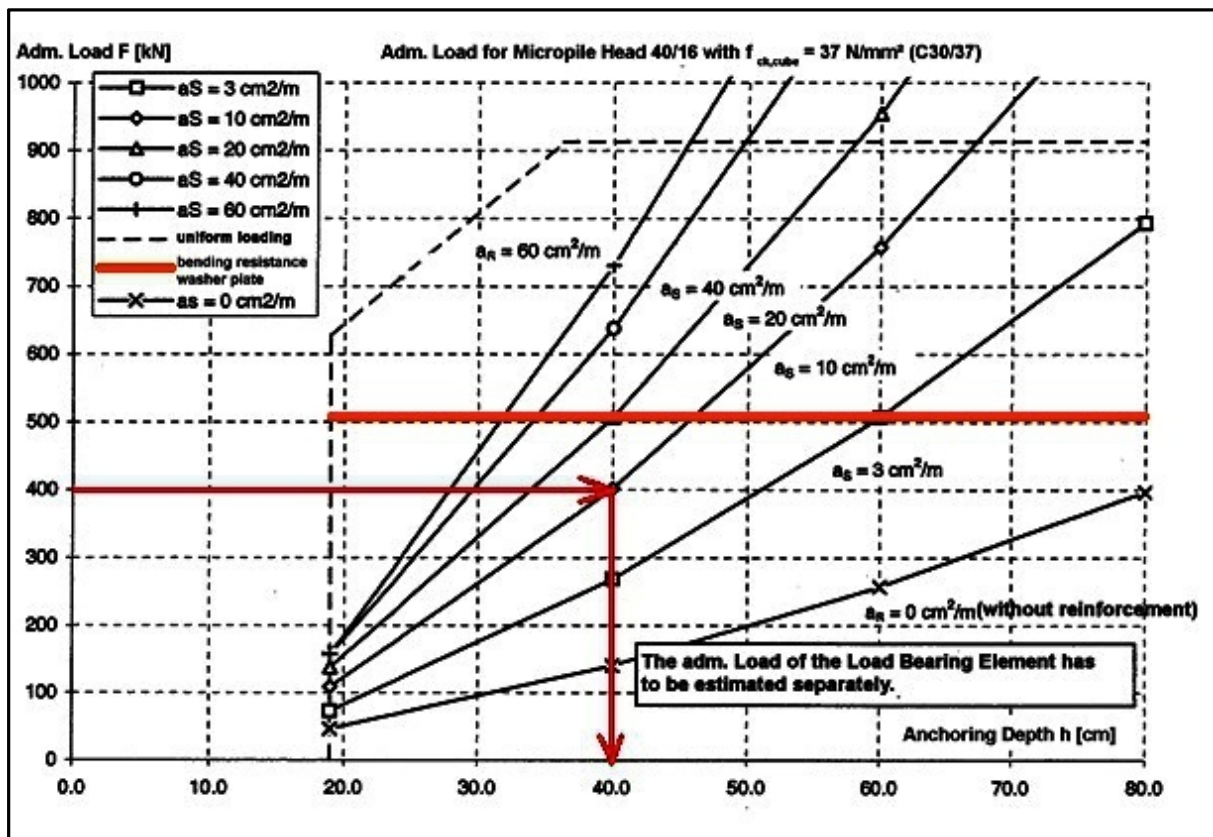


Figura 2.20 – Diagrama para dimensionamento de ligações de micro-estacas TITAN a elementos de betão armado (Ischebeck, 2006)

## 2.4.3 Ligação a estruturas existentes

### 2.4.3.1 Ligações seladas

Frequentemente, na ligação de micro-estacas a fundações de betão armado existentes, recorre-se a uma amarração direta da armadura, através da selagem desta com calda de cimento num furo previamente executado (FHWA-SA-97-070, 2000; FOREVER, 2004; Rasines, 2003). A Figura 2.21 ilustra os tipos correntes deste tipo de ligações.

O processo de execução é simples e consiste inicialmente em realizar um furo na fundação existente. Os furos podem ser realizados por coroa diamantada ou por percussão. De seguida as micro-estacas são instaladas nos furos e seladas com calda de cimento. A Figura 2.22 ilustra as várias fases de execução.



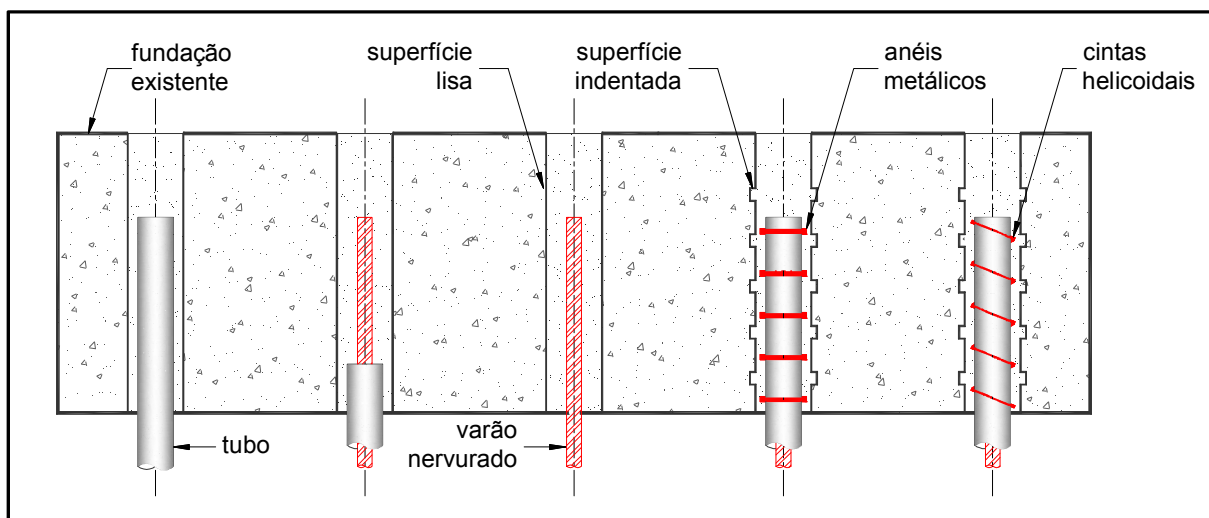


Figura 2.21 – Ligações tipo micro-estaca seladas em fundações de concreto armado existentes

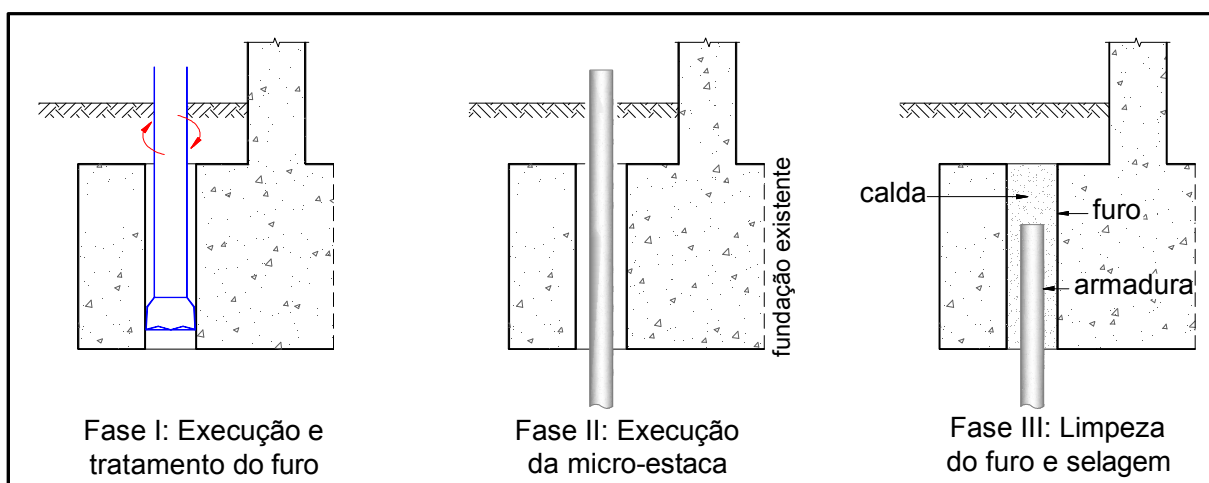
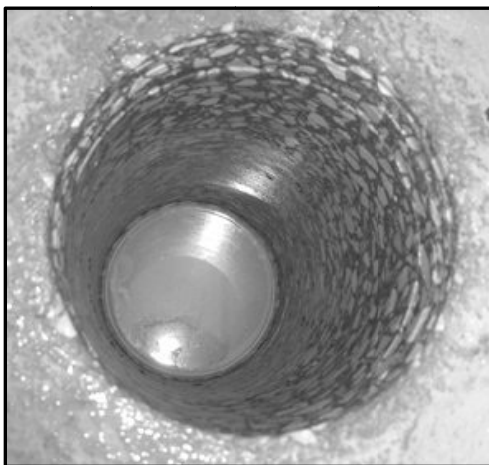


Figura 2.22 – Execução de ligações seladas de micro-estacas à estrutura

A aderência nas interfaces aço / calda e calda / concreto é um parâmetro fundamental nesta ligação. Quanto se pretende que a capacidade da ligação seja elevada é igualmente necessário garantir uma elevada aderência nestas interfaces.

A aderência na interface calda / concreto depende da rugosidade do furo (FHWA-SA-97-070, 2000; Gómez *et al.*, 2005). A rugosidade inicial do furo depende do método de furação, que pode ser realizado por carotagem com coroa diamantada, ou por percussão usando martelos pneumáticos. A utilização de percussão permite aumentar consideravelmente a rugosidade da superfície do furo aumentando desta forma a aderência na interface calda / concreto. Apesar disso, a utilização deste sistema pode não ser aconselhável pelas vibrações induzidas na estrutura e por potenciar a fendilhação do concreto da fundação existente. Quando a carotagem é

realizada com coroa diamantada, é possível aumentar a aderência na superfície através da execução de dentes (denteação da superfície) (FHWA-SA-97-070, 2000). A realização da superfície indentada foi utilizada no início dos anos 80 do século passado utilizando um sistema, denominado de *Ankerbond*, citado em (Bruce, 1989), o qual consiste em utilizar um cilindro metálico com coroas de tungstênio na sua superfície, acoplado a um veio descentrado e a um equipamento de furação. Este sistema consegue, através de rotação lenta, produzir sulcos na superfície do furo. A superfície indentada assim obtida permite aumentar a aderência nesta interface em cerca de dez vezes, comparativamente a uma superfície lisa (Bruce, 1989). Os dentes têm tipicamente 20 mm de profundidade e 32 mm de altura (FHWA-SA-97-070, 2000). A Figura 2.23 ilustra as várias texturas da superfície dos furos e as dimensões usuais dos dentes numa superfície indentada.



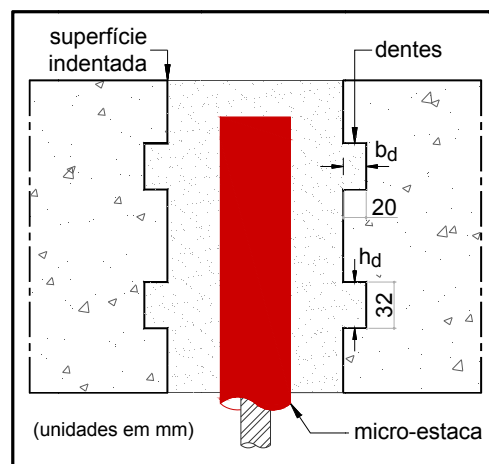
a) Superfície lisa - Carotagem com coroa diamantada (arquivo pessoal)



b) Superfície rugosa - carotagem por percussão (Gómez *et al.*, 2005)



c) Superfície indentada: sistema *Ankerbond*, (Richards e Bruce, 2004)



d) Dimensão corrente dos dentes numa superfície indentada (FHWA-SA-97-070, 2000)

Figura 2.23 – Ilustração dos vários tipos de textura da superfície do furo

A utilização de anéis soldados garante um aumento da aderência na interface aço / calda, de acordo com as recomendações da *Federal Highway Administration* (FHWA-SA-97-070, 2000), do *Public Works Research Institute* (JAMP, 2002), e do procedimento corrente utilizado em micro-estacas fortemente solicitadas (CALTRANS, 2008; Richards e Bruce, 2004; Richards e Kartofilis, 2006).

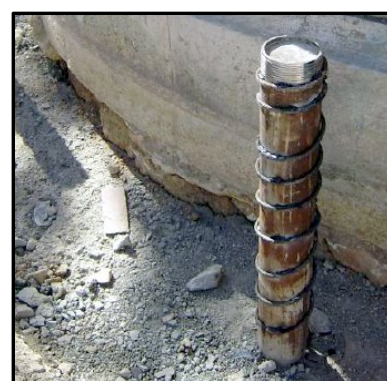
A Figura 2.24 ilustra os tipos de soluções correntemente utilizados para aumentar a aderência nos tubos das micro-estacas.



a) Anéis soldados  
(Richards e Bruce, 2004)



b) Cordões em espiral, extraído  
de [www.graffitisrl.it](http://www.graffitisrl.it)



c) Cintas helicoidais, cortesia de  
Alexandre Pinto (empresa JetSJ)

Figura 2.24 – Soluções correntes para tubos texturados

A Figura 2.24 a) mostra a cabeça de um tubo texturado com anéis soldados na sua superfície, solução utilizada pela empresa americana *Nicholson Construction Company*. Em alternativa, é possível utilizar soluções comerciais em que a cabeça da micro-estaca apresenta cordões soldados em espiral para aumentar a sua textura (Figura 2.24 b). Em Portugal, o aumento da textura das micro-estacas é normalmente conseguido através da soldadura de cintas helicoidais, sobretudo pela sua facilidade de execução (Figura 2.24 c).

Outro aspeto a ter em conta quando se opta por este tipo de ligação, resulta do facto de as fundações não terem sido dimensionadas para transferir as cargas deste modo, podendo verificar-se uma insuficiência de armaduras longitudinais e transversais na fundação existente. Nestas situações, pode recorrer-se à colocação de armaduras pré-esforçadas, à colagem de mantas de polímeros reforçados com fibras de carbono (CFRP), ao alargamento da fundação, entre outras soluções que garantam a segurança da ligação (FOREVER, 2004).

### 2.4.3.2 Ligações com braçadeiras

Neste sistema de recalçamento, as micro-estacas são instaladas junto à estrutura existente e ligadas a esta por braçadeiras, conforme ilustrado Figura 2.25.

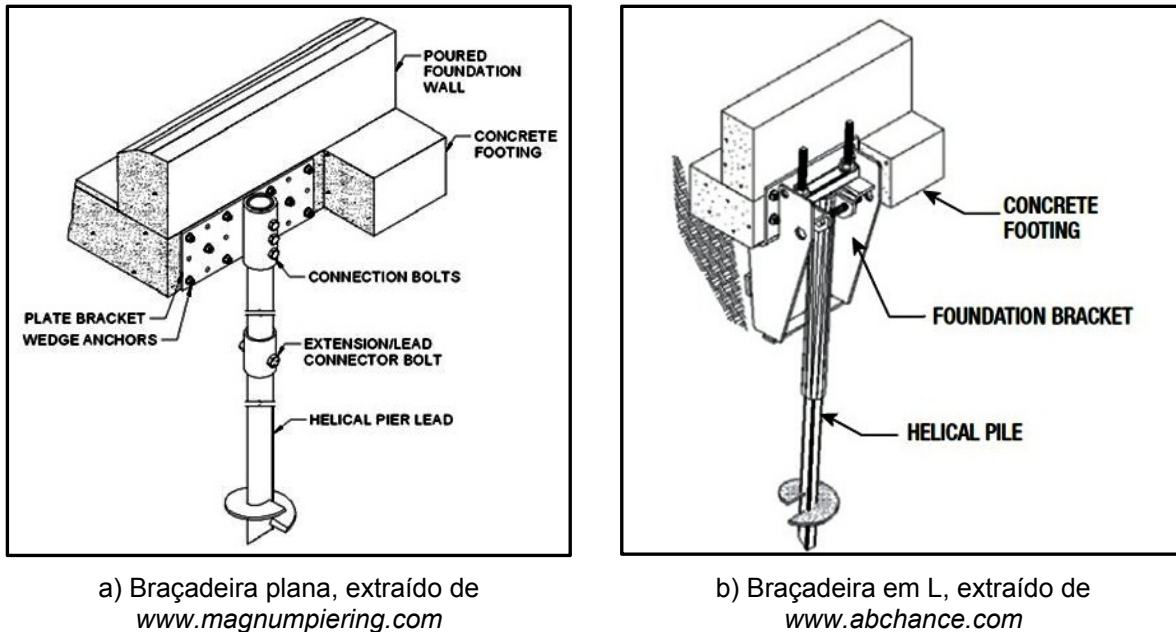


Figura 2.25 – Ligações tipo com braçadeiras em recalçamento de fundações

É um sistema simples de executar mas limitado a transferir cargas reduzidas. A sua utilização é igualmente limitada pela excentricidade da carga e pela capacidade da braçadeira, sendo por estas razões apenas utilizadas em edifícios de pequeno porte (Cadden *et al.*, 2004). Atualmente, há várias soluções patenteadas, associadas a este sistema (Gregory, 1987; Hamilton *et al.*, 1992; Hickman, 2004; Kortan e Olson, 2010).

O tipo de braçadeiras utilizadas depende da intensidade da carga e do tipo de micro-estacas utilizadas: micro-estacas tipo hélix, injetadas ou prensadas. As braçadeiras existentes no mercado são constituídas por elementos metálicos e podem ser planas (Figura 2.25 a) ou em L (Figura 2.25 b). A ligação das braçadeiras à estrutura é normalmente realizada através de ligações aparafusadas com mangas de encaixe para colocação da micro-estaca impedindo a sua rotação em relação à braçadeira. As braçadeiras devem ser colocadas o mais próximo possível da fundação existente de forma a reduzir a excentricidade da carga e evitar danos na estrutura e diminuição de resistência das micro-estacas (Perko, 2009).

A Figura 2.26 ilustra os diagramas de corpo livre para cada um dos tipos de braçadeiras

correntemente utilizadas. No caso de braçadeiras planas, a carga aplicada é transferida através dos conectores e atua próxima da chapa de ligação, com pequena excentricidade (chapa A na Figura 2.26 a). No caso de braçadeiras em L uma grande parte da carga é transferida para a chapa de apoio (chapa C na Figura 2.26 b), provocando um acréscimo de excentricidade, exigindo braçadeiras mais resistentes.

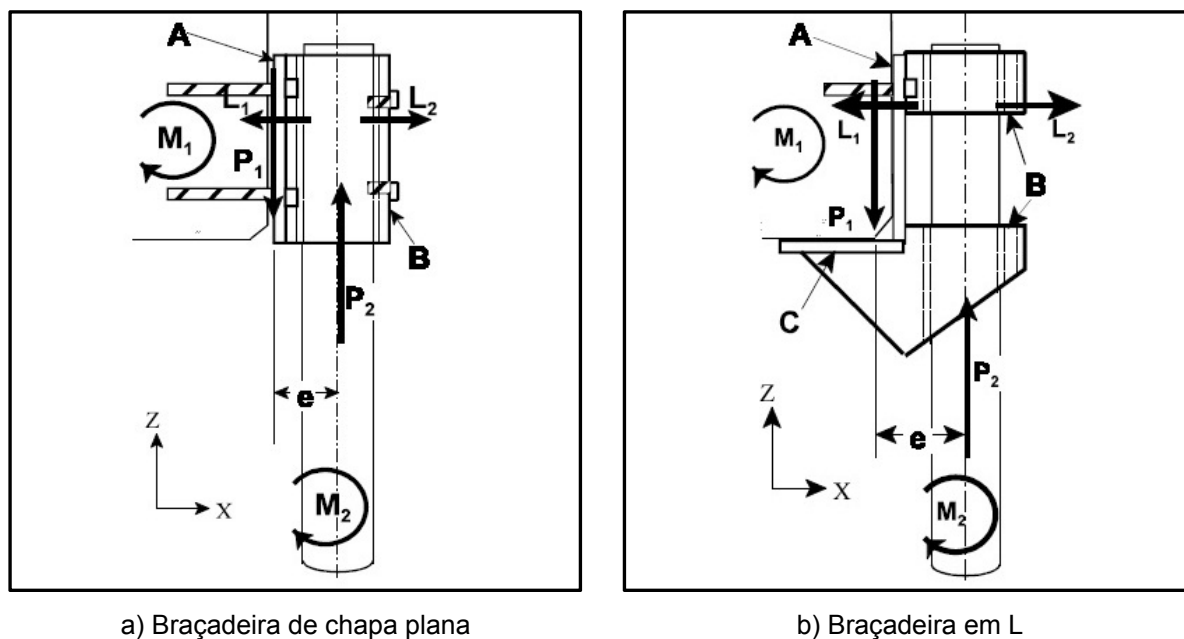


Figura 2.26 – Transferência de carga da estrutura através de braçadeiras exteriores para as micro-estacas de reforço (Perko, 2002)

## 2.5 Notas Finais

Neste capítulo foram apresentados os materiais utilizados em micro-estacas, identificados os principais tipos de soluções de reforço e recalçamento e enumeradas diferentes formas de efetuar a ligação micro-estaca / estrutura: (i) micro-estacas seladas na fundação existente; (ii) micro-estacas colocadas em zonas de alargamento; (iii) ligações exteriores das micro-estacas à estrutura com braçadeiras; e (iv) utilização de sistemas especiais de transferência de carga para as micro-estacas.

Quando existe a necessidade de alargamento de fundações, as micro-estacas são instaladas nas zonas de alargamento. A transferência de carga é realizada através da interface entre a

fundação existente e a zona de alargamento e desta para a micro-estaca, por aderência ao longo do comprimento de amarração, ou através de flexão e aderência, no caso da utilização de dispositivos especiais na cabeça da micro-estaca. Estes dispositivos permitem diminuir consideravelmente o comprimento de amarração da micro-estaca à fundação existente, assim como diminuir a concentração de tensões na cabeça da micro-estaca. O dimensionamento desta ligação pode ser realizado com base nos regulamentos europeus de betão armado (NP EN 1992-1-1, 2010), de estruturas metálicas (NP EN 1993-1-1, 2010; NP EN 1993-1-8, 2010) e de estruturas mistas (EN 1994-1-1, 2004).

Quando a fundação se encontra em razoável estado de conservação e se as suas dimensões o permitirem, as micro-estacas podem ser aplicadas diretamente nesta, seladas com calda de cimento em furos previamente executados. A transferência de carga é realizada por aderência nas interfaces aço / calda e calda / betão da fundação. Para o dimensionamento desta ligação é necessário conhecer os mecanismos de aderência e os valores da tensão de rotura da aderência nas interfaces referidas. Contudo, os trabalhos de investigação nesta área são manifestamente reduzidos e os regulamentos atuais de dimensionamento de estruturas não contemplam este tipo de ligações.

Assim, um dos objetivos definidos para o presente trabalho foi precisamente estudar o mecanismo de transferência de carga, bem como os parâmetros que afetam a capacidade de ligações seladas com micro-estacas. A utilização de diferentes armaduras e de diferentes tratamentos do furo, bem como as características da calda de selagem são outros parâmetros com influência no desempenho da ligação, igualmente considerados nesta tese.

## Capítulo 3

# Aderência nas Interfaces Aço/Calda/Betão

### 3.1 Introdução

O estudo do comportamento das ligações seladas de micro-estacas a uma fundação de betão armado existente é o objetivo principal deste trabalho. Nestas ligações, a transferência de carga da estrutura para a micro-estaca é feita por aderência nas interfaces aço / calda e calda / betão. Assim, é fundamental o estudo do mecanismo de aderência nestas interfaces, em especial o estudo dos principais parâmetros que o influenciam.

O dimensionamento deste tipo de ligação tem sido realizado a partir de expressões determinadas de forma empírica ou com base em resultados de ensaios realizados *in situ*, assim como na experiência dos construtores e dos projetistas, sendo os trabalhos de investigação efetuados nesta área muito reduzidos.

Contrariamente às ligações seladas com micro-estacas, os trabalhos de investigação desenvolvidos sobre o mecanismo de aderência entre aço e betão são numerosos. No entanto, estes trabalhos foram realizados com armaduras correntes submetidas a esforços de tração, sem a utilização de um agente de ligação (caldas, argamassas ou resinas comerciais).

Existem ainda inúmeros trabalhos desenvolvidos sobre ligações seladas de cabos de pré-esforço ou ancoragens em estruturas de betão. Mesmo neste caso, o tipo de armaduras utilizadas, o efeito de escala e o processo de instalação não permitem uma extrapolação direta entre a tensão de rotura da aderência obtida para estas situações e as micro-estacas seladas em fundações existentes.

De igual modo, nenhum dos regulamentos atuais para dimensionamento de estruturas de betão armado contempla as ligações seladas com micro-estacas.

Neste capítulo, apresenta-se o resultado de uma pesquisa bibliográfica sobre a aderência aço / betão em estruturas de betão armado e, sobre a aderência aço / calda / betão (material de suporte, e.g. rocha) em ligações seladas, ligações seladas com ancoragens e ligações seladas com micro-estacas. Considera-se que a análise dos trabalhos realizados sobre a aderência entre um varão de aço e o betão envolvente é fundamental para entender o mecanismo de aderência. Considera-se igualmente que o estudo das ligações seladas de cabos de pré-esforço e de ancoragens se justifica pela existência de um agente de ligação entre as armaduras e a estrutura existente sendo, nesta situação, a capacidade da ligação dependente da transferência de carga nas interfaces aço / calda e calda / betão (material de suporte, e.g. rocha), à semelhança do que se passa nas ligações abordadas no presente estudo.

## 3.2 Aderência varão / betão

A tensão de aderência é definida como a força por unidade de área, transferida entre um varão e o betão envolvente. A Figura 3.1 ilustra o equilíbrio resultante entre uma força de tração aplicada a um varão e o betão envolvente.

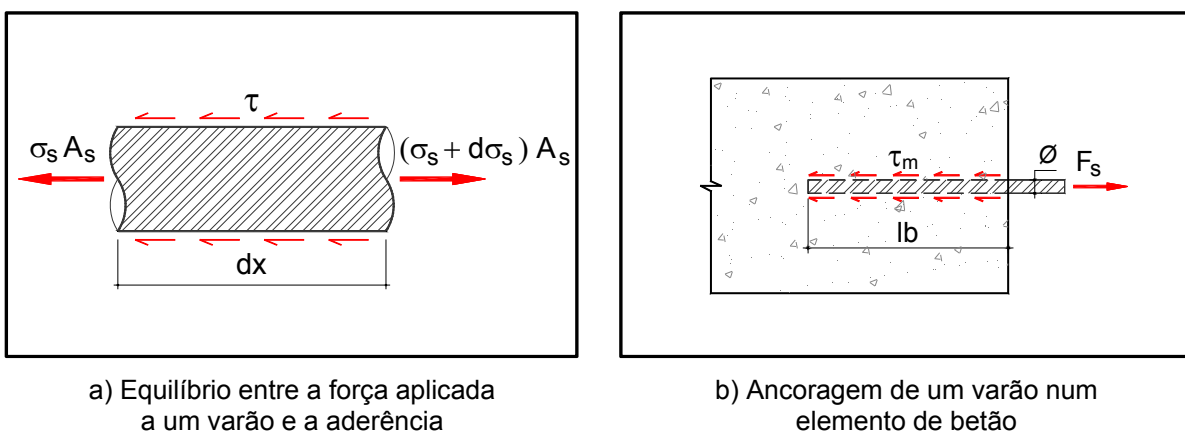


Figura 3.1 – Tensão de aderência

Se se considerar um elemento elementar,  $dx$ , a força de aderência pode ser expressa em função da variação da tensão ao longo desse comprimento, de acordo com a seguinte expressão (ver Figura 3.1 a):



$$(\sigma_s + d\sigma_s) \cdot A_s - \sigma_s \cdot A_s = \tau \cdot u_s \cdot dx \quad (3.1)$$

em que:  $\sigma_s$  é a tensão de tração no varão;  $d\sigma_s$  representa a variação da tensão de tração no varão ao longo do comprimento elementar  $dx$ ;  $A_s$  é a área da secção do varão;  $\tau$  é a tensão de aderência na interface aço / betão; e  $u_s (= \pi \times \phi)$  é o perímetro do varão .

Resolvendo a expressão anterior em ordem à tensão de aderência,  $\tau$ , obtém-se a expressão (3.2):

$$\tau = \frac{A_s}{u_s} \cdot \frac{d\sigma_s}{dx} = \frac{\phi}{4} \cdot \frac{d\sigma_s}{dx} \quad (3.2)$$

em que  $\phi$  representa o diâmetro do varão.

Admitindo uma tensão de aderência uniforme ao longo do comprimento de amarração,  $l_b$ , a expressão anterior pode ser escrita da seguinte forma:

$$\tau_m = \frac{\phi}{4} \cdot \frac{\sigma_s}{l_b} \quad (3.3)$$

em que  $\tau_m$  representa o valor médio da tensão de aderência na interface aço / betão.

Nas duas secções seguintes serão apresentadas as conclusões de trabalhos de referência nesta área e as expressões regulamentares para o cálculo da tensão de rotura da aderência e do comprimento de amarração para estruturas de betão armado.

### 3.2.1 Trabalhos de referência

Ao longo das últimas décadas este fenómeno foi alvo de inúmeros trabalhos de investigação, sendo de destacar, pela sua relevância, os trabalhos desenvolvidos por Lutz e Gergely (1967), Goto (1971), Tepfers (1979), Eligehausen *et al.* (1983), Gambarova *et al.* (1989), Malvar (1992) e den Uijl e Bigaj (1996). De igual modo, merece igual destaque o relatório nº 10 da *fib* (2000) sobre a aderência aço / betão que inclui a investigação relevante nesta área.

Os resultados dos trabalhos descritos anteriormente fornecem conclusões relevantes sobre o comportamento da aderência no contexto do presente trabalho de investigação.

Os trabalhos iniciais realizados por Lutz and Gergely (1967), Goto (1971), e Tepfers (1979), permitiram identificar o padrão de fendilhação em elementos de betão armado e definir o mecanismo de aderência, sustentando que a transferência de carga entre um varão e o betão envolvente é conseguida à custa de três mecanismos (Figura 3.2):

- Adesão entre o varão e o betão;
- Atrito na interface aço / betão, mobilizado após deslocamento relativo entre o varão e o betão envolvente, função das forças transversais atuantes no varão;
- Interação mecânica, ou reação, das nervuras contra a superfície de betão.

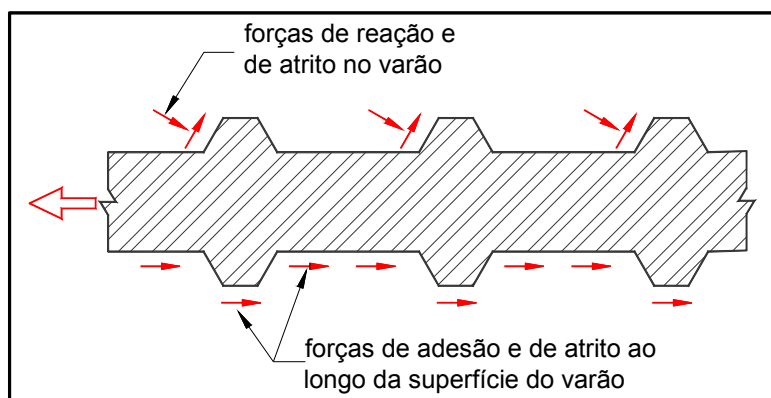


Figura 3.2 – Mecanismos de transferência de carga

Inicialmente, para valores reduzidos da tensão de aderência, o mecanismo dominante é a adesão. Após a quebra da adesão, inicia-se o deslocamento relativo entre o varão e o betão. Para valores reduzidos do deslocamento, o mecanismo dominante é a interação mecânica e, para valores elevados do deslocamento, o mecanismo é puramente friccional. No caso de varões lisos, a aderência depende da adesão e, após o escorregamento do varão, depende do atrito mobilizado na interface aço / betão. No caso de varões nervurados, a reação das nervuras no betão é o mecanismo inicialmente dominante, resultante do corte e esmagamento do betão em frente às nervuras e, para valores elevados do deslocamento, o atrito mobilizado na interface aço / betão torna-se predominante. De acordo com os resultados experimentais dos referidos autores, esta reação apresenta um ângulo entre 30° e 60° em relação ao eixo do varão, contribuindo para o desenvolvimento de tensões tangenciais e tensões radiais na interface aço / betão.

De igual forma, os resultados de Goto (1971) e de Tepfers (1979) sugerem que a tensão de rotura da aderência é condicionada pela tensão de tração do betão, resultando na formação e propagação da fendilhação na envolvente. Dos trabalhos referidos, fica também claro que o confinamento conferido pelo recobrimento do betão é um parâmetro fundamental no comportamento da aderência e que o aumento do recobrimento retarda o início da fendilhação e o conseqüente aumento da tensão de rotura da aderência.

Os trabalhos realizados por Eligehausen *et al.* (1983), Gambarova *et al.* (1989), Malvar (1992) e den Uijl e Bigaj (1996) fornecem informações importantes sobre a influência da tensão de compressão radial (confinamento), no comportamento da aderência. Esta tensão depende do recobrimento, da aplicação de um confinamento ativo (pressão transversal) e do confinamento passivo garantido por armaduras transversais na zona de ancoragem. O nível de confinamento não só afeta o valor da tensão de rotura da aderência como a relação tensão de aderência / deslocamento, condicionando ainda o modo de rotura. Os autores concluíram que a tensão de compressão radial aumenta a tensão de rotura da aderência e define o tipo de rotura da aderência. Para níveis de confinamento baixos a moderados, observa-se rotura por fendilhação (Figura 3.3 a) e, para níveis de confinamento elevado, a rotura é por arrancamento do varão (esmagamento e corte das cunhas de betão em frente às nervuras) (Figura 3.3 b).

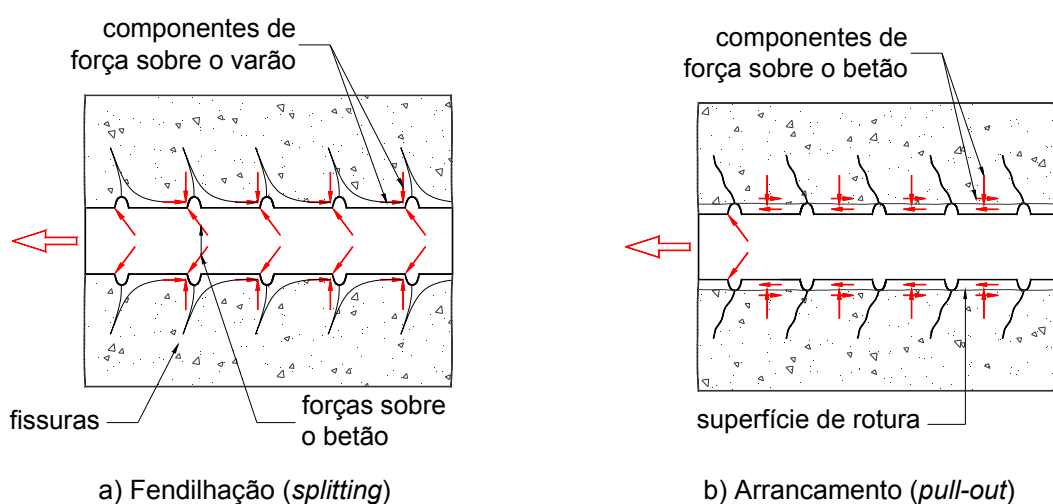


Figura 3.3 – Modos de rotura da aderência

Com base nos resultados obtidos em ensaios monotônicos, Eligehausen *et al.* (1983) propuseram um modelo analítico de aderência. Esta lei é representada na Figura 3.4. Consiste num tramo inicial não linear até à rotura, seguida de um patamar com a tensão constante;

seguidamente, para valores do deslocamento  $s \geq s_2$ , a aderência decresce linearmente até se atingir uma tensão residual ( $\tau = \tau_3$ ) para um valor do deslocamento igual a  $s_3$ , deslocamento correspondente à distância entre nervuras; a partir do qual o valor da tensão residual é invariável. Esta relação pode ser utilizada tanto para varões tracionados como para varões comprimidos. De salientar que os valores propostos para o deslocamento ( $s$ ) e para a tensão de aderência ( $\tau$ ) são valores médios podendo ser assumidos outros valores.

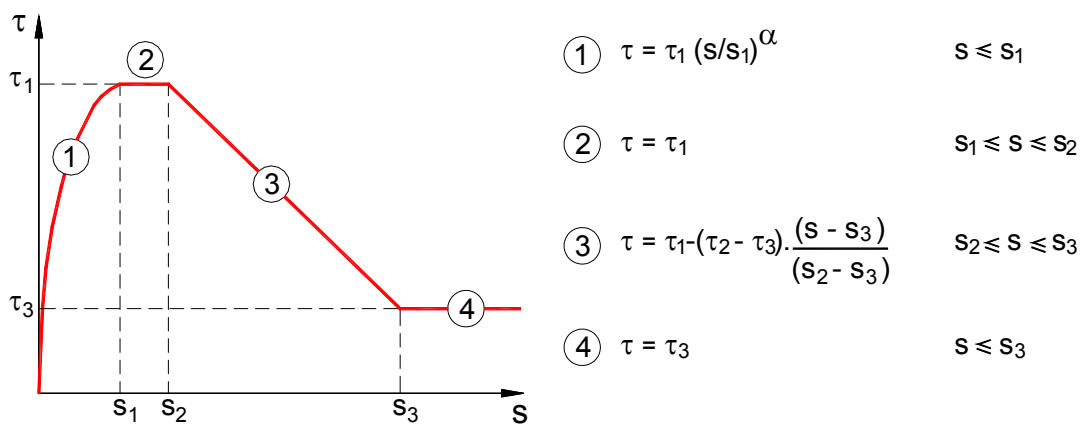


Figura 3.4 – Modelo analítico proposto por Eligehausen *et al.* (1983) para a relação aderência / deslocamento

Dos resultados experimentais obtidos por Eligehausen *et al.* (1983) e Malvar (1992), resulta que o nível de confinamento altera significativamente a relação tensão de aderência / deslocamento, conforme ilustrado na Figura 3.5. No caso de confinamento reduzido, a tensão de rotura da aderência é consideravelmente inferior ao valor que se obtém com confinamento elevado. Na ausência de confinamento, a tensão de aderência anula-se quando a fendilhação longitudinal se desenvolve ao longo de todo o recobrimento. Os mesmos autores indicam que existe um valor limite para o efeito do confinamento na tensão de rotura da aderência. A tensão residual, correspondente à tensão para deslocamentos elevados, segue uma lei de Mohr-Coulomb (mecanismo puramente friccional), justificando que para níveis mais elevados de confinamento o seu valor aumente. A influência do aumento do confinamento passivo (aumento das armaduras transversais) na tensão de aderência depende do modo de rotura. Para roturas por arrancamento, após a transição do mecanismo de interação mecânica das nervuras para o mecanismo friccional, a tensão de rotura da aderência não é influenciada. Contrariamente, e de acordo com os trabalhos realizados por estes autores,

o aumento do confinamento ativo influencia a tensão de rotura da aderência nos dois modos de rotura (por *splitting* e por *pull-out*).

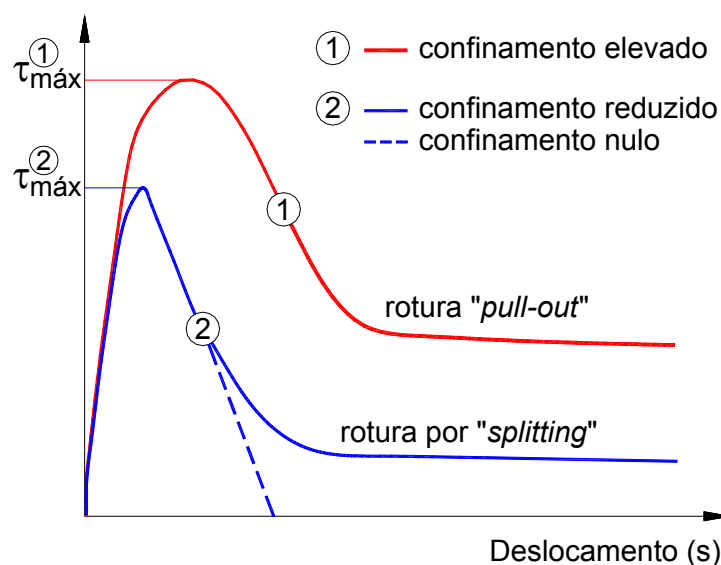


Figura 3.5 – Efeito do nível de confinamento na relação tensão de aderência / deslocamento

Os trabalhos desenvolvidos por Gambarova *et al.* (1989), Malvar (1992) e den Uijl (1996) fornecem informações relevantes, mas contraditórias, sobre a importância da tensão radial no comportamento da aderência, para modos de rotura por arrancamento. Os resultados obtidos por Gambarova *et al.* (1989) e Malvar (1992) sugerem que a tensão radial é máxima para deslocamentos superiores ao correspondente à tensão de rotura da aderência. É importante referir que a fendilhação radial também é máxima para estes valores do deslocamento. Os resultados obtidos por den Uijl e Bigaj (1996) contrariam esta tendência sugerindo que a tensão radial é máxima para o deslocamento correspondente à tensão de rotura da aderência. Esta discrepância pode estar relacionada com o efeito de Poisson considerado no trabalho den Uijl e Bigaj (1996).

De todas as variáveis que afetam a aderência, o confinamento é o parâmetro chave. O confinamento passivo resulta do recobrimento do betão envolvente e das armaduras perpendiculares ao eixo do varão e o confinamento ativo resulta de uma pressão transversal. O confinamento ativo é mais eficiente que o confinamento passivo porque o seu efeito não depende da aderência mobilizada na interface aço / betão. Contrariamente o confinamento passivo depende da deformação radial da interface aço / betão. Além disso o confinamento

ativo aumenta a tensão de rotura da aderência independentemente da rotura se verificar por fendilhação ou por arrancamento.

### 3.2.2 Expressões regulamentares

Os regulamentos atuais para dimensionamento de estruturas de betão armado, regulamentação portuguesa, EC2 (2010), e regulamentação americana, ACI 318 (2008), apresentam expressões para a determinação da tensão de rotura da aderência e expressões para o cálculo do comprimento de amarração.

Neste ponto são examinadas as expressões regulamentares (ACI 318M-08, 2008; NP EN 1992-1-1, 2010) da aderência e do comprimento de amarração, confrontando as prescrições de cada regulamento em relação à influência do diâmetro dos varões na tensão de rotura da aderência e a influência do confinamento na tensão de rotura da aderência considerando varões de grande diâmetro ( $\phi=50$  mm).

No Quadro 3.1 é apresentado um resumo das expressões regulamentares da aderência e do comprimento de amarração dos diferentes regulamentos referidos.

Da análise das expressões apresentadas, verifica-se que a aderência é quantificada através de uma tensão de rotura da aderência, cujos valores dependem essencialmente das características de aderência das armaduras (varões lisos ou nervurados), da classe do betão e das condições de envolvimento das armaduras pelo betão, estando estas relacionadas com o recobrimento do betão, com a existência de armaduras transversais e, no caso do EC2 (2010), com a existência de compressão transversal na zona de amarração.

Em todos os regulamentos é considerada uma tensão de aderência uniforme ao longo do comprimento de amarração (*uniform bond stress model*).

A utilização de varões lisos não é permitida pelo EC2 (2010) e pelo ACI 318 (2008).

Quadro 3.1 – Expressões regulamentares da tensão de rotura da aderência e do comprimento de amarração

Ano	Regul.	Tensão de rotura da aderência (sistema internacional de unidades)	Comprimento de amarração (sistema internacional de unidades)
2008	ACI 318 (2008)	Varões tracionados $f_{bd} = \frac{1.1\eta_4\sqrt{f'_c}}{4\eta_1\eta_2\eta_3} [(c + K_{tr}) / \phi]$	$l_{bd} \geq \left\{ \frac{f_y}{1.1\eta_4\sqrt{f'_c}} \cdot \frac{\eta_1\eta_2\eta_3}{[(c + K_{tr}) / \phi]} \cdot \phi \right. \quad (1)$ $l_{b,\min} = 300 \text{ mm}$ $\text{com } (c + K_{tr}) / \phi \leq 2.5$
		Varões comprimidos $f_{bd} \leq \begin{cases} \sqrt{f'_c} \\ 0.96 \\ 5.81 \text{ MPa} \end{cases}$	$l_{bd} \geq \begin{cases} 0.24 (f_y / \sqrt{f'_c}) \phi \\ (0.043 f_y) \phi \\ l_{b,\min} = 200 \text{ mm} \end{cases} \quad (2)$
2010	EC2 (2010)	$f_{bd} = 2,25\eta_1\eta_2 f_{cd}$	$l_{bd} \geq \begin{cases} \alpha_1 \alpha_2 \alpha_3 \alpha_4 \alpha_5 l_{b0} \\ l_{b,\min} \begin{cases} 100 \text{ mm} \\ 15 \phi \\ 0.3 l_{b0} \text{ varões tracionados} \\ 0.6 l_{b0} \text{ varões comprimidos} \end{cases} \end{cases}$

Nota: As expressões apresentadas foram modificadas de forma a harmonizar a nomenclatura

(1) Varões tracionados; (2) Varões comprimidos.

Os símbolos utilizados nas expressões apresentadas têm o seguinte significado:

$c$  recobrimento ou espaçamento da armadura longitudinal;

$l_{bd}$  comprimento de amarração de cálculo

$l_{b0}$  comprimento de amarração de referência,  $l_{b0} = \frac{\phi f_{yd}}{4 f_{bd}}$ ;

$l_{b,\min}$  comprimento de amarração mínimo;

$f_{bd}$  valor de cálculo da tensão de rotura da aderência;

$f_{b,0}$  tensão de aderência de referência;

$f'_c$  tensão de rotura à compressão do betão;

$f_{cd}$  valor de cálculo da tensão de rotura do betão à compressão;

$f_y$  tensão de cedência à tração do aço;

$f_{yd}$  valor de cálculo da tensão de cedência à tração do aço;

$K_{tr}$  índice de armadura transversal

$\alpha_1$  coeficiente que tem em conta o efeito da forma dos varões admitindo um recobrimento adequado;

$\alpha_2$  coeficiente que tem em conta o efeito do recobrimento mínimo do betão, para amarrações retas  $0.7 \leq \alpha_2 = 1 - 0.15(c / \phi - 1) \leq 1$ ;

$\alpha_3$  coeficiente que tem em conta o efeito de cintagem das armaduras transversais;

$\alpha_4$  coeficiente que tem em conta a influência de um ou mais varões transversais soldados ao

	longo do comprimento de amarração de cálculo;
$\alpha_5$	coeficiente que tem em conta o efeito da pressão ortogonal ao plano de fendimento ao longo do comprimento de amarração de cálculo;
$\eta_1$	coeficiente relacionado com as condições de aderência e com a posição do varão durante a betonagem;
$\eta_2$	coeficiente relacionado com o diâmetro do varão: no EC2 $\eta_2=1$ para $\phi \leq 32\text{mm}$ e $\eta_2 = (132 - \phi) / 100$ para $\phi > 32\text{mm}$ ; no ACI $\eta_2=0.8$ para $\phi \leq 19\text{mm}$ e $\eta_2=1$ para $\phi \geq 22\text{mm}$ ;
$\eta_3$	coeficiente relacionado com o revestimento dos varões, $\eta_3=1$ para varões não revestidos;
$\eta_4$	coeficiente de correção para betões leves, $\eta_4=1$ para betões normais;
$\phi$	diâmetro do varão;

O EC2 (2010) limita a tensão de rotura da aderência a um valor para o qual não ocorre a fendilhação do betão envolvente, para recobrimentos e armaduras transversais mínimas especificadas. A tensão de rotura da aderência obtida por este regulamento deverá desta forma ser considerada, não como uma condição de aderência, mas sim como uma limitação da fendilhação do betão. De acordo com este regulamento, a tensão de rotura da aderência é independente do nível de confinamento conferido pelo recobrimento e pelas armaduras transversais.

Pelo contrário, de acordo com o ACI 318 (2008), o valor da tensão de rotura da aderência é linearmente dependente do nível de confinamento conferido pelo recobrimento do betão e do índice de armaduras transversais, aumentando até um valor, a partir da qual deve ser considerada constante. Este valor máximo corresponde a considerar o termo  $(c + K_{tr}) / \phi = 2.5$ , de forma a evitar a rotura por arrancamento do varão.

O valor da tensão de rotura da aderência aumenta com a classe de betão e diminui com o diâmetro dos varões. No caso do ACI 318 (2008), a aderência diminui 25 % para varões com diâmetros inferiores a 19 mm e, no caso do EC2 (2010), diminui linearmente para varões com diâmetros superiores a 32 mm, de acordo com o seguinte parâmetro:  $\eta_2 = (132 - \phi) / 100$ .

Na Figura 3.6 é feita uma comparação dos valores obtidos para a tensão de aderência em função do confinamento conferido pelo recobrimento e pelas armaduras transversais, para varões tracionados com diâmetros de 18 mm e de 50 mm e com tensão de cedência de 500 MPa, betão com  $f'_c = 30$  MPa e considerando uma relação recobrimento / diâmetro do varão de  $c / \phi = 1.5$ . Da análise da Figura 3.6 verifica-se que os valores obtidos para a tensão



de aderência pelos dois regulamentos são relativamente próximos, para um confinamento moderado considerando uma relação de  $c/\phi = 1.5$  e uma armadura transversal mínima. De igual modo se observa que a tensão de rotura da aderência aumenta com a diminuição do diâmetro do varão.

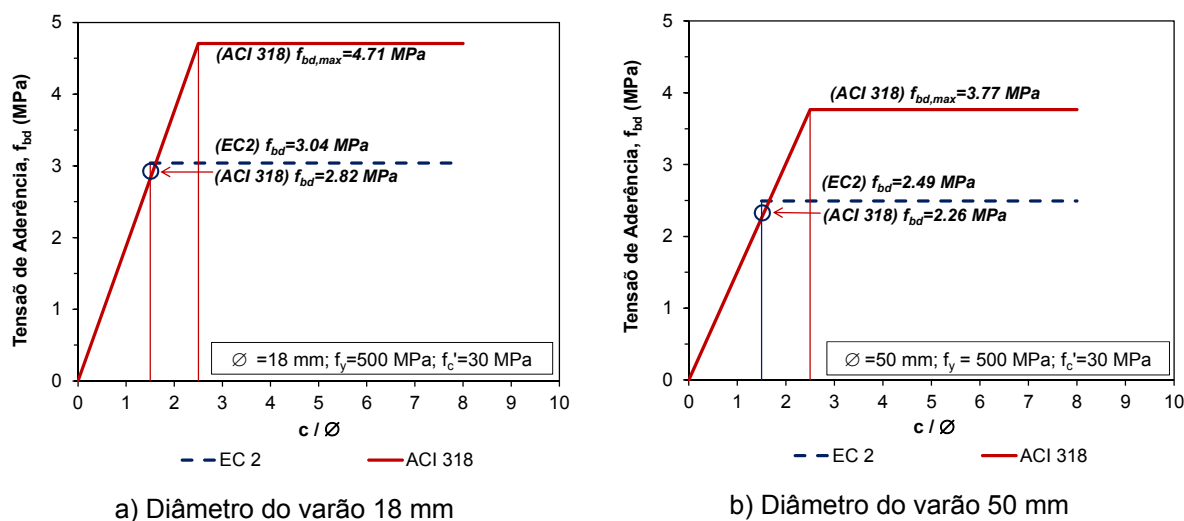


Figura 3.6 – Relações tensão de aderência e o nível de confinamento ( $c/\phi$ )

Ao contrário do ACI 318 (2008), o EC2 (2010) não faz distinção entre varões comprimidos e tracionados para o cálculo da tensão de aderência. Para as mesmas condições anteriores, o valor da tensão de aderência para varões comprimidos de acordo com o ACI 318 (2008) é de 5.71 MPa. De referir que o valor da tensão de rotura da aderência para varões comprimidos é superior, tendo em conta o efeito de Poisson e a resistência de ponta do varão.

As expressões propostas para a determinação do comprimento de amarração incluem a influência de vários parâmetros. Os comprimentos de amarração determinados pelo EC2 e o ACI 318 têm em conta o efeito favorável do confinamento conferido pelo recobrimento e pelas armaduras transversais e, no caso do EC2, também o efeito favorável do confinamento ativo devido a uma pressão transversal.

Na Figura 3.7, é ilustrada uma análise comparativa da relação comprimento de amarração normalizado e a classe do betão, para diferentes níveis de confinamento. Da análise da Figura 3.7 verifica-se, para confinamentos moderados e máximos, que o comprimento de amarração diminui com a classe do betão. De igual modo se verifica, que a relação comprimento de amarração / diâmetro do varão ( $l_b/\phi$ ) diminui em 30 % com o aumento do nível de

confinamento, e que para o nível de confinamento mais elevado os valores obtidos através do ACI 318 (2008) e do EC2 (2010) são semelhantes. Como exemplo, para níveis de confinamento máximos,  $(c+K_{tr})/\phi=2.5$ , no ACI 318 (2008), e  $\alpha_2 \times \alpha_3 \times \alpha_5=0.7$ , no EC 2 (2010), o valor da relação  $l_b/\phi$ , para um betão com uma resistência à compressão de 30 MPa e um varão com 50 mm de diâmetro, é de 33.2 para o ACI 318 (2008) e de 30.5 para o EC 2 (2010), correspondendo, respetivamente, a comprimentos de amarração de  $l_{b,ACI}=1.66$  m e de  $l_{b,EC2}=1.53$  m.

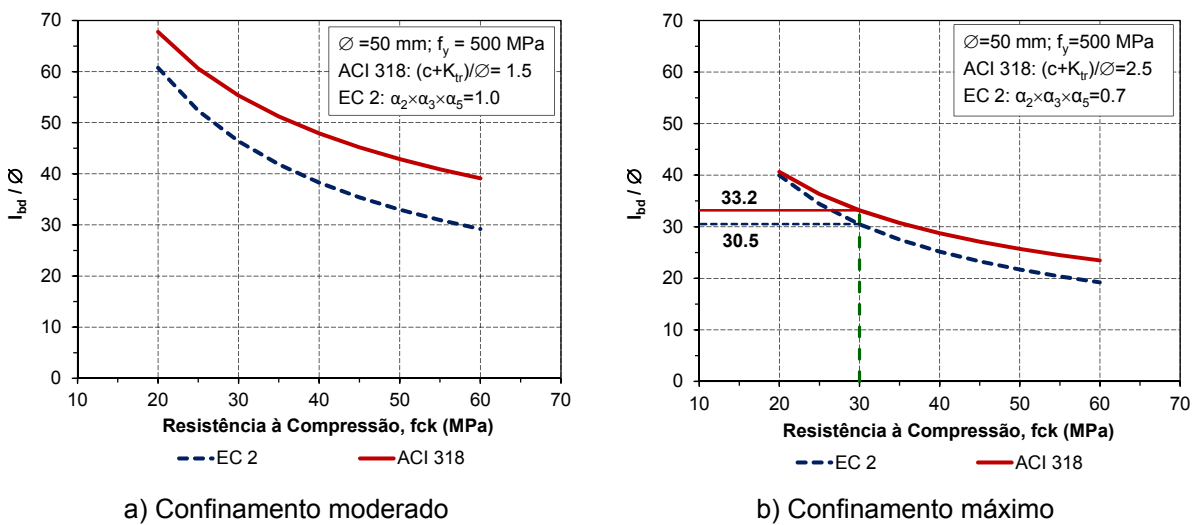


Figura 3.7 – Relação comprimento de amarração normalizado / resistência à compressão do betão

## 3.3 Aderência em ligações seladas com ancoragens

### 3.3.1 Introdução

Em obras de Engenharia Civil são frequentemente utilizadas ligações entre dois materiais, seladas com calda de cimento ou com resinas. Podem ser incluídas nestas ligações as ancoragens em rocha ou em betão, o pré-esforço aderente e as ligações de tubos em mangas

metálicas comuns em estruturas *offshore* e em torres eólicas.

Este sistema tem três componentes principais: o material de suporte (rocha ou betão), a armadura e o agente de selagem. Estes sistemas podem ser solicitados a esforços de tração, compressão, corte, flexão e combinações dos anteriores. Contrariamente ao que se verifica na ancoragem direta de um varão de aço num elemento de betão armado, em que a transferência de carga é realizada por aderência na interface varão / betão, nas ligações seladas a transferência de carga é realizada por aderência em duas interfaces: interface tubo (varão, cabo) / calda e interface calda / material de suporte (betão, rocha).

A Figura 3.8 ilustra as situações correntes de utilização de ligações em que o agente de selagem é colocado num espaço anelar entre dois materiais.

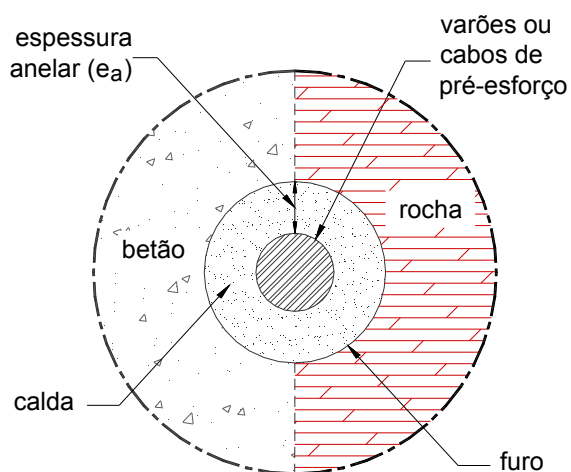


Figura 3.8 – Ligações seladas correntes com ancoragens

A capacidade de ligação das ancoragens depende da aderência nas interfaces, das resistências da calda e do material de suporte, das características e dimensões do furo e do comprimento de selagem (Hutchinson e Diederichs, 1996; Hyett *et al.*, 1992; Kılıç *et al.*, 2002; Nam-Ho Lee *et al.*, 2001; Reichert *et al.*, 1992)

Os estudos experimentais realizados com este tipo de ligação reportam geralmente ensaios de tração para a determinação da capacidade de carga e a avaliação da influência de diferentes parâmetros na tensão de aderência nas interfaces aço / calda e calda / betão, sendo por este motivo, relevantes para o presente estudo.

### 3.3.2 Mecanismo de transferência de carga e modos de rotura

A transferência de carga numa ancoragem sujeita a esforços de tração é realizada por aderência, à custa de três mecanismos: (1) adesão; (2) atrito; e (3) interação mecânica (Eligehausen *et al.*, 2006).

A Figura 3.9 ilustra o mecanismo de transferência de carga nas interfaces aço / calda e calda / betão. Como se pode observar na Figura 3.9 a transferência de carga é realizada por interação mecânica do varão para a calda e por adesão e por atrito (devido à rugosidade da superfície do furo) da calda para o betão.

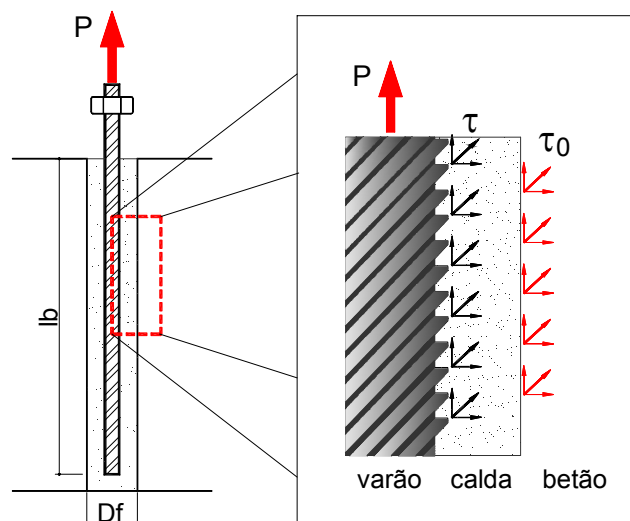


Figura 3.9 – Mecanismo de transferência de carga, adaptado de Eligehausen *et al.* (2006)

Os principais modos de rotura correntemente observados neste tipo de ligação são os seguintes (Cook *et al.*, 1998; Hutchinson e Diederichs, 1996; James *et al.*, 1987; Littlejohn e Bruce, 1977; N. Subramanian e Cook, 2004; Pease e Kulhawy, 1984): (1) rotura do aço; (2) rotura na interface aço / calda; (3) rotura por corte da calda; (4) rotura na interface calda / material de suporte (betão; rocha); e (5) rotura do material de suporte (betão; rocha). A Figura 3.10 ilustra os modos de rotura enunciados.

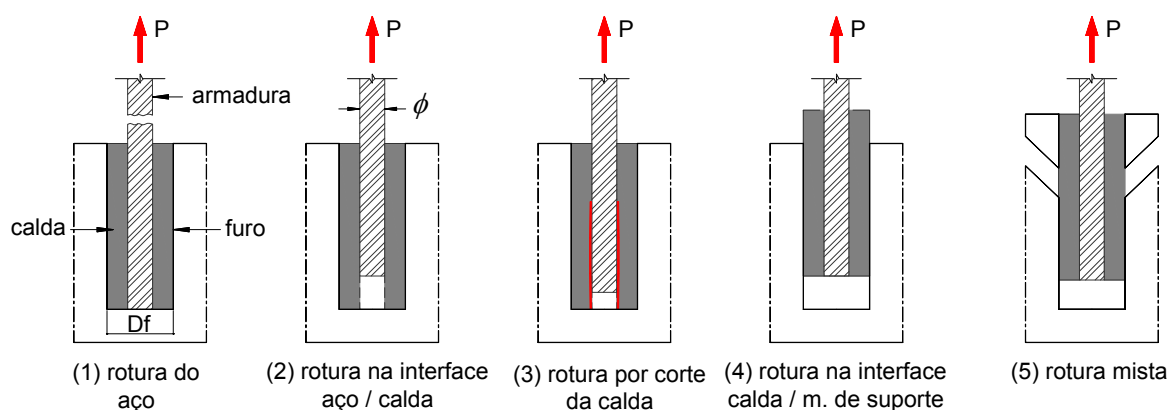


Figura 3.10 – Possíveis modos de rotura de tirantes sujeitos à tração

O primeiro modo de rotura é o desejado para este tipo de ligações e pressupõe comprimentos de selagem suficientes para mobilizar a capacidade última da armadura (James *et al.*, 1987).

Os modos 2 e 4 dependem da aderência mobilizada nas interfaces aço / calda e calda / material de suporte, verificando-se a rotura quando a carga axial aplicada,  $P$ , é superior à força resistente, garantida pela aderência em cada uma dessas interfaces. Para a rotura se verificar na interface aço / calda (modo 2) é necessário que se verifique a seguinte condição (Eberhard *et al.*, 2008):

$$\frac{\tau_{i,g/c}}{\tau_{i,a/g}} \geq \frac{\phi}{D_f} \quad (3.4)$$

em que  $D_f$  é o diâmetro do furo;  $\tau_{i,g/c}$  é a tensão de aderência na interface calda / material de suporte (betão);  $\tau_{i,a/g}$  é a tensão de aderência na interface aço / calda; e  $\phi$  é o diâmetro do varão.

O terceiro modo de rotura observa-se para níveis elevados de confinamento, verificando-se o corte da calda entre as nervuras na interface armadura / calda.

O modo 5 representa uma rotura mista: rotura por corte (tração) do material de suporte; e rotura na interface calda / material de suporte. James *et al.* (1997) propõem uma expressão para estimar a capacidade de ligação, de varões selados em furos previamente executados em betão, considerando uma rotura no betão, uma rotura por aderência na interface calda / betão, e uma rotura por corte (tração) da calda. Para a superfície de rotura do betão é proposto um

ângulo de 45°. Os valores usuais para a profundidade,  $h$ , correspondem a uma a duas vezes o diâmetro do furo.

$$P_u = f_{ct} \cdot A_1 + \tau_{i,g/c} \cdot A_2 + f_{tg} \cdot A_3 \quad (3.5)$$

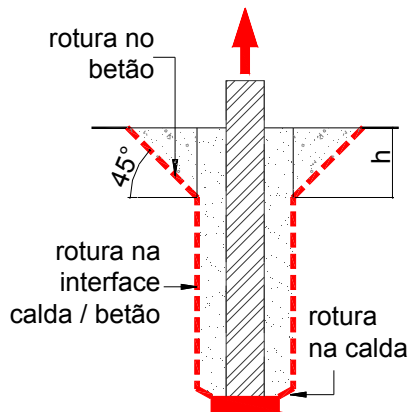


Figura 3.11 – Rotura mista, adaptado de James *et al.* (1987)

em que  $f_{ct}$  é o valor da tensão de rotura do betão à tração ( $= 0.623\sqrt{f'_c}$ , em que  $f'_c$  é o valor nominal da tensão de rotura do betão à compressão);  $f_{tg}$  é o valor da tensão de rotura da calda à tração;  $\tau_{i,g/c}$  é a tensão de aderência na interface calda / betão;  $A_1$  é a área do cone de rotura do betão em projeção horizontal, e  $A_2$  é a área correspondente à superfície do furo; e  $A_3$  é a área correspondente à espessura anelar da calda em projeção horizontal (entre o perímetro do varão e o perímetro do furo).

### 3.3.3 Aderência

São vários os fatores que influenciam a aderência neste tipo de ligações. Entre eles os mais importantes são as propriedades da calda, as características do furo, as características das armaduras, o comprimento de selagem e a rigidez do confinamento (Hutchinson e Diederichs, 1996; Yahia *et al.*, 1997).

#### *Propriedades da calda*

De acordo com a norma portuguesa NP EN 447 (NP EN 447, 2008), as caldas de injeção devem satisfazer os requisitos no que respeita à: granulometria por peneiração; fluidez; exsudação; variação de volume; resistência mecânica; tempo de presa; e massa volúmica. No Quadro 3.2 são indicados os limites para as características indicadas, de acordo com a norma referida.

Quadro 3.2 – Requisitos dos ensaios em caldas (NP EN 447, 2008)

Método de Ensaio		Imediatamente após a amassadura	30 min após a amassadura <sup>(1)</sup> ou no fim do período especificado pelo produtor
Fluidez (NP EN 445, 2008)	Tempo (s)	$t_0 \leq 25$ s	$1.2 t_0 \leq t_{30} \leq 0.8 t_0$ e $t_{30} \leq 25$ s
	a= espalhamento médio (mm)	$a_0 \geq 140$ mm	$1.2 a_0 \leq a_{30} \leq 0.8 a_0$ e $t_{30} \geq 140$ s
<sup>(1)</sup> A duração da amassadura deve ser medida a partir do momento em que todos os materiais se encontram na misturadora			
Exsudação (NP EN 445, 2008)	Método da mecha	$\leq 0.3$ % do volume inicial da calda ao fim de 3 h	
	Método do tubo		
Varição de volume (NP EN 445, 2008)	Método da mecha	$-1\% \leq \Delta V \leq +5\%$	
Resistência à compressão	(NP EN 196-1, 2006)	$f_{c,g} \geq 30$ MPa aos 28 dias ou $f_{c,g} \geq 27$ MPa aos 7 dias	
Fim do tempo de presa	(NP EN 196-3, 2006)	Início do tempo de presa $\geq 3$ h	Fim do tempo de presa $\leq 24$ h
Massa volúmica	(NP EN 445, 2008)	Relação entre a massa e o volume medidos no estado líquido	

De entre todas as características das caldas a mais importante é, sem dúvida, a relação água / cimento, a qual está diretamente relacionada com a sua resistência à compressão, densidade (massa volúmica), exsudação e variação de volume. Estas propriedades estão interligadas. O aumento da água para melhorar a fluidez pode ter um efeito negativo noutras propriedades como, por exemplo, na retração e na exsudação, diminuindo desta forma a proteção da armadura e a aderência. No entanto, a calda deve ser suficientemente fluida (viscosidade baixa), para permitir a sua colocação por gravidade e para garantir uma selagem efetiva das armaduras (Hutchinson e Diederichs, 1996; VSL, 2002).

O excesso de água nas caldas pode, igualmente, contribuir para a floculação das partículas de cimento provocando a sua sedimentação e o movimento da água para a superfície da calda (exsudação). A diminuição da relação água / cimento reduz a sedimentação e a porosidade aumentando a resistência da calda (Rosquët *et al.*, 2003; VSL, 2002).

A relação água / cimento ótima deve situar-se no intervalo 0.35-0.40 (Hyett *et al.*, 1992; Kılıç *et al.*, 2002; Reichert *et al.*, 1992) de forma a garantir uma elevada resistência à compressão e um elevado módulo de elasticidade das caldas de selagem. Segundo a norma portuguesa NP EN 447 (2008) a relação água / cimento deve ser inferior a 0.4.

As características mecânicas das caldas são parâmetros fundamentais no comportamento das

ligações seladas e são normalmente avaliadas através de ensaios normalizados. Pode-se incluir nestes: resistência à compressão, resistência à tração, módulo de elasticidade estático, coeficiente de Poisson e os parâmetros de resistência ao corte, ângulo de atrito e coesão. Estes parâmetros contribuem fortemente para a capacidade resistente da ligação (Hyett *et al.*, 1992).

No Quadro 3.3 são apresentados os resultados obtidos por diversos autores na caracterização de caldas fabricadas com cimento Portland normal.

Quadro 3.3 – Parâmetros de resistência das caldas

Referência	a / c	$f_{c,g}$ (MPa)	$f_{t,g}$ (MPa)	$E_g$ (GPa)	$\nu_g$	Coesão, c (MPa)		Ângulo de atrito (°)		$\tau_g$ (MPa)	
						pico	res.	pico	res.	pico	res.
(Hyett <i>et al.</i> , 1992)	0.32	68	4.7	16.5	0.18/0.19			27.0	41	18.91	3.07
	0.41	-	-	-	0.18/0.19	-	-	22.6	40.8	15.55	2.39
	0.51	-	-	-	0.18/0.19	-	-	20.18	26.9	11.52	6.34
(Hyett <i>et al.</i> , 1995)	0.30	79		18.6	0.2	-	-	27	-	18.9	-
	0.40	58		12.1	0.2	-	-	22	-	15.5	-
	0.50	45		9.3	0.2	-	-	20	-	11.5	-
(Benmokrane <i>et al.</i> , 1995)	0.45	52.6	3.8	15.3	0.14	-	-	-	-	-	-
	0.60	34.6	3.4	8.8	-	-	-	-	-	-	-
(Barley, 1997)	0.45	49.5- 67.8								12.9- 19.94	
(Zhang <i>et al.</i> , 2000)	0.40	62.6	3.3	17.4	0.11	-	-	-	-	-	-
(Kılıc <i>et al.</i> , 2002)	0.34	42 <sup>(1)</sup>	9.3								11.9 <sup>(1)</sup>
	0.40	32 <sup>(1)</sup>	7.3								10.3 <sup>(1)</sup>
(Moosavi e Bawden, 2003)	0.40	50.6			-	15.3	5.6	22.3	28.3	-	-
	0.50	40.3			-	11.2	2.0	22.8	32.4	-	-

<sup>(1)</sup> Valores medidos aos 21 dias;  $f_{c,g}$  - Tensão de rotura à compressão da calda;  $f_{t,g}$  - Tensão de rotura à tração da calda;  $E_g$  - Módulo de elasticidade estático da calda;  $\nu_g$  - Coeficiente de Poisson da calda;  $\tau_g$  - Tensão de corte da calda; res. - Residual.

Verifica-se que os valores da resistência à compressão e da resistência à tração, assim como o valor do módulo de elasticidade, aumentam com a diminuição dos valores da relação água / cimento. Por outro lado, a variação dos valores dos parâmetros de resistência ao corte são menos afetados pela variação da relação água / cimento, mas aumentam igualmente com a sua diminuição.



### ***Características do furo***

O furo deve ter um diâmetro que permita uma instalação fácil da armadura e uma selagem eficaz (Hutchinson e Diederichs, 1996).

A tensão de aderência de varões selados não é muito sensível ao modo de preparação do furo, embora possa condicionar o modo de rotura da ligação. Igualmente o diâmetro do furo tem um efeito pouco significativo na tensão de aderência e no comportamento da ligação (Darwin e Zavaregh, 1996; Hagan, 2003; Hutchinson e Diederichs, 1996).

A utilização de percussão na execução do furo permite aumentar a rugosidade em 50 % relativamente à carotagem com coroa diamantada (Unterwegaer e Bergemeister, 1998), aumentando a aderência na interface calda / betão.

### ***Características da armadura***

As armaduras utilizadas em ligações seladas são variadas e a sua escolha depende do tipo de utilização e da capacidade pretendida para a ligação. Em ancoragens seladas em rocha, o tipo de armaduras correntemente utilizadas são: varões lisos; varões roscados; varões nervurados; e cabos. No contexto do presente trabalho de investigação, apenas os varões têm interesse.

Os diâmetros mais utilizados variam entre os 22 mm e 32 mm com uma tensão de cedência entre 450 MPa e 670 MPa e uma tensão última de 800 MPa (Bigby, 2004).

As características das armaduras que interessam para a capacidade resistente das ligações seladas são as seguintes: geometria do varão (área relativa das nervuras) e rugosidade da superfície; a tensão última e a tensão de cedência.

Uma das características que permitem avaliar a aderência dos varões nervurados é a área relativa das nervuras,  $f_R$ , que pode ser determinada simplifcadamente pela seguinte relação (ACI 408.3R, 2001):

$$f_R = \frac{h_r}{s_r} \quad (3.6)$$

em que  $h_r$  é a altura das nervuras; e  $s_r$  é a distância entre nervuras.

A utilização de varões roscados garante uma melhor aderência na interface do que os varões nervurados devido à descontinuidade das nervuras, características destes últimos (Moosavi *et al.*, 2005).

Kılıc *et al.* (2003) realizaram ensaios de tração em ancoragens com diferentes texturas da superfície. Utilizaram varões lisos, varões roscados e varões lisos com uma, duas e três nervuras cónicas. Os resultados obtidos demonstraram que os varões com nervuras cónicas aumentam a capacidade de ligação, sendo o mecanismo de aderência condicionante a interação mecânica. Para os varões lisos e roscados, os mecanismos condicionantes são a adesão e o atrito. Num estudo anterior, os autores observaram que o aumento do diâmetro dos varões resulta num aumento da capacidade de ligação mas a tensão de rotura da aderência não é significativamente afetada (Kılıc *et al.*, 2002). Estes resultados são consistentes com os obtidos por outros autores (Eberhard *et al.*, 2008; Hyett *et al.*, 1992).

### ***Comprimento de selagem***

Eberhard *et al.* (2008) realizaram ensaios de tração com varões de grande diâmetro (25 e 57 mm) selados em cilindros de betão com uma resistência à compressão aos 30 dias de 43 MPa, com o objetivo de avaliar a influência do comprimento de selagem na tensão de aderência, tendo utilizado comprimentos de selagem entre 6 e 14 vezes o diâmetro do varão. Para varões com diâmetros de 57 mm, são suficientes comprimentos de selagem equivalentes a 6 diâmetros do varão para garantir a cedência das armaduras e comprimentos de 14 diâmetros para se observar a rotura das mesmas. Os resultados obtidos demonstraram que a aderência mobilizada em ligações seladas é significativamente superior à aderência aço / betão, permitindo a utilização de comprimentos de selagem significativamente inferiores aos prescritos no ACI 318 (2005).

Estes resultados são semelhantes aos obtidos em outros estudos (Raynor, 2000). Este autor realizou ensaios de tração com varões de 25 mm e 32 mm de diâmetro, selados em mangas e confinados com betão, tendo verificado que comprimentos de selagem, correspondentes a relações entre 6 e 8 vezes o diâmetro dos varões, são suficientes para condicionar a rotura da

ligação à rotura do aço. O autor propõe a utilização da seguinte expressão para a determinação do comprimento de selagem ( $l_b$ ):

$$\frac{l_b}{\phi} = \frac{0.5f_t}{f_{c,g}} \quad (3.7)$$

em que  $\phi$  é o diâmetro do varão;  $f_t$  é a tensão de rotura à tração do aço; e  $f_{c,g}$  é a tensão de rotura à compressão da calda.

Darwin e Zavegh (1996) num extenso programa experimental realizaram ensaios de tração com varões nervurados, selados em provetes de betão, para avaliar a influência de vários parâmetros na tensão de aderência. Um dos parâmetros avaliados foi o comprimento de selagem. Os autores utilizaram varões com diâmetros de 16 mm e 25 mm, e relações, comprimento de selagem / diâmetro do varão, variando entre os 6 e 19. Os resultados demonstraram que a capacidade de ligação e a tensão de aderência aumentam com o comprimento de selagem.

Kilic *et al.* (2002) realizaram ensaios de tração com varões nervurados, selados em blocos de basalto. Para avaliar a influência do comprimento de selagem, os autores utilizaram varões com diâmetro de 12 mm, e relações, comprimento de selagem / diâmetro do varão, variando entre 12.5 e 26.7. Os autores concluíram que a capacidade da ligação aumenta linearmente com o aumento do comprimento de selagem e que, contrariamente aos resultados obtidos noutros estudos (Darwin e Zavegh, 1996) a tensão de aderência não é influenciada pelo comprimento de selagem.

### ***Rigidez do confinamento***

No caso de varões selados, a transferência de carga é realizada fundamentalmente por atrito e depende fortemente da pressão normal a atuar na interface aço / calda. A pressão normal depende do confinamento passivo ou ativo e é provavelmente o parâmetro chave que controla a capacidade da ligação, tendo merecido a atenção de vários investigadores.

Reichert *et al.* (1992) realizaram ensaios de tração em laboratório e no campo com cabos de pré-esforço selados com diferentes condições de confinamento. Os ensaios de laboratório

tinham como objetivo simular o comportamento da ligação para diferentes confinamentos radiais, similares aos que se verificam nas aplicações de ancoragens seladas em rocha. Os resultados dos ensaios realizados em laboratório são relevantes para a presente investigação. Os ensaios de laboratório foram realizados em modelos constituídos por cabos, selados em tubos de PVC, tubos de alumínio e tubos metálicos, para garantir diferentes confinamentos radiais.

A rigidez radial dos tubos utilizados,  $K_r$  (MPa/mm), foi calculada pela Teoria da Elasticidade através da seguinte expressão (Timoshenko e Goodier, 1980):

$$K_r = \frac{2E}{(1+\nu)} \cdot \left\{ \frac{d_o^2 - d_i^2}{d_i \cdot [(1-2\nu) \cdot d_i^2 + d_o^2]} \right\} \quad (3.8)$$

em que  $E$ ,  $\nu$ ,  $d_o$  e  $d_i$  são, respectivamente, o módulo de elasticidade estático, o coeficiente de Poisson do material de confinamento e os diâmetros exterior e interior do tubo de confinamento. Os valores da rigidez radial obtidos pelos autores são indicados no Quadro 3.4.

Quadro 3.4 – Características dos tubos de confinamento e rigidez radial utilizados nos ensaios de Reichert *et al.* (Reichert *et al.*, 1992)

Tubos de confinamento	$E$ (GPa)	$\nu$	$d_o$ (mm)	$d_i$ (mm)	$K_r$ (MPa / mm)
Aço	200	0.25	60.13	49.3	1604.2
Alumínio	72	0.25	60.45	49.02	599.5
PVC	3	0.32	60.61	47.50	37.71

$E$  - Módulo de elasticidade estático do tubo de confinamento;  $\nu$  - Coeficiente de Poisson do tubo de confinamento;  $d_o$  - Diâmetro exterior do tubo;  $d_i$  - Diâmetro interior do tubo;  $K_r$  - Rigidez radial

Os ensaios de campo foram realizados em ancoragens seladas em furos com 76 mm de diâmetro, executados em rochas graníticas, calcárias e xistosas. A rigidez radial foi determinada através de um dilatômetro de alta pressão. Não sendo realizado ensaio de campo para determinação deste parâmetro, os autores propõem a sua avaliação através da seguinte expressão:

$$K_r = \frac{2E}{(1+\nu) \cdot D_f} \quad (3.9)$$

em que  $D_f$  é o diâmetro do furo. Esta expressão pode ser obtida a partir da expressão (3.8), considerando a selagem num meio infinito.

Os resultados dos ensaios revelaram que a capacidade da ligação aumenta com a rigidez radial (confinamento) e que os resultados dos ensaios realizados em laboratório e no campo apresentaram uma excelente correlação, para valores próximos da rigidez radial. Os modos de rotura observados estão igualmente relacionados com o nível de confinamento. Com confinamentos conferidos com materiais que apresentam um módulo de elasticidade inferior à da calda de selagem, a rotura dá-se pela fratura radial da calda com deslocamento radial dos gomos da calda no espaço anelar. Para confinamentos elevados, a rotura verifica-se pelo corte da calda e conseqüente arrancamento da armadura.

Moosavi *et al.* (Moosavi *et al.*, 2005) realizaram ensaios laboratoriais para estudar o efeito da pressão de confinamento na capacidade da ligação de varões (com diâmetros de 22 mm e 28 mm) selados em cilindros de calda com uma relação  $a/c$  de 0.40. Registaram-se dois modos de rotura. Para confinamentos reduzidos, a rotura verificou-se devido à fendilhação da calda e para confinamentos elevados por arrancamento resultado do corte da calda entre as nervuras. Os autores concluíram que o aumento da pressão de confinamento aumenta a capacidade da ligação. De igual modo concluíram que o mecanismo condicionante da aderência é o atrito na interface aço / calda. O atrito mobilizado nesta interface depende da dilatância gerada por efeito do deslocamento relativo na interface aço / calda e da rigidez radial do material de suporte. O valor da dilatância depende da rugosidade da superfície do varão, da resistência da calda e do nível de confinamento.

Blanco *et al.* (2011) realizaram um estudo sobre o comportamento de varões de aço nervurados (com 22 mm de diâmetro), submetidos a esforços de tração, selados em rocha (calda de selagem com relações água / cimento de 0.35 e de 0.40). O programa experimental, realizado em laboratório e *in situ*, teve, como um dos objetivos principais, avaliar a influência da pressão de confinamento no comportamento da ligação. Os autores concluíram que o parâmetro que mais influencia o comportamento da ligação é o confinamento. A tensão de rotura da aderência aumenta com o confinamento, assim como a tensão residual. Concluíram, igualmente, que maiores confinamentos geram uma menor dilatância na interface e uma fendilhação menos pronunciada mas mais generalizada.

## 3.4 Aderência em ligações seladas com micro-estacas

O estudo deste tipo de ligações enquadra-se nos problemas de transferência de carga, sendo fundamental perceber os mecanismos mobilizados, os tipos de rotura observados e os parâmetros que influenciam a ligação. As características gerais, os métodos de aplicação e os materiais destas ligações encontram-se descritas na secção 2.4.3.1 do Capítulo 2, importando nesta secção a análise do comportamento geral da ligação e a referência aos trabalhos realizados nesta área.

### 3.4.1 Mecanismo de transferência de carga e modos de rotura

Dependendo do tipo de armadura utilizada, tubos lisos ou texturados, a transferência de carga nestas ligações é realizada por aderência nas interfaces aço / calda e calda / betão, conforme é ilustrada na Figura 3.12.

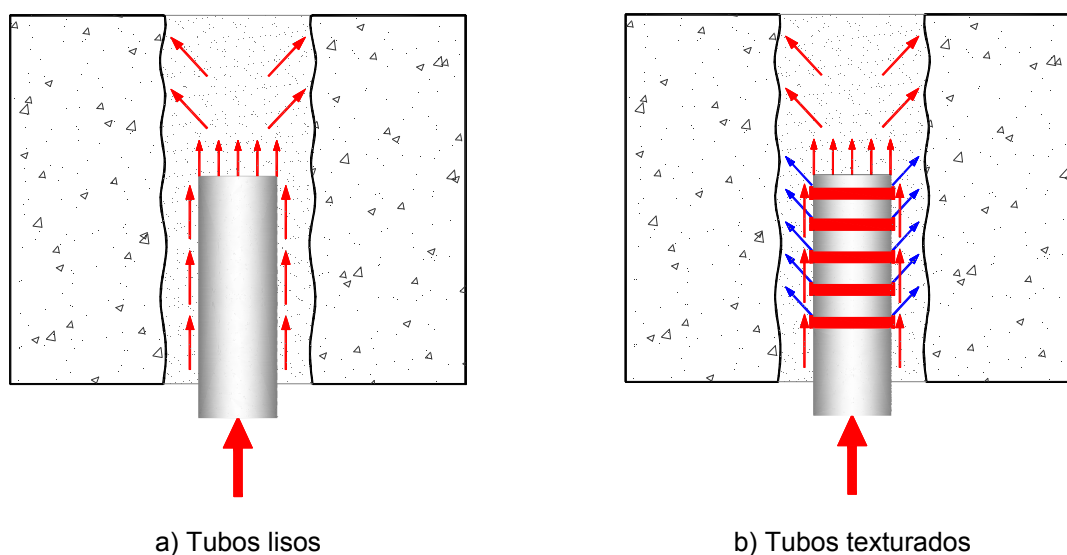


Figura 3.12 – Mecanismo de transferência de carga, adaptado de (Cadden, 2009)

A transferência de carga da estrutura para a fundação é realizada por aderência nas interfaces referidas e por resistência na cabeça da micro-estaca e nos anéis soldados, no caso de tubos texturados. A resistência na cabeça da micro-estaca pode ser correntemente desprezada devido ao pequeno diâmetro destes elementos, exceto nas situações em que são utilizados dispositivos de ancoragem na cabeça da micro-estaca (chapas metálicas).

O comportamento geral e a capacidade da ligação dependem da altura da fundação existente, do comprimento de selagem, do diâmetro da micro-estaca, das características dos materiais (calda e betão), das características das armaduras (varões nervurados ou roscados, tubos lisos ou tubos texturados), do diâmetro e da rugosidade do furo, do confinamento garantido pelo betão existente, da pormenorização das armaduras passivas e do eventual reforço com armaduras ativas (Cadden, 2009; FHWA-SA-97-070, 2000; FOREVER, 2004).

Como foi referido na 2.4.3.1 do capítulo anterior o dimensionamento destas ligações é realizado de uma forma empírica não sendo contemplado nos regulamentos de estruturas de betão, nomeadamente o EC2 (2010) e o ACI 318 (2008).

No relatório da FHWA (FHWA-SA-97-070, 2000) são fornecidas algumas indicações para o dimensionamento deste tipo de ligações. Para ligações com tubos lisos, ou varões nervurados, a capacidade da ligação depende da aderência mobilizada na interface aço / calda. Para ligações com tubos texturados com anéis metálicos soldados, a ligação é controlada pela resistência ao esmagamento das escoras que se formam na calda devido à ação dos anéis, pela aderência na interface calda / betão e pela resistência ao corte do betão da fundação existente.

Sendo o dimensionamento destas ligações igualmente condicionado pela rotura da aderência nas interfaces aço / calda / betão é fundamental conhecer os seus valores. No Quadro 3.5 são apresentados valores da aderência propostos por alguns autores.

Quadro 3.5 – Valores propostos para a tensão de aderência nas interfaces aço / calda e calda / betão

Referência	Tensão de aderência (MPa)	Observações
(Mazo, 2003)	3.0 – 6.0 ( $\sim 0.2 f_c$ ) <sup>(1)</sup>	Valores na interface calda / betão:
(Cadden et al., 2004)	0.7 a 1.4	Para superfícies do furo lisas
	> 2.1	Quando se utiliza furos de superfícies indentadas ou micro-estacas texturadas com anéis soldados
(Alcudia, 2005)	1.7 a 3.3	$[(0.9/1.6) * (f_{ck}/1.5)]^{0.5}$ <sup>(2)</sup>

<sup>(1)</sup>  $f_c$  - Valor da tensão de rotura do betão à compressão, <sup>(2)</sup>  $f_{ck}$  - Valor característico da tensão de rotura do betão à compressão

A informação sobre os valores a adotar para a aderência é reduzida e verifica-se uma grande discrepância entre estes. Por esta razão, os valores a adotar devem ser sempre validados através de ensaios *in situ* (Cadden, 2009; FHWA-SA-97-070, 2000).

### 3.4.2 Trabalhos de referência

No Quadro 3.6 indicam-se os trabalhos publicados sobre o estudo de ligações seladas de micro-estacas em fundações de betão armado existentes.

Quadro 3.6 – Trabalhos sobre micro-estacas seladas

<i>Autores</i>	<i>Descrição</i>
<i>(Gómez et al., 2005)</i>	<i>Ensaios de compressão com micro-estacas de tubos lisos e tubos texturados, seladas em blocos de betão armado</i>
<i>(Bentler e Yankey, 2006)</i>	<i>Ensaios de compressão com varões de elevada resistência em provetes de calda confinados</i>
<i>(Hoover e Pease, 2007)</i>	<i>Ensaios teste de tração com micro-estacas de tubos texturados, seladas em fundações de betão armado existentes com furos de superfície rugosa</i>
<i>(Orr et al., 2008)</i>	<i>Ensaios teste de tração utilizando micro-estacas com varões isolados, seladas em fundações de betão armado existentes com furos de superfície indentada</i>

#### ***Gómez et al. (2005)***

O trabalho mais relevante e pioneiro nesta área foi o desenvolvido por Gómez *et al.* (2005). Estes autores realizaram ensaios de compressão com o objetivo de avaliar a influência de determinados parâmetros na tensão de aderência na interface aço / calda, de micro-estacas de tubos lisos e texturados, seladas em furos previamente executados em blocos de betão armado. Este trabalho foi baseado em ensaios anteriormente realizados por empresas de construção, com o objetivo de testar as soluções adotadas em projetos de reforço de fundações. Estes ensaios referidos pelos autores não foram publicados, mas são referenciados neste estudo (Quadro 3.7), e aqui discutidos, por apresentarem indicações importantes para esta investigação. A informação resumida no Quadro 3.7 não permite uma comparação direta dos resultados dos vários ensaios, por insuficiente informação sobre as características dos materiais utilizados (betão, calda e armaduras), da geometria dos provetes, dos esquemas utilizados nos ensaios e dos modos de rotura observados. No entanto, existe informação relevante para a presente investigação que será analisada.



Quadro 3.7 – Resumo de ensaios realizados com micro-estacas seladas, referenciados no trabalho de Gómez *et al.* (2005)

Autores (Ano)	Modelos	Ensaio		Micro-estaca (armadura)		Furo			Tensão de aderência
		Tipo	nº	Tipo	$d_m$ (mm)	Superfície	$D_f$ (mm)	$l_b$ (mm)	$f_b$ (MPa)
Al Sehn (Hayward Baker) (1998)	Blocos de betão	C	--	Varão nervurado	35	Indentada <sup>(3)</sup>	203	635	3.29-3.51 <sup>(5)</sup>
	Blocos de betão	C	2	Tubo liso	139.7	Indentada <sup>(3)</sup>	165	635	2.41-5.51
	Blocos de betão	C	2	Tubo liso	139.7	Indentada <sup>(3)</sup>	203	635	
Hannu Jokiniemi (Tampere University) (2003)	Provetes de calda não confinados	C	12	Tubo liso	88.9	-	317.5	495	0.58-1.10
		C	5	Tubo liso	88.9	-	317.5	1005	1.28-1.70
		C	4	Tubo texturado	88.9	-	317.5	1005	1.14-1.88
Timothy Myers (Layne Geo Const.) (2004)	Blocos de betão armado	T	1	Tubo texturado +(varão)	117.8 (--)	Rugosa <sup>(4)</sup>	254	610	2.37 <sup>(5)</sup> 2.97 <sup>(6)</sup>
		T	1	Tubo texturado + (varão)	117.8 (--)		254	1220	3.21 <sup>(5)</sup> 4.01 <sup>(6)</sup>
Tom Richards (Nicholson Const.) (2004)	Fundação existente	T	1	Varão oco <sup>(2)</sup>	103	Indentada <sup>(3)</sup>	203	559	4.29 <sup>(5)</sup>
			1			Lisa	203	508	4.14 <sup>(5)</sup>

C - Ensaio de compressão; T - Ensaio de tração;  $d_m$  - Diâmetro da micro-estaca ( $d_t$  para tubos e  $\phi$  para varões);  $D_f$  - Diâmetro do furo ( $D_c$  - diâmetro da calda nos ensaios com provetes de calda não confinados);  $l_b$  - comprimento de selagem; <sup>(1)</sup> Tubos com anéis metálicos soldados na superfície; <sup>(2)</sup> Varões com chapa soldada na base com 177.8 mm de diâmetro; <sup>(3)</sup> Denteação do furo realizada com o sistema *Anker Bond* (ver Figura 2.23 na secção 2.4.3.1); <sup>(4)</sup> Furo realizado com percussão; <sup>(5)</sup> Tensão de aderência calculada na interface calda / betão; <sup>(6)</sup> Tensão de rotura da aderência calculada no perímetro dos anéis; <sup>(7)</sup> Não se atingiu a rotura

Nos ensaios realizados com armaduras tubulares, a relação entre o diâmetro do furo e o diâmetro do tubo ( $D_f / d_t$ ) variou entre 1.2 e 2.2 e a relação entre o comprimento de selagem e o diâmetro do tubo ( $l_b / d_t$ ) variou entre 4.5 e 10.4.

De igual forma merece destaque a utilização de micro-estacas com armaduras tubulares com anéis soldados na sua superfície e de furos com a superfície indentada. Como foi referido no Capítulo 2, secção 2.4.3.1, estas soluções são correntemente adotadas na prática para aumentar a aderência nas interfaces e normalmente são adotadas em conjunto.

O agente de selagem utilizado na grande maioria dos ensaios foi a calda de cimento (normal ou não-retrátil), com a exceção de um dos ensaios realizados por Al Sehn (1998), em que foi utilizada uma resina epóxida. Não são indicados os valores da relação água / cimento nem das

características mecânicas da calda, não sendo por isso possível avaliar a sua influência nos resultados apresentados.

Os valores obtidos da tensão de rotura da aderência (ou da aderência) merecem igualmente algumas observações:

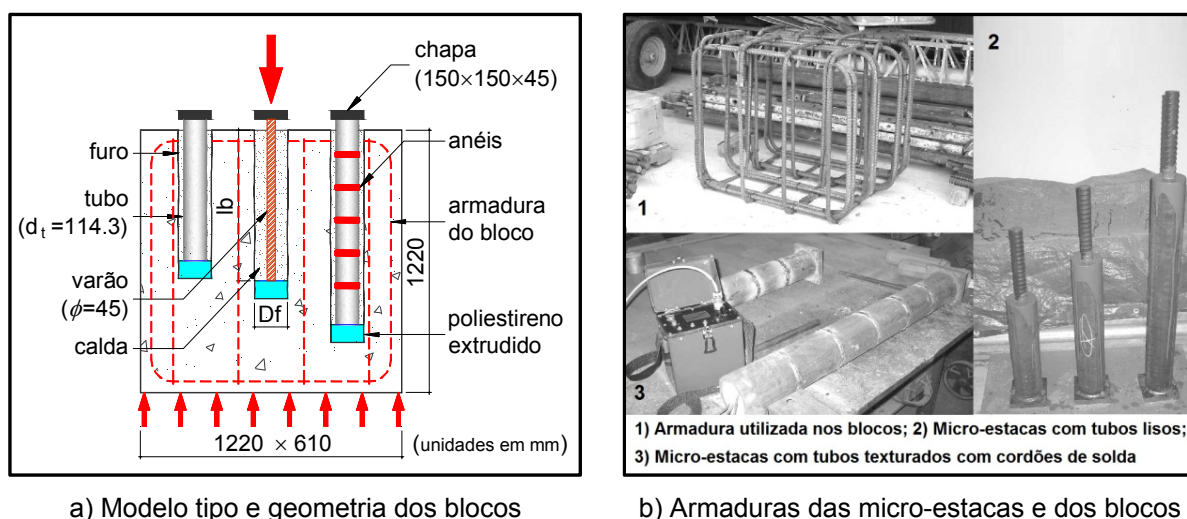
- Nos ensaios realizados por Al Sehn (1998), os valores obtidos para tubos lisos variaram entre 2.41 MPa e 5.51 MPa, situando-se os valores obtidos com a utilização de varões nervurados nesse intervalo. Provavelmente os valores mais elevados estão associados à menor relação ( $D_f/d_t$ ), ou seja, para menores diâmetros do furo.
- Nos ensaios realizados por Tom Richards (2004), com varões ocos nervurados, os valores da tensão de aderência obtidos para furos com superfície indentada e superfície lisa são muito semelhantes (ligeiramente superiores para o maior comprimento de amarração). Isto pode significar que a rotura se verificou na interface aço / calda, não se podendo desta forma avaliar a influência da rugosidade da superfície do furo. A influência do carregamento (compressão ou tração) não é perceptível nos valores apresentados.
- Por último, verifica-se que os valores mais baixos da tensão de aderência foram obtidos nos ensaios de compressão realizados por Hannu Jokiniemi (2003), com micro-estacas seladas em provetes de calda não confinados. De fato, na ausência de confinamento, a rotura verifica-se devido à fratura da calda, levando à perda total da aderência. A partir dos resultados obtidos por este autor, verifica-se que a tensão de aderência aumenta com o comprimento de selagem.

Gómez *et al.* (2005) avaliaram a influência dos seguintes parâmetros no comportamento de ligações seladas com micro-estacas: (1) tipo de armadura; (2) diâmetro do furo; (3) comprimento de selagem; e (4) textura da micro-estaca. Para além dos parâmetros em análise, os restantes foram mantidos constantes em todos os ensaios, incluindo o betão e a calda utilizados, a percentagem de armadura dos blocos, o método de furação, a direção e o sentido do carregamento.

Os modelos utilizados consistiram em micro-estacas de tubos lisos e texturados, seladas em blocos de betão armado, varões nervurados selados em blocos de betão armado, e de tubos lisos betonados conjuntamente com os blocos.

Foram construídos sete blocos de betão armado com dimensões de  $1220 \times 610 \times 1220 \text{ mm}^3$ , utilizando para o efeito cofragens de madeira. Os furos foram executados através de carotagem realizada por percussão. A opção deste tipo de furação teve como objetivo por parte dos autores garantir uma elevada rugosidade das paredes do furo, e desta forma evitar a rotura na interface calda / betão. As micro-estacas foram posteriormente seladas nos furos previamente executados com calda de cimento.

A Figura 3.13 ilustra os modelos utilizados e as armaduras utilizadas para as micro-estacas e para os blocos. No Quadro 3.8, é apresentado um resumo das características dos ensaios realizados, e na Figura 3.14 o esquema de ensaio utilizado.



a) Modelo tipo e geometria dos blocos

b) Armaduras das micro-estacas e dos blocos

Figura 3.13 – Armaduras e modelos utilizados por Gómez *et al.* (2005)

Quadro 3.8 – Resumo dos modelos utilizados por Gómez *et al.* (Gómez *et al.*, 2005)

Bloco	Micro-estaca		Diâmetro do furo $D_f$ (mm)	$l_b$ (mm)		
	Armadura	$d_t$ ou $(\phi)$ (mm)		Furo 1	Furo 2	Furo 3
Bloco 1	Tubo liso	114.3	Betonagem conjunta	430	610	890
Bloco 2	Varão	45	114.3	-	900	760
Bloco 3	Tubo liso + (varão)	114.3 +(45)	127	430	585	890
Bloco 4	Tubo liso + (varão)	114.3 +(45)	152.4	890 <sup>(1)</sup>	585	-
Bloco 5	Tubo liso + (varão)	114.3 +(45)	203.2	875 <sup>(1)</sup>	570	-
Bloco 6	Tubo texturado + (varão)	114.3 +(45)	152.4	890 <sup>(1)</sup>	585	-
Bloco 7	Tubo liso + (varão)	114.3 +(45)	152.4	560	-	-
	Tubo liso + (varão)	114.3 +(45)	203.2	-	560	-

<sup>(1)</sup> Micro-estacas instrumentadas;  $d_t$  - Diâmetro do tubo;  $\phi$  - Diâmetro do varão;  $D_f$  - Diâmetro do furo;  $l_b$  - Comprimento de selagem

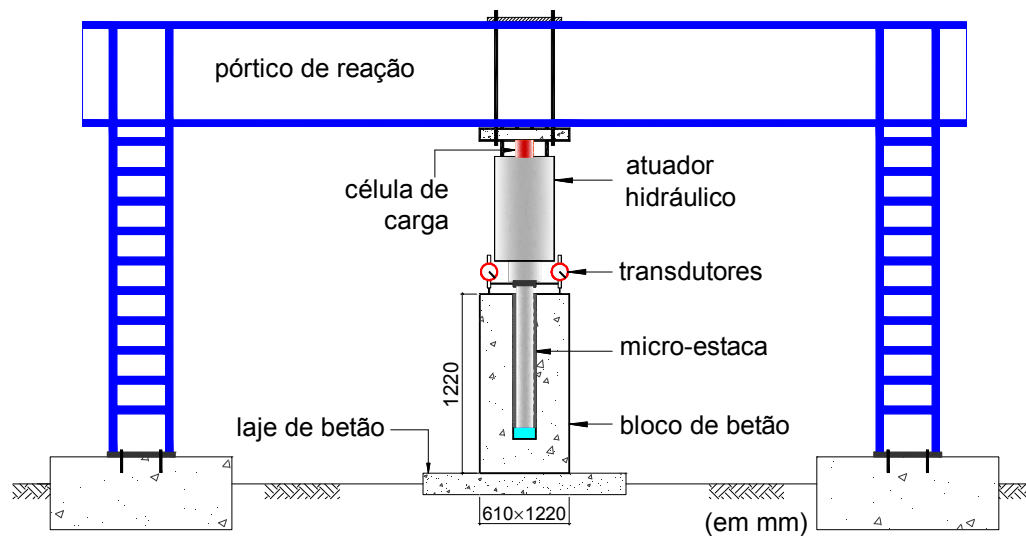


Figura 3.14 – Esquema de ensaio utilizado por Gómez *et al.* (2005)

Para o fabrico dos blocos foi utilizado betão pronto com um valor nominal da tensão de rotura à compressão obtido aos 28 dias, em provetes normalizados, de 27.6 MPa e um valor nominal do módulo de elasticidade estático que variou entre 20.7 GPa e 27.6 GPa. A cura do betão foi realizada no exterior do laboratório. Foram utilizadas armaduras longitudinais e transversais com diâmetros de 25 mm, com uma tensão de cedência de 420 MPa, e representando 1% do volume de betão. Foram utilizados quatro tipos de armaduras para as micro-estacas: 1) tubos lisos; 2) tubos lisos com um varão de reforço; 3) tubos texturados com um varão de reforço; e 4) varão nervurado. Foram utilizados tubos reutilizados da classe API N80, com diâmetro de 114.3 mm e uma tensão de cedência de 520 MPa, e varões nervurados, com 45 mm de diâmetro e uma tensão de cedência de 520 MPa. O valor da rugosidade do tubo avaliada pelos autores variou entre 0.1 mm a 0.4 mm. No topo de cada micro-estaca, foi soldada uma chapa metálica quadrada, com dimensões de  $150 \times 150 \times 45 \text{ mm}^3$ . Após a soldadura da chapa, os tubos foram cheios com calda. A textura da superfície da micro-estaca foi obtida com cordões de solda espaçados de 150 mm e espessuras variando entre 9.5 mm e 12.5 mm.

Para a selagem das micro-estacas foi utilizada uma calda com as seguintes características: relação água / cimento de 0.49; valor nominal da tensão de rotura à compressão obtido aos 28 dias, em provetes normalizados, superior a 34.5 MPa; valor nominal do módulo de elasticidade estático de 6.9 GPa; e uma massa volúmica de  $1.85 \pm 0.2 \text{ kg/l}$ .

Após 28 dias da cura da calda, a ligação foi ensaiada à compressão até à rotura. A carga foi aplicada com um atuador hidráulico acoplado a um pórtico de reação, com uma capacidade de

600 tf. Para medir o deslocamento relativo entre a chapa de topo da micro-estaca e a superfície do bloco, foram utilizados três transdutores de deslocamentos.

Todos os ensaios foram realizados com controle de força. A carga foi aplicada por incrementos até valores predeterminados de um modo similar ao prescrito na norma ASTM D1143 (1994) para ensaios estáticos à compressão em estacas. Na maioria dos ensaios a aplicação do carregamento continuou após a rotura de modo a obter informação sobre a resistência residual da ligação.

Na Figura 3.15 são apresentados os resultados obtidos para a capacidade de ligação em função do comprimento de selagem. Da observação da Figura 3.15 verifica-se que nos ensaios realizados com micro-estacas de tubos texturados a capacidade de ligação foi superior comparativamente aos ensaios realizados com micro-estacas de tubos lisos. De igual modo se observa que a capacidade de ligação aumenta de uma forma quase linear com o comprimento de selagem,  $l_b$ , e aumenta com a diminuição do diâmetro do furo,  $D_f$ .

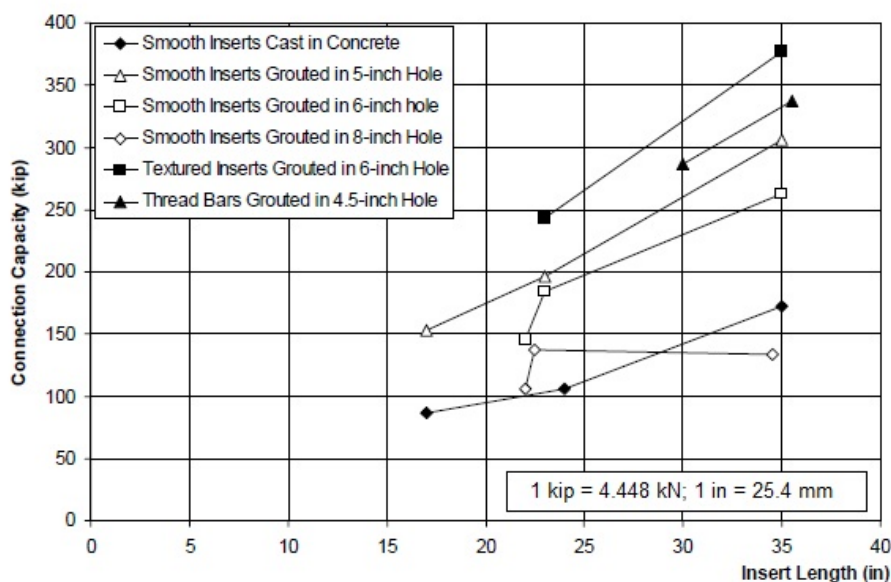


Figura 3.15 – Resumo da capacidade de ligação obtida nos ensaios de Gómez *et al.* (2005)

Gómez *et al.* (2005) consideraram, para o cálculo da tensão de aderência, uma tensão uniforme ao longo do comprimento de selagem na interface aço/calda. Para as micro-estacas de tubos lisos, a tensão de rotura da aderência foi calculada na interface aço/calda, e para as micro-estacas de tubos texturados, no perímetro dos cordões de solda.

No Quadro 3.9 são apresentados os valores obtidos para a tensão de rotura da aderência para cada um dos ensaios realizados.

Quadro 3.9 – Resumo dos valores da tensão de rotura da aderência (Gómez *et al.*, 2005)

Bloco	Ensaio	Armadura	$d_t$ ou $(\phi)$ (mm)	$D_f$ (mm)	$l_b$ (mm)	$f_{bu}$ (MPa)
Bloco 1	1.1	Tubo liso	114.3	Betonagem conjunta	430	2.07
	1.2				610	2.48
	1.3				890	2.28
Bloco 2	2.1	Varão	45	114.3	900	11.92
	2.2				760	11.92
Bloco 3	3.1	Tubo liso + (varão)	114.3 +(45)	127	430	4.41
	3.2				585	4.27
	3.3				890	4.14
Bloco 4	4.1	Tubo liso + (varão)	114.3 +(45)	152.4	890	3.65
	4.2				585	3.93
Bloco 5	5.1	Tubo liso + (varão)	114.3 +(45)	203.2	875	1.89
	5.2				570	2.98
Bloco 6	6.1	Tubo texturado + (varão)	114.3 +(45)	152.4	890	4.69
	6.2				585	4.79
Bloco 7	7.1	Tubo liso+ (varão)	114.3 +(45)	152.4	560	3.24
	7.2			203.2	560	2.34

$D_t$  - Diâmetro do tubo;  $\phi$  - Diâmetro do varão;  $D_f$  - Diâmetro do furo;  $l_b$  - Comprimento de selagem;  $f_{bu}$  - Tensão de rotura da aderência

Os resultados apresentados no Quadro 3.9 indicam claramente que nos ensaios realizados com tubos lisos a tensão de rotura da aderência aumenta com a diminuição do diâmetro do furo. Os resultados apresentados sugerem ainda que a tensão de rotura da aderência não varia significativamente com o comprimento de selagem. Para os ensaios realizados com micro-estacas de tubos texturados os valores obtidos para a tensão de rotura da aderência foram superiores aos verificados para micro-estacas de tubos lisos em cerca de 20 %. Para tubos texturados os resultados sugerem que a tensão de rotura da aderência não é influenciada pelo comprimento de selagem, confirmando os resultados obtidos nos ensaios realizados com micro-estacas de tubos lisos. De igual modo, é possível observar que a tensão de rotura da aderência obtida nos ensaios realizados com micro-estacas colocadas antes da betonagem dos blocos corresponde a 50 % dos valores obtidos nos ensaios com micro-estacas seladas. Os autores sustentam que a existência de agregados na interface aço / calda é a causa provável desta diminuição.

Na Figura 3.16 são apresentadas as relações tensão de aderência e o deslocamento nos ensaios

realizados com micro-estacas de tubos lisos e tubos texturados seladas em furos de 152 mm.

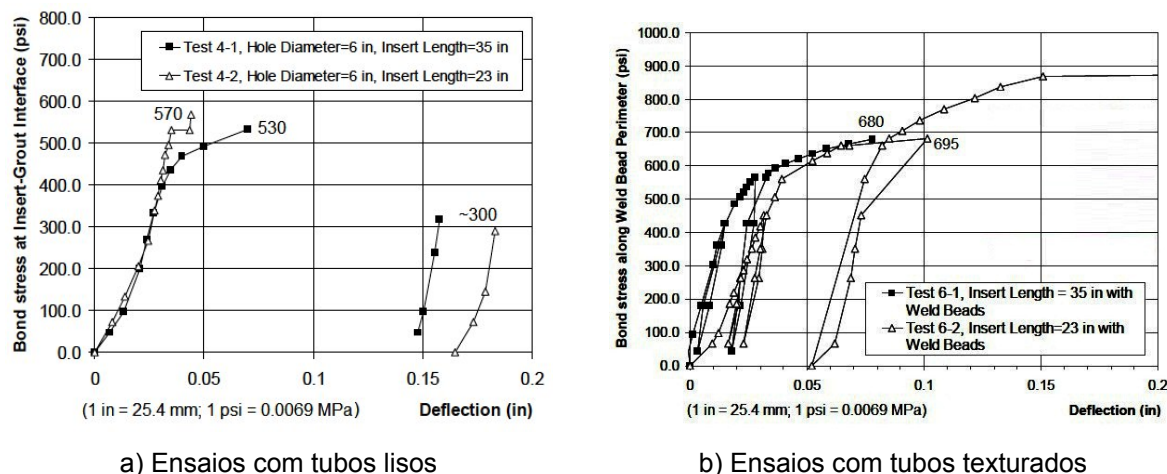


Figura 3.16 – Relações tensão de aderência / deslocamento (Gómez *et al.*, 2005)

Da análise da Figura 3.16 a) observa-se no caso de micro-estacas de tubos lisos uma rotura frágil. O valor residual representa cerca de 50 % da tensão de rotura da aderência. Contrariamente, nos ensaios realizados com tubos texturados, verifica-se um comportamento dúctil da ligação. Os autores referem que nestes ensaios se observou uma fendilhação generalizada dos blocos de betão com uma rotura “explosiva” da ligação. Para tubos lisos os deslocamentos na rotura foram inferiores a 1.8 mm e para tubos texturados inferiores a 2.5 mm.

Gómez *et al.* (2005) consideram que no caso de micro-estacas de superfície lisa, a capacidade da ligação é controlada pela adesão e o atrito mobilizado na interface aço / calda. Com base nos resultados obtidos nos ensaios realizados com tubos lisos, e nos resultados obtidos por Timothy Myers (2004), Gómez *et al.* (2005) propõem a seguinte expressão para a estimativa da tensão de aderência na interface aço / calda:

$$4.14 - 0.054 \times e_a \leq f_{bu} \leq 4.83 - 0.054 \times e_a \quad (3.10)$$

em que  $f_{bu}$  é a tensão de rotura da aderência na interface aço / calda (em MPa); e  $e_a$  é a espessura anelar (em mm).

Esta expressão é válida para valores da espessura anelar,  $e_a$ , entre 6.35 mm e 50.8 mm, para uma calda com uma tensão de rotura à compressão aos 28 dias superior a 34.5 MPa e com um módulo de elasticidade estático superior a 6.9 GPa, e um betão com uma tensão de rotura à

compressão aos 28 dias de 27.6 MPa e um módulo de elasticidade estático superior a 27.6 GPa. Gómez *et al.* (2005) consideram que para a utilização da expressão (3.10) deve ser incluído um fator de segurança adequado.

De acordo com Gómez *et al.* (2005) para micro-estacas de tubos texturados, a capacidade da ligação é controlada principalmente pelo atrito gerado na interface aço / calda devido a elevada dilatância originada pelo movimento relativo entre a micro-estaca e a calda envolvente. Após a rotura da ligação e devido à fendilhação generalizada dos blocos, resultante da ação dos anéis e da deformação radial, as armaduras do bloco são solicitadas até à cedência. A contribuição do atrito na capacidade de carga depende assim do confinamento conferido pelo recobrimento e confinamento passivo garantido pelas armaduras dos blocos.

Baseado neste pressuposto e na fendilhação observada nos blocos dos ensaios realizados com micro-estacas de tubos texturados, os autores (Gómez *et al.*, 2005) propõem um procedimento simples para a estimativa da capacidade de ligação. Os autores estimam que a extensão das armaduras do bloco ( $\epsilon_s$ ), provocada pela fendilhação, pode ser da ordem de 0.5 % a 1 % do valor da abertura de fendas (aberturas observadas de  $w=1$  mm a 2 mm). Assumindo que as armaduras, de acordo com a sua distribuição, têm um alongamento ao longo de um comprimento de 200 mm, a extensão das armaduras nesse comprimento é de 0.01 ( $\epsilon=\Delta l / l = w/\epsilon = 2/200=0.01$ ). Este valor da extensão indica a cedência das armaduras. Desta forma a força de cada varão (varões de 25 mm e uma tensão de cedência de 414 MPa) pode ser estimada em cerca de 210 kN ( $F_s = f_y \cdot A_s = 414 \cdot 510 \cong 210 \text{ kN}$ ). No ensaio 6.1, realizado com um comprimento de selagem de 890 mm, a capacidade total da ligação foi de aproximadamente 1670 kN. De acordo com a distribuição de armaduras adotada, o número total de varões que confinam a micro-estaca é de doze (ver Figura 3.13), equivalendo a uma força total de 2520 kN. Considerando um coeficiente de atrito entre 0.6 e 0.8 para as interfaces onde pode ocorrer o deslizamento (interfaces micro-estacas calda e interfaces calda / betão), a força total de atrito mobilizado pode ser estimada entre 1512 a 2016 kN, valores que são consistentes com a capacidade de ligação atingida (1670 kN). Isto significa que, no caso de micro-estacas de tubos texturados, a capacidade de ligação depende do atrito mobilizado nas interfaces referidas, o qual é fortemente condicionado pelo confinamento passivo garantido pelas armaduras do bloco.



***Bentler e Yankev (2006)***

Bentler e Yankev (2006) realizaram um trabalho de investigação sobre compatibilidade de deformações, entre caldas de selagem e micro-estacas, de modo a obter resultados que permitissem tomar decisões sobre a utilização de varões roscados de alta resistência em armaduras de micro-estacas. O regulamento americano para dimensionamento de estruturas de betão armado, o ACI 318 (2008), limita a utilização de aços com uma tensão de cedência de 550 MPa limitando, igualmente, a extensão do betão a 0.003.

Os objetivos principais foram: (1) investigar a influência do confinamento nas características mecânicas das caldas de selagem; e (2) investigar a influência do confinamento radial na capacidade de ligação de micro-estacas seladas.

Atendendo aos objetivos propostos, os autores realizaram duas séries de ensaios. A primeira série consistiu na realização de ensaios triaxiais em provetes de calda, e a segunda série consistiu na realização de ensaios à compressão em provetes de calda e de micro-estacas seladas em tubos de PVC e em tubos de aço.

Na primeira série foram realizados ensaios de compressão triaxiais e ensaios de compressão uniaxiais em provetes de calda para a avaliação das características mecânicas. Foram utilizados provetes com dimensões  $150 \times 300 \text{ mm}^2$ , e as seguintes pressões de confinamento: 0, 0.34, 0.69, 1.38, 3.45, 6.89 e 13.79 MPa. O Quadro 3.10 apresenta um resumo dos resultados obtidos para as características mecânicas da calda utilizada.

Quadro 3.10 – Resultados dos ensaios triaxiais realizados em provetes de calda (Bentler e Yankev, 2006)

Relação $a/c$	$f_{c,g}$ (MPa)	$E_g$ (GPa)	$\nu$	Ângulo atrito (°)	$c_g$ (MPa)
0.36	63.6 <sup>(1)</sup> -91.1 <sup>(2)</sup>	17.8 <sup>(1)</sup> - 10.3 <sup>(2)</sup>	0.35 <sup>(1)</sup> - 0.26 <sup>(2)</sup>	34.6 <sup>(3)</sup>	15.84 <sup>(3)</sup>

<sup>(1)</sup> Valores sem pressão de confinamento; <sup>(2)</sup> Valores para uma pressão de confinamento  $p = 13.79 \text{ MPa}$ ; <sup>(3)</sup> Os parâmetros de resistência ao corte foram determinados pela envolvente Mohr-Coulomb obtida no conjunto de ensaios realizados;  $c_g$  - Coesão

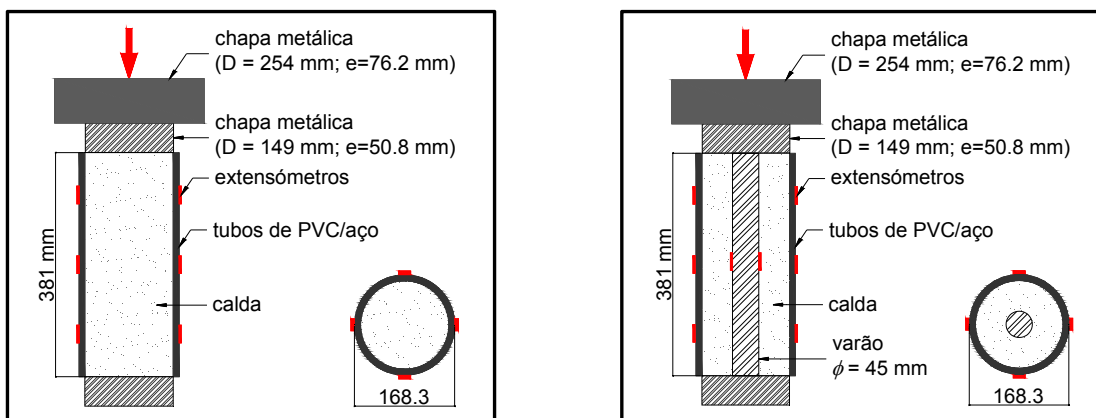
Os resultados demonstraram que o módulo de elasticidade e o coeficiente de Poisson diminuem com o aumento do confinamento. No entanto, os autores referem que as conclusões sobre a influência do confinamento, no módulo de elasticidade e no coeficiente de Poisson, devem ser consideradas com alguma reserva, dado o número reduzido de ensaios realizados.

Na segunda série foram realizados ensaios de compressão em provetes de calda confinados com tubos de PVC (*Schedule 40*) e de aço (*Schedule 10* e *40*), e provetes de calda não confinados. As espessuras adotadas para os tubos foram escolhidas de forma a garantir um confinamento equivalente ao que se verifica no caso de micro-estacas executadas em rocha (no caso dos tubos de aço) ou em solos (no caso dos tubos de PVC). Foi utilizada uma calda de selagem com uma relação água / cimento de 0.36. Para a armadura da micro-estaca foi utilizado um varão roscado da classe 950 / 1050 MPa com 45 mm de diâmetro. A carga foi aplicada através de uma prensa com capacidade de 2250 tf. Os ensaios foram realizados em três fases: numa primeira fase com controlo de força (até 445 kN,  $\delta=\delta_1$ ); na segunda fase com controlo de deslocamento ( $\delta=127+\delta_1$ ;  $\delta=\delta_2$ ); e na terceira fase igualmente com controlo de deslocamento ( $\delta=127+\delta_2$ ). No Quadro 3.11 e na Figura 3.17 são apresentadas as características dos ensaios e os modelos adotados.

Quadro 3.11 – Características dos ensaios realizados (Bentler e Yankey, 2006)

Ensaio	$\phi$ (mm)	$l_b$ (mm)	Tubos de confinamento					
			Material	$d_{t,c}$ (mm)	$e_{t,c}$ (mm)	$\nu$	$E$ (GPa)	$K_r$ (MPa/mm)
1	45	381	PVC ( <i>Schedule 10</i> )	168.3	7.80	0.3	3	4.0
2	45	381	Aço ( <i>Schedule 10</i> )	168.3	3.45	0.3	200	110.8
3	45	381	Aço ( <i>Schedule 40</i> )	168.3	8.40	0.3	200	290.8
4	45	381	Não confinado	168.3		--	--	--
5	--	381	PVC ( <i>Schedule 10</i> )	168.3	7.80	0.3	3	4.0
6	--	381	Aço ( <i>Schedule 10</i> )	168.3	3.45	0.3	200	110.8
7	--	381	Aço ( <i>Schedule 40</i> )	168.3	8.40	0.3	200	290.8

$\phi$  - Diâmetro do varão;  $l_b$  - Comprimento de selagem;  $d_{t,c}$  - Diâmetro exterior do tubo de confinamento;  $e_{t,c}$  - Espessura do tubo de confinamento;  $E$  - Módulo de elasticidade;  $\nu$  - Coeficiente de Poisson;  $K_r$  - Rigidez radial [rigidez obtida pela teoria da elasticidade-ver expressão (3.8)]



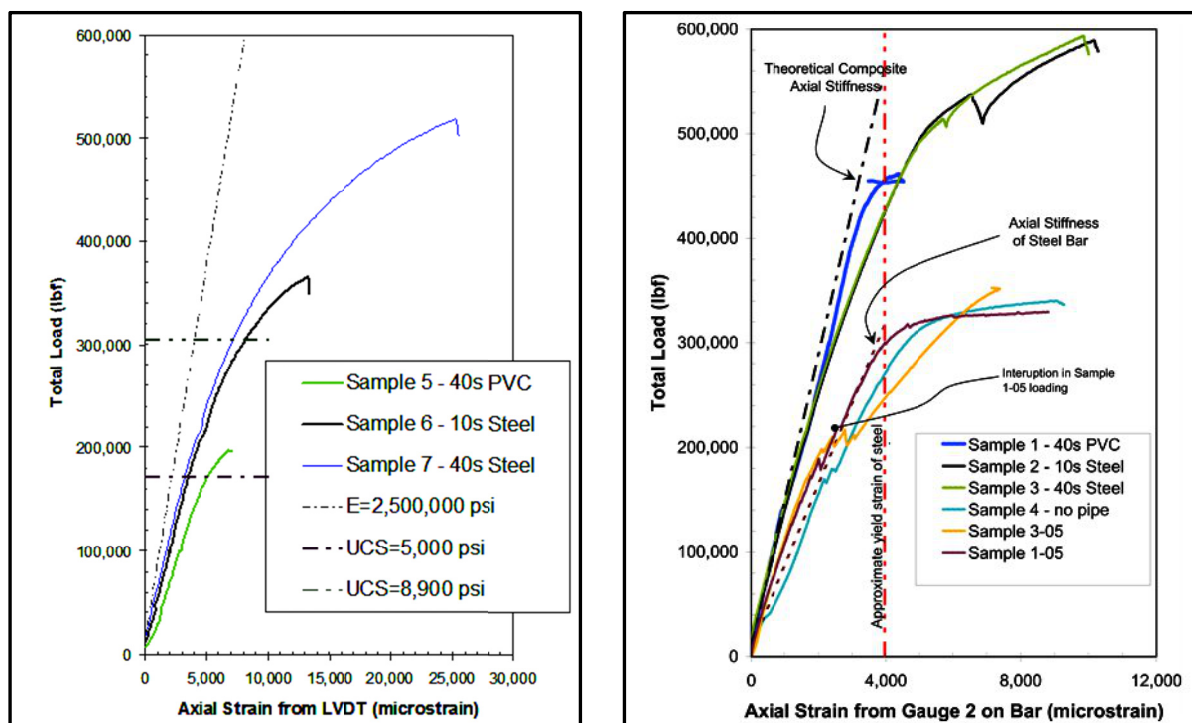
a) Provetes de calda confinados sem armadura

b) Provetes de calda confinados com armadura

Figura 3.17 – Modelos utilizados por Bentler e Yankey (2006)

A Figura 3.18 ilustra as relações carga / extensão axial para os diferentes ensaios realizados. A influência do confinamento na capacidade resistente à compressão da calda é bem visível, conforme ilustrado na Figura 3.18 a), verificando-se uma aumento da capacidade e da extensão na rotura com o aumento do confinamento. De igual modo, é possível observar na Figura 3.18 a) que a carga axial continua a aumentar para valores da extensão bastante superiores aos valores limites admitidos para betões não confinados (0.003 no ACI 318).

Por outro lado, da observação da Figura 3.18 b), conclui-se igualmente que o confinamento tem um papel fundamental no comportamento dos provetes com armadura. A rigidez axial é consideravelmente afetada pelo confinamento, afastando-se do valor teórico nos provetes não confinados. Nos provetes não confinados a capacidade da ligação é muito próxima da resistência do varão. Nos provetes confinados a rigidez axial é próxima do valor teórico, antes de se verificar a cedência do aço. Verifica-se igualmente que a capacidade resistente da ligação aumenta consideravelmente com o confinamento.



a) Provetes de calda confinados sem armadura

b) Provetes de calda confinados com armadura

Figura 3.18 – Relações carga / extensão axial em provetes de calda confinados (Bentler e Yankey, 2006)

O trabalho desenvolvido por estes autores (Bentler e Yankey, 2006) permitiu confirmar a utilização de varões de alta aderência como armaduras de micro-estacas e que é possível a

mobilização da sua resistência total, bem como garantir a compatibilidade de deformações entre a calda e o varão, para valores claramente superiores aos valores de referência utilizados para estados limites últimos em estruturas de betão armado.

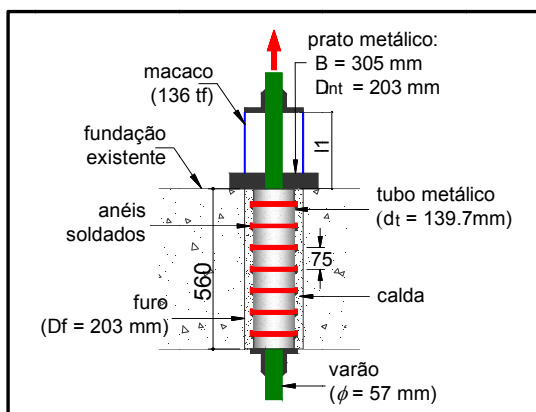
### ***Hoover e Pease (2007)***

Estes autores (Hoover e Pease, 2007) efetuaram estudos sobre reforço de fundações com micro-estacas, no âmbito de um projeto de reforço de um hospital, localizado em Kelly Township, Pensilvânia, Estados Unidos da América. O edifício construído em 1953 sofreu, desde essa data, várias ampliações sendo as mais relevantes efetuadas nos anos de 1982 e 1996. O edifício está assente em fundações superficiais, isoladas e contínuas, sobre um solo argilo-xistoso. Em 1998, foram detetadas as primeiras patologias associadas à expansibilidade das argilas, com formação de gesso que provocou o levantamento dos acessos entre os blocos construídos em 1982 e 1996.

Para controlar os danos provocados pela ação das argilas, os autores adotaram várias soluções de recalçamento, utilizando micro-estacas, para isolar a estrutura do solo de fundação. Uma das soluções adotadas consistiu em utilizar micro-estacas instaladas diretamente através das fundações existentes e posteriormente seladas com calda de cimento. Foram reforçadas sete sapatas com duas tipologias: sapata S1 com dimensões  $1.5 \times 1.5 \times 0.40 \text{ m}^3$ , solicitada por um esforço normal de 489 kN; e sapata S2 com dimensões  $2.4 \times 2.4 \times 0.56 \text{ m}^3$ , e solicitada por um esforço normal 1289 kN. Os valores apresentados são valores de projeto. Os furos foram realizados por carotagem com coroa diamantada, com diâmetro de 203 mm, e a sua superfície tratada posteriormente com escova de aço para aumentar a rugosidade nesta interface. De referir que, após a abertura dos furos, verificou-se que a altura da sapata S1 era de 0.38 m. Foram utilizadas micro-estacas com tubos reutilizados da classe API N80, com um diâmetro de 139.7 mm e 11.9 mm de espessura, reforçado com um varão nervurado da classe 520 MPa e com diâmetro de 57 mm. Para aumentar a aderência na interface aço / calda, a textura dos tubos foi incrementada com anéis soldados, com altura e espessura de 9.5 mm, espaçados de 75 mm. A resistência da calda utilizada obtida em ensaios laboratoriais foi de 63.8 MPa. A tensão de aderência adotada em projeto foi de 0.86 MPa, considerando um fator global de segurança de 2.0.

Com o objetivo de aferir a tensão de aderência utilizada em projeto, os autores realizaram dois ensaios teste de tração, um para cada tipologia das sapatas a reforçar.

A Figura 3.19 ilustra o esquema dos ensaios utilizado e a realização dos mesmos. Para aplicação da carga foi utilizado um macaco hidráulico com capacidade de 135 tf. Para monitorizar os deslocamentos, foram utilizados dois transdutores acoplados a um sistema composto por duas cantoneiras metálicas. O ensaio foi realizado com controlo de força até uma carga predefinida pelos autores, 583 kN para as sapatas de tipologia S1, e de 667 kN para as sapatas de tipologia S2.



a) Esquema de ensaio e geometria



b) Ensaio de tração

Figura 3.19 – Esquema de ensaio adotado por Hoover e Pease (2007)

A Figura 3.20 ilustra as curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios teste de tração realizados na sapata S1 e na sapata S2.

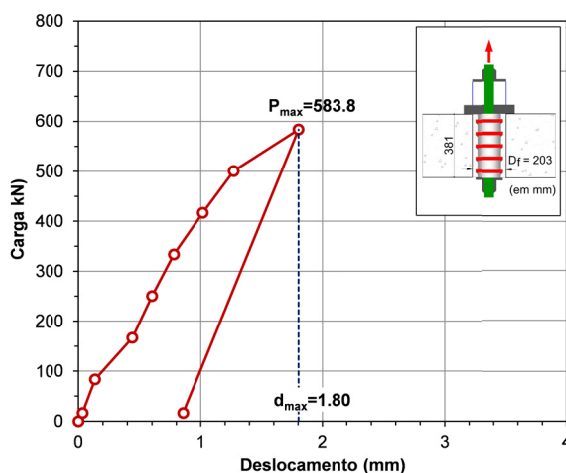
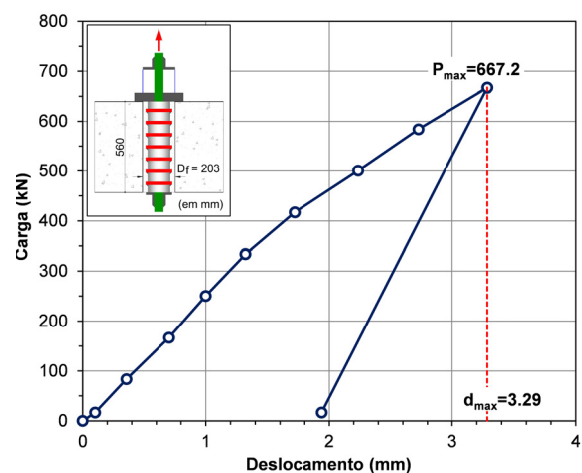
a) Sapata S1 ( $1.5 \times 1.5 \times 0.38 \text{ m}^3$ )b) Sapata S2 ( $2.4 \times 2.4 \times 0.56 \text{ m}^3$ )

Figura 3.20 – Curvas carga / deslocamento obtidas (Hoover e Pease, 2007)

Da análise da Figura 3.20, verifica-se que a resposta foi linear nos dois ensaios realizados, até ao valor da carga previamente fixado, mas com diferente rigidez inicial. Em ambos os ensaios verificou-se um deslocamento permanente após a descarga, provavelmente devido à alteração das características da interface.

No Quadro 3.12 são resumidos os valores obtidos nos ensaios. Verifica-se, que os valores obtidos para a rigidez inicial e para a tensão de aderência, no ensaio realizado na sapata S2, são inferiores aos obtidos no ensaio realizado na sapata S1. A sapata S1 pertence às ampliações realizadas no hospital em 1982, e a sapata S2 a uma ampliação mais recente realizada em 1996. Não existe informação sobre a resistência do betão nem das armaduras existentes em cada uma das sapatas para ser feita uma análise comparativa dos resultados. Atendendo aos resultados obtidos, é provável que a percentagem de armadura existente na sapata S1 seja mais elevada ou que essa armadura esteja mais próxima da micro-estaca ensaiada, garantindo desta forma um confinamento mais efetivo.

Quadro 3.12 – Resumo dos resultados obtidos (Hoover e Pease, 2007)

Ensaio	$D_f$ (mm)	$l_b$ (mm)	$P$ (kN)	$\delta$ (mm)	$K_0$ (kN / mm)	$f_b$ (MPa)
Sapata S1	203	381	583.3	1.80	324	2.40 <sup>(1)</sup>
Sapata S2	203	559	667.2	3.29	203	1.87 <sup>(1)</sup>

<sup>(1)</sup> Tensão calculada na interface calda / betão;  $D_f$  - Diâmetro do furo;  $l_b$  - Comprimento de selagem;  $P$  - Carga aplicada;  $\delta$  - Deslocamento;  $K_0$  - Rigidez inicial;  $f_b$  - Tensão de aderência

Não é indicado pelos autores se os deslocamentos registados para a carga utilizada nos ensaios contemplam ou não a deformação elástica correspondente ao comprimento livre ( $l_l$ ) do varão de reforço (ver Figura 3.19 a).

Os ensaios não foram realizados até à rotura pois o objetivo principal era apenas verificar a tensão de aderência adotada em projeto ( $f_{b,adm} = 0.86$  MPa). Os autores consideraram os resultados obtidos satisfatórios.

### ***Orr et al. (2008)***

Orr et al. (2008) participaram no projeto de reforço de fundações, do edifício Colmstock, em Dublin, Irlanda, que foi sujeito a um acréscimo de carga resultante da construção de um novo

piso. A solução adotada para o reforço consistiu na utilização de micro-estacas, instaladas diretamente através das fundações existentes e posteriormente seladas nos furos previamente executados. As sapatas a reforçar eram quadradas com lados que variam entre os 2.5 e 4.0 m e alturas de 0.5 e 0.7 m respectivamente.

Num estudo inicial, foi considerada a instalação das micro-estacas com uma determinada inclinação, com o objetivo de aumentar o comprimento de selagem e desta forma aumentar a força transferida por aderência nas interfaces aço / calda e calda / betão. Para diminuir o comprimento de selagem, os custos da operação e manter a segurança da ligação, os autores propuseram a realização de uma superfície do furo indentada e, desta forma, aumentar a rugosidade das paredes do furo e simultaneamente a aderência nesta interface. Para tal utilizaram o sistema *Ankerbond* (sistema descrito no Capítulo 2, secção 2.4.3.1).

A Figura 3.21 ilustra o equipamento utilizado para o tratamento da superfície do furo e o resultado final.

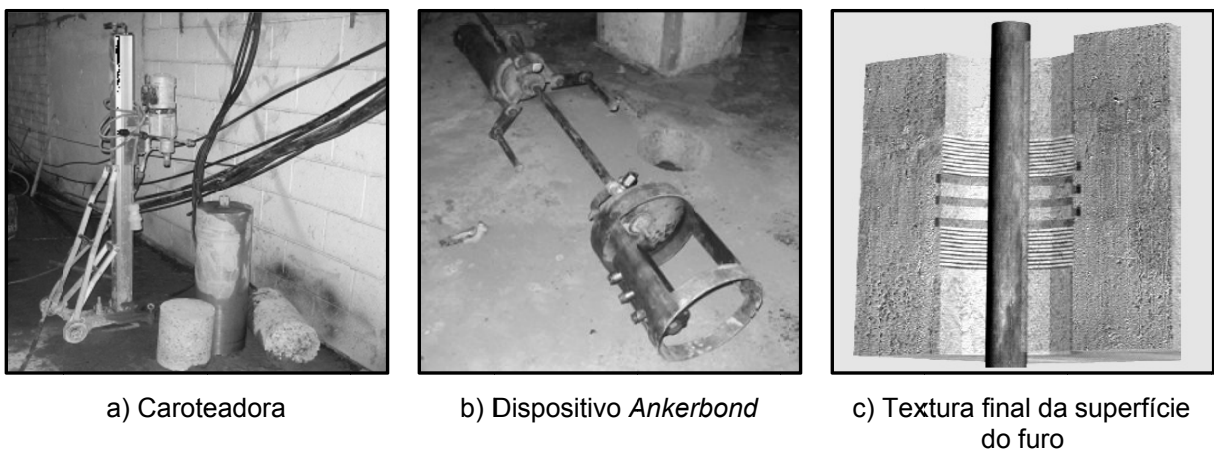


Figura 3.21 – Equipamento utilizado na denteação do furo e configuração final da superfície do furo (Orr *et al.*, 2008)

O procedimento é simples, rápido e com custos reduzidos. Inicialmente, realizam-se os furos com uma carotadora e uma coroa diamantada (Figura 3.21 a), com os diâmetros pretendidos. Posteriormente, procede-se à denteação da superfície com um dispositivo especial adaptado à carotadora (Figura 3.21 b). Foram executados dentes com uma altura e uma profundidade de 22 mm. Parte da restante superfície do furo é igualmente tratada acima e abaixo da denteação (ver Figura 3.21 c).

Para testar a eficiência da utilização do sistema *Ankerbond*, os autores realizaram dois ensaios

teste de tração. Em cada sapata, foram instaladas quatro micro-estacas próximas de cada um dos vértices do pilar.

Inicialmente, realizaram-se furos com diâmetros de 250 mm e procedeu-se à denteação da superfície com o equipamento descrito anteriormente. Para a armadura da micro-estaca foi utilizado um varão isolado, com 1 m de comprimento, tipo GEWI, com uma tensão de cedência de 552 MPa, com diâmetro de 63 mm. Para a selagem do varão foi utilizada uma calda com uma tensão nominal aos 28 dias superior a 50 MPa. Os resultados dos ensaios à compressão das carotes indicaram um betão com uma resistência superior a 40 MPa.

Orr *et al.* (2008) propõem uma expressão para a determinação da força transferida na interface calda / betão, baseada na resistência ao corte longitudinal ( $V_{Rdi}$ ):

$$V_{Rdi} = \pi \cdot D_f \cdot h_{sr} \cdot v_{Rd,sr} + \pi \cdot D_f \cdot n_d \cdot h_d \cdot \tau_{gd} \quad (3.11)$$

em que  $D_f$  é o diâmetro do furo;  $h_{sr}$  é altura total da superfície rugosa;  $v_{Rd,sr}$  é o valor de cálculo da tensão tangencial resistente para superfície rugosa;  $n_d$  é o número de dentes numa superfície indentada;  $h_d$  é a altura dos dentes; e  $\tau_{gd}$  é o valor de cálculo da tensão de corte da calda (corte calda / calda nos dentes).

Com base na BS 8110-1 (1997), Orr *et al.* (2008) consideram para  $v_{Rd,sr}$  um valor de 4 MPa (10% da tensão de rotura à compressão do betão da fundação existente) e para o valor de cálculo da tensão de corte da calda um valor de  $\tau_{gd} = 5$  MPa. Considerando um furo com  $D_f = 250$  mm, uma altura  $h_{sr} = 300$  mm, três dentes com uma altura 22 mm, o valor de  $V_{Rdi}$  é igual a 1201 kN. O ensaio foi realizado para uma carga de 1612 kN, 50 % superior à carga de projeto (1075 kN), e inferior à carga de cedência do varão (1758 kN). A carga foi aplicada com um macaco hidráulico. Não é descrito o esquema de ensaio utilizado.

A curva carga / deslocamento obtida num dos ensaios está representada na Figura 3.22. Verifica-se uma resposta da ligação ao carregamento aproximadamente linear até valores correspondentes à carga de projeto. Após a descarga, verificou-se um deslocamento permanente.

No Quadro 3.13 são resumidos os valores obtidos nos ensaios de tração. Os ensaios não foram realizados até à rotura pois o objetivo principal era apenas verificar a eficácia do sistema



*Ankerbond*. Os resultados confirmaram que a utilização de uma superfície indentada permitiu obter uma elevada capacidade da ligação.

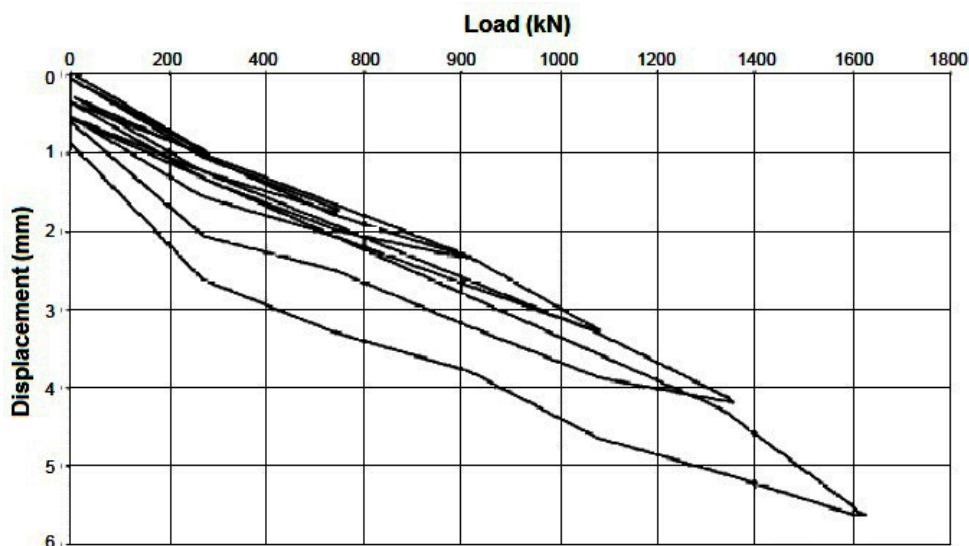


Figura 3.22 – Resultado do ensaio de tração realizado no edifício Colmostock House em Dublin (Orr *et al.*, 2008)

Quadro 3.13 – Resumo dos resultados obtidos no ensaio realizado (Orr *et al.*, 2008)

Ensaio	$D_f$ (mm)	$l_b$ (mm)	$P$ (kN)	$\delta$ (mm)	$f_b$ (MPa)
Tração	250	500	1612	$\sim 5.5$ <sup>(1)</sup>	4.10 <sup>(2)</sup>

<sup>(1)</sup> Deformação elástica do varão incluída; <sup>(2)</sup> Tensão calculada na interface calda / betão;  $D_f$  - Diâmetro do furo;  $l_b$  - Comprimento de selagem;  $P$  - Carga aplicada;  $\delta$  - Deslocamento;  $f_b$  - Tensão de aderência

## 3.5 Notas Finais

A análise dos estudos apresentados nas secções 3.2 e 3.3, sobre a aderência em ligações aço / betão e sobre a aderência em ligações seladas com ancoragens, permitiu identificar os modos de rotura e os mecanismos de aderência, bem como isolar os parâmetros com maior influência. São vários os parâmetros que afetam a aderência: características mecânicas e geométricas das armaduras, classe de resistência do betão e da calda, dimensão do elemento, comprimento de amarração ou selagem, nível confinamento ativo e passivo, tipo de esforço (compressão, tração). De todos os parâmetros referidos o confinamento é o parâmetro chave.

Nenhum dos regulamentos atuais para dimensionamento de estruturas de betão armado, nomeadamente a regulamentação portuguesa, EC2 (2010), e a regulamentação americana, ACI 318 (2008), apresenta expressões para o dimensionamento de micro-estacas seladas em furos previamente executados em elementos de betão armado existentes.

Nas ligações seladas devem ser utilizadas caldas com uma relação água / cimento variando entre 0.35 e 0.40 (Hyett *et al.*, 1992; Kılıc *et al.*, 2002; Reichert *et al.*, 1992), de modo a garantir caldas com elevada resistência, exsudação reduzida e boa fluidez. As relações comprimento de selagem / diâmetro da armadura adotadas são consideravelmente inferiores às relações correntemente utilizadas no dimensionamento de estruturas de betão armado. Para os níveis de confinamentos máximo, e de acordo com o EC2 (2010) e o ACI 318 (2008), a relação comprimento de amarração / diâmetro do varão é, respetivamente, de 25.2 e 28.5 (para um betão com uma resistência à compressão de 40 MPa e um varão com 50 mm de diâmetro - Figura 3.7 b), secção 3.2.2). De acordo com os resultados obtidos por Eberhard *et al.* (2008) em ligações seladas, relações comprimento de selagem / diâmetro do varão superiores a 6 garantem a cedência das armaduras sendo adequadas para este tipo de ligações.

Em relação à aplicação de micro-estacas seladas como solução de reforço de fundações o trabalho de investigação mais relevante, e pioneiro nesta área, foi realizado por Gómez *et al.* (2005) com micro-estacas solicitadas à compressão seladas em blocos de betão fortemente armado (1 % do volume dos blocos de ensaio). Os restantes trabalhos referem-se a estudos conduzidos para verificação das opções tomadas em sede de projeto e apenas incluem a realização de um ou dois ensaios e com reduzida informação.

O trabalho de Gómez *et al.* (2005) forneceu informação e conclusões importantes para o estudo destas ligações, assim como para a preparação do programa experimental da presente tese. No trabalho realizado por estes autores os furos foram executados por percussão. A utilização desta técnica tem a vantagem de garantir uma elevada rugosidade nas paredes do furo impedindo a rotura por aderência na interface calda / betão. No entanto, a sua utilização pode ser desaconselhável no caso de reforço de fundações de edifícios situados em zonas urbanas consolidadas, devido às vibrações produzidas e ao risco de induzir assentamentos na estrutura e / ou nas estruturas vizinhas. Nestas situações é preferível a execução dos furos por carotagem direta com posterior tratamento da sua superfície, por exemplo a execução de uma

superfície indentada, técnica que foi utilizada com bons resultados no trabalho de reforço de fundações realizado por Orr *et al.* (2008).

Gómez *et al.* (2005) utilizaram uma percentagem de armadura longitudinal e transversal elevada nos blocos ensaiados, constituída por cintas duplas em ambas as direções, de modo a garantir um confinamento elevado na zona de selagem das micro-estacas. No entanto, na grande maioria dos edifícios de betão com necessidade de reforço de fundações, esta percentagem e esta pormenorização de armaduras não são usuais, sendo correntemente observado apenas armadura longitudinal na face inferior das fundações e com percentagens muito inferiores. Havendo a necessidade de reforçar as armaduras longitudinais e transversais e garantir confinamentos adequados da ligação, a utilização de pré-esforço lateral e armaduras verticais com selagem química são soluções mais adequadas. De igual modo, como os próprios autores referem, a utilização de cordões de solda para a textura das micro-estacas não é uma solução utilizada habitualmente. A solução correntemente adotada na prática é a utilização de anéis ou cintas helicoidais soldadas na superfície dos tubos.

O número de ensaios referenciados com utilização de micro-estacas solicitadas à tração é manifestamente reduzido. A realização de ensaios teste nestas ligações é correntemente realizado solicitando as micro-estacas à tração através de um esquema simples, utilizando macacos hidráulicos (Hoover e Pease, 2007; Orr *et al.*, 2008).

Atendendo à relevância do tema, e aos aspetos relevantes ainda não estudados, considerou-se plenamente justificada a realização de um programa experimental com especial enfoque naqueles, nomeadamente: avaliação do confinamento passivo e ativo na capacidade da ligação, utilização de micro-estacas com anéis metálicos, consideração de furos com superfície indentada e realização de um número estatisticamente significativo de ensaios à tração.



## Capítulo 4

# Programa Experimental. Materiais e Metodologia de Ensaios

### 4.1 Introdução

A preparação e a idealização do programa experimental baseou-se nas notas finais do capítulo anterior. Na secção 3.4, relativa às ligações seladas com micro-estacas, estão identificados os parâmetros que afetam a capacidade da ligação e a aderência nas interfaces aço / calda e calda / betão. Foram, ainda, tidas em consideração as situações não contempladas nessa secção, nomeadamente o reforço com confinamento ativo e passivo e a realização de ensaios de tração.

Com o objetivo de avaliar os parâmetros que influenciam a capacidade da ligação e o mecanismo de aderência nas ligações de micro-estacas a fundações de betão armado existentes, foram realizados numerosos ensaios à compressão e à tração em micro-estacas, de tubos lisos e texturados, seladas em tubos de PVC e tubos de aço, numa primeira fase, e seladas em blocos de betão, nas duas fases subsequentes.

Os modelos e os ensaios foram concebidos com o objetivo de avaliar a influência dos seguintes parâmetros:

- 1) Diâmetro do furo executado na fundação (diâmetro da calda);
- 2) Comprimento de selagem da micro-estaca;
- 3) Rugosidade da superfície do furo;
- 4) Textura da micro-estaca (lisa e texturada);
- 5) Confinamento ativo e passivo.

O programa experimental teve início com o estudo das caldas de selagem, com o objetivo de

desenvolver uma calda com as características adequadas para a selagem das micro-estacas.

Após este estudo preparatório, e depois de selecionada a calda a utilizar na selagem das micro-estacas, o programa experimental foi desenvolvido em três fases, tendo sido realizados um total de noventa e nove (99) ensaios.

A Fase I consistiu na realização de trinta e oito (38) ensaios à compressão em micro-estacas seladas em tubos de PVC e em tubos de aço.

A Fase II consistiu na realização de trinta e três (33) ensaios à compressão em micro-estacas seladas em furos previamente executados em blocos de betão armado com dimensões  $450 \times 450 \times 500 \text{ mm}^3$ .

A Fase III consistiu na realização de vinte e oito (28) ensaios à tração em micro-estacas seladas em furos previamente executados em blocos de betão com dimensões  $450 \times 450 \times 500 \text{ mm}^3$ .

Em cada ensaio, para além do parâmetro em análise, os restantes foram mantidos constantes, incluindo o tipo e a classe de betão, a calda utilizada, o método de furação, a direção do carregamento, e nos ensaios realizados nas fases II e III as dimensões dos blocos.

A preparação dos provetes de cada uma das séries de ensaios foi bastante trabalhosa. Tendo em conta o tempo e os equipamentos disponíveis, decidiu-se ensaiar apenas dois provetes com as mesmas características.

Os ensaios foram realizados no Laboratório de Construções, Estruturas e Mecânica Estrutural (LCEME), e no Laboratório de Geotecnia (LG), do Departamento de Engenharia Civil (DEC) da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra (FCTUC), no Laboratório de Materiais de Construção (LMC) do Instituto Superior de Engenharia de Coimbra (ISEC) e no Laboratório de Estruturas (LE) da Escola Superior de Tecnologia e Gestão (ESTG) do Instituto Politécnico de Leiria (IPL), entre Dezembro de 2006 e Abril de 2008.

## 4.2 Planeamento dos ensaios. Geometria dos modelos

No Quadro 4.1 encontra-se resumida a informação relativa à cronologia do trabalho experimental.

Quadro 4.1 – Cronologia dos ensaios realizados nas diferentes fases da investigação

<i>Operação</i>	<i>Estudo inicial das caldas</i>	<i>Fase I</i>	<i>Fase II</i>	<i>Fase III</i>
<i>Betonagem dos blocos</i>		-	<i>23 de Abril de 2007</i>	<i>18 de Setembro de 2007</i>
<i>Carotagem</i>		-	<i>26 de Maio de 2007</i>	<i>22 de Outubro de 2007</i>
<i>Selagem das micro-estacas</i>		<i>5 de Dezembro de 2008</i>	<i>26 Junho de 2007</i>	<i>23 de Janeiro de 2008</i>
<i>Ensaio</i>	<i>De 4 de Dezembro de 2006 a 28 Fevereiro de 2007</i>	<i>De 28 de Janeiro a 4 de Fevereiro de 2008</i>	<i>De 9-16 de Agosto de 2007 e 6-11 de Fevereiro de 2008</i>	<i>De 12 de Março a 2 de Abril 2008</i>

(1) Os provetes utilizados na Fase I foram fabricados no início de Abril de 2007. Devido a um defeito detetado na calda, na altura da selagem dos provetes, estes ensaios foram repetidos após a realização da Fase II. Desta forma a cronologia apresentada não corresponde ao inicialmente previsto.

### *Fase I*

Nesta fase foram realizados trinta e oito (38) ensaios à compressão, com micro-estacas seladas em tubos de PVC e de aço, para avaliar a influência dos seguintes parâmetros no estudo da tensão de aderência na interface aço / calda:

- 1) Diâmetro da calda;
- 2) Comprimento de selagem;
- 3) Confinamento passivo.

Um dos principais objetivos destes ensaios consistiu em observar o comportamento e a capacidade da ligação de micro-estacas de tubos lisos seladas em provetes de calda sujeitos a diferentes níveis de confinamento passivo e comparar os valores da tensão de rotura da aderência na interface aço / calda, com os valores obtidos nos ensaios realizados com

micro-estacas de tubos lisos selados em blocos de betão armado. Com os tubos de PVC pretendeu-se obter um limite inferior do confinamento, tendo estes sido utilizados sobretudo para prevenir a fissuração da calda durante a cura. Com a utilização de tubos de aço, o objetivo foi simular um confinamento moderado, característico dos betões de classes de resistência próximos do C20/25.

Foram fabricados trinta e oito (38) provetes, fazendo variar o diâmetro da calda, o comprimento de selagem e o confinamento. Foram utilizados três diâmetros para a calda de selagem ( $D_{c,1}=80/81$  mm;  $D_{c,2}=100/101$  mm;  $D_{c,3}=119/120$  mm), três comprimentos de selagem ( $l_{b1}=200$  mm;  $l_{b2}=275$  mm;  $l_{b3}=350$  mm) e dois níveis de confinamento (tubos de PVC e tubos de aço).

As relações diâmetro da calda / diâmetro do tubo ( $D_c / d_t$ ) utilizadas variaram entre 1.3 e 2.0 e as relações comprimento de selagem / diâmetro do tubo ( $l_b / d_t$ ) entre 3.3 e 5.8. Para cada um dos parâmetros avaliados foram consideradas três situações, de forma a obter a tendência de variação.

Foram utilizadas micro-estacas de tubos lisos reutilizados, constituídas por um tubo metálico com 60 mm de diâmetro e 6.0 mm de espessura, preenchidos com calda no seu interior. Na Figura 4.1, são representados os modelos utilizados nos ensaios da Fase I.

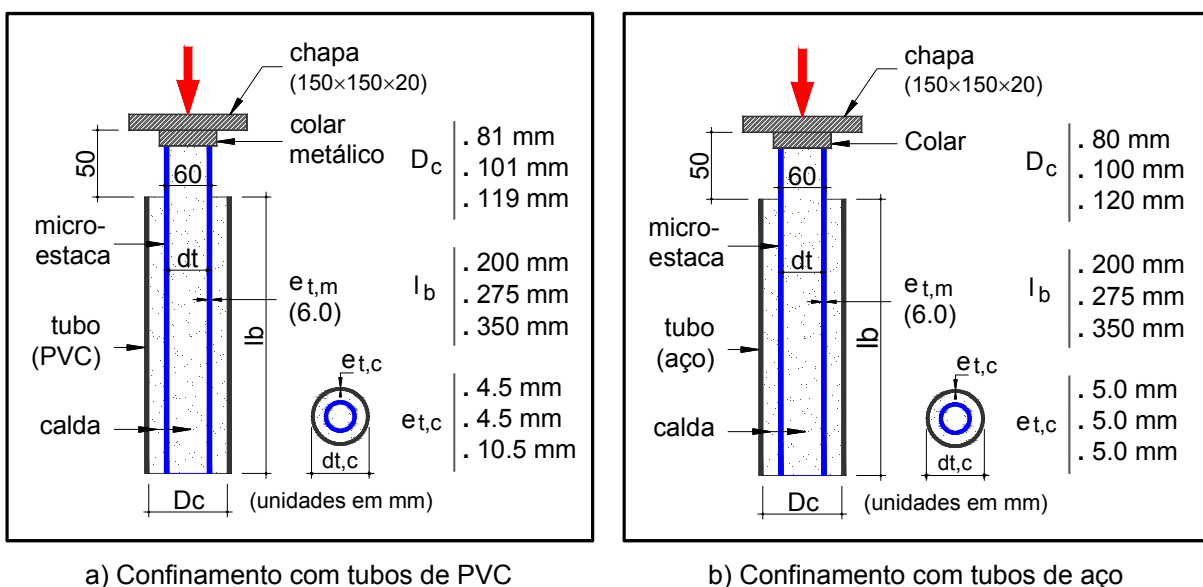


Figura 4.1 – Geometria dos modelos utilizados na Fase I

No Quadro 4.2 são apresentadas as características dos ensaios adotados na Fase I.



Quadro 4.2 – Características dos ensaios adotados na Fase I

Ensaio	Micro-estaca (tubo)	$D_c$ (mm)	$l_b$ (mm)	Tubos de Confinamento		
				Material	$d_{t,c}$ (mm)	$e_{t,c}$ (mm)
PCC-PVC-1,2	Liso	81	200	PVC	90	4.5
PCC-PVC-3,4	Liso	81	275	PVC	90	4.5
PCC-PVC-5,6	Liso	81	350	PVC	90	4.5
PCC-PVC-7,8	Liso	101	200	PVC	110	4.5
PCC-PVC-9,10	Liso	101	275	PVC	110	4.5
PCC-PVC-11,12	Liso	101	350	PVC	110	4.5
PCC-PVC-13,14	Liso	119	200	PVC	140	10.5
PCC-PVC-15,16	Liso	119	275	PVC	140	10.5
PCC-PVC-17,18	Liso	119	350	PVC	140	10.5
PCC-PVC-19 <sup>(1)</sup>	Liso	101	350	PVC	110	4.5
PCC-Aço-1,2	Liso	80	200	Aço	90	5.0
PCC-Aço-3,4	Liso	80	275	Aço	90	5.0
PCC-Aço-5,6	Liso	80	350	Aço	90	5.0
PCC-Aço-7,8	Liso	100	200	Aço	110	5.0
PCC-Aço-9,10	Liso	100	275	Aço	110	5.0
PCC-Aço-11,12	Liso	100	350	Aço	110	5.0
PCC-Aço-13,14	Liso	120	200	Aço	130	5.0
PCC-Aço-15,16	Liso	120	275	Aço	130	5.0
PCC-Aço-17,18	Liso	120	350	Aço	130	5.0
PCC-Aço-19 <sup>(1)</sup>	Liso	100	350	Aço	110	5.0

<sup>(1)</sup> Provetes instrumentados;  $D_c$  - Diâmetro da calda;  $l_b$  - Comprimento de selagem;  $d_{t,c}$  - Diâmetro exterior do tubo de confinamento;  $e_{t,c}$  - Espessura do tubo de confinamento.

#### Legenda - Designação dos ensaios

**PCC-PVC-n,n+1:** Provetes de calda confinados - em tubos de PVC - número dos ensaios

**PCC-Aço-n,n+1:** Provetes de calda confinados - em tubos de aço - número ensaios

## ***Fase II***

Nesta fase foram realizados trinta e três (33) ensaios à compressão, em blocos de betão armado, reforçados com micro-estacas seladas em furos previamente executados, por carotagem, com o objetivo de avaliar a influência dos seguintes parâmetros na aderência das interfaces aço / calda e calda / betão:

- 1) Diâmetro do furo;
- 2) Comprimento de selagem;
- 3) Rugosidade da superfície do furo;
- 4) Textura da micro-estaca (tubos lisos e texturados);
- 5) Confinamento lateral (ativo).

Foram utilizados blocos de betão armado com dimensões  $450 \times 450 \times 500 \text{ mm}^3$ . Em cada bloco foi colocada uma armadura inferior com 5 mm de recobrimento, constituída por uma malha quadrada de varões de 8 mm de diâmetro, afastados de 75 mm, correspondendo a uma pormenorização adotada em sapatas de edifícios com algumas dezenas de anos. Para a armadura da micro-estaca foi utilizada uma secção composta por um tubo metálico com 60 mm de diâmetro e 6.0 mm de espessura, reforçado com um varão Dywidag com 16 mm de diâmetro, com o objetivo de aumentar a sua capacidade estrutural. Para permitir a aplicação e a distribuição da carga em cada tubo foi soldada uma chapa metálica com dimensões  $150 \times 150 \times 20 \text{ mm}^3$ . O espaço anelar entre o varão e o tubo foi preenchido com calda.

As micro-estacas foram seladas nos furos com diferentes diâmetros e diferentes comprimentos de selagem. Foram utilizados três diâmetros do furo ( $D_{f,1}=82 \text{ mm}$  nos ensaios com tubos lisos e  $D_{f,1}=92 \text{ mm}$  nos ensaios com tubos texturados;  $D_{f,2}=102 \text{ mm}$ ;  $D_{f,3}=122 \text{ mm}$ ), três comprimentos de selagem ( $l_{b1}=200 \text{ mm}$ ;  $l_{b2}=275 \text{ mm}$ ;  $l_{b3}=350 \text{ mm}$ ), três rugosidades da superfície do furo (lisa; rugosa; indentada), dois tipos de micro-estacas (tubos lisos; tubos texturados) e três níveis de confinamento lateral ativo (Nível 1:  $P_{e,\text{total}}=240 \text{ kN}$ ; Nível 2:  $P_{e,\text{total}}=360 \text{ kN}$ ; Nível 3:  $P_{e,\text{total}}=480 \text{ kN}$ ). Em cada um dos parâmetros avaliados foram consideradas três situações de forma a obter uma tendência da variável estudada.

No furo de cada bloco colocou-se um disco de poliestireno extrudido, com 50 mm de espessura, na base do furo executado, para permitir o deslizamento da micro-estaca durante o ensaio à compressão.

Para a textura da micro-estaca, foram utilizados anéis metálicos soldados na sua superfície. Os anéis foram fabricados a partir de tubos com 73 mm de diâmetro e 5.5 mm de espessura, e com as seguintes dimensões: largura  $b_r=5.5$  mm e espessura  $t_r=5$  mm. O espaçamento adotado foi de 75 mm. A utilização de anéis soldados para aumentar capacidade da ligação e a aderência na interface aço / calda é uma solução correntemente adotada e teve em conta as indicações dos relatórios da FHWA (FHWA-RD-96-017, 1997; FHWA-SA-97-070, 2000) e a solução adotada nos ensaios realizados por outros autores (Hoover e Pease, 2007).

Com base no descrito no parágrafo anterior foram utilizados três, quatro e cinco anéis, dependendo do comprimento de selagem da micro-estaca.

A utilização de anéis é normalmente acompanhada pela utilização de superfícies do furo indentadas para garantir uma resistência à rotura por aderência suficiente nesta interface (Bruce, 1989; Cadden, 2009; FHWA-SA-97-070, 2000). Por esta razão, em alguns ensaios, com furos de 102 mm de diâmetro, em que se utilizaram tubos texturados e confinamento lateral (ativo), foram executados dentes com 15 mm de altura e 10 mm de profundidade, num total de quatro dentes com um espaçamento de 75 mm. Estes valores garantem os limites prescritos no EC2 (2010), para este tipo de superfície.

De referir que, para a execução dos dentes, foi desenvolvido um equipamento especial, o qual se encontra descrito na secção 4.4.

Nos blocos com confinamento lateral (ativo), foram aplicados oito varões Dywidag com diâmetro de 16 mm, segundo dois alinhamentos, quatro em cada face e dois em cada alinhamento, em furos executados nos blocos para esse efeito. Nos blocos com comprimento de selagem de 200 mm, apenas foram colocados 4 varões de confinamento. Admitindo que se verifica uma degradação das cargas ao longo do comprimento de selagem, os varões de confinamento foram colocados na parte superior dos blocos, correspondendo à zona da ligação mais solicitada. Decidiu-se limitar o nível de confinamento aplicado a 50 % da carga de rotura dos varões adotados ( $P_u=115.5$  kN).

Na Figura 4.2 são representados os modelos utilizados na Fase II bem como os parâmetros avaliados.

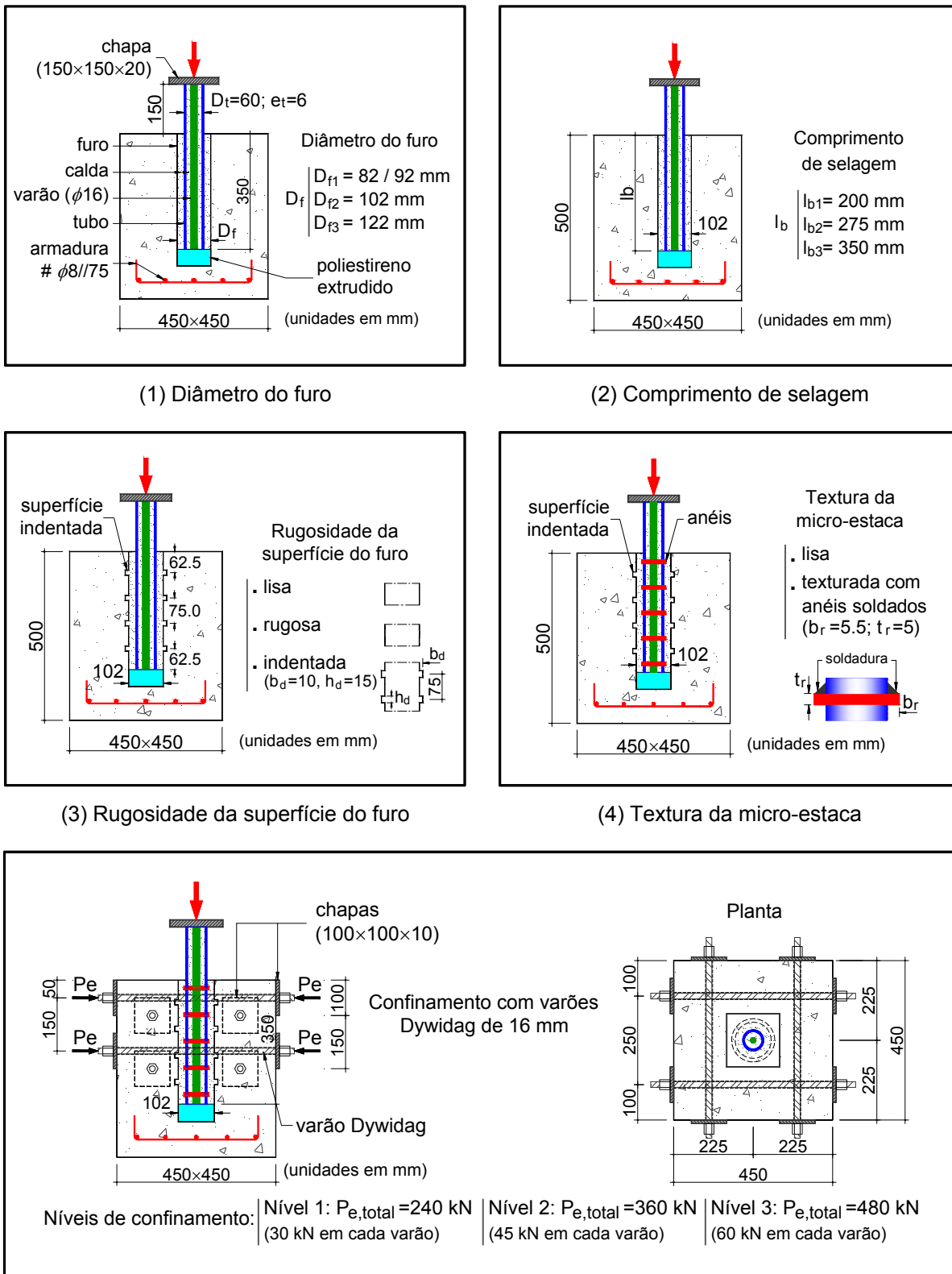


Figura 4.2 – Geometria dos modelos e parâmetros avaliados na Fase II

No Quadro 4.3 são apresentadas as características dos ensaios adotados na Fase II.

Quadro 4.3– Características dos ensaios adotados na Fase II

Ensaio	Dimensões dos blocos (mm <sup>3</sup> )	Micro-estaca (tubo)	Superfície do furo	D <sub>f</sub> (mm)	l <sub>b</sub> (mm)	Confinamento lateral (ativo)	
BC-TL-1 <sup>(1)</sup> ,2	450×450×500	Liso	Rugosa	102	200	Sem confinamento	
BC-TL-3 <sup>(1)</sup> ,4	450×450×500	Liso	Rugosa	102	275	Sem confinamento	
BC-TL-5,6	450×450×500	Liso	Rugosa	102	350	Sem confinamento	
BC-TL-7,8	450×450×500	Liso	Rugosa	82	350	Sem confinamento	
BC-TL-9,10	450×450×500	Liso	Rugosa	122	350	Sem confinamento	
BC-TL-11,12	450×450×500	Liso	Lisa	102	350	Sem confinamento	
BC-TL-13,14	450×450×500	Liso	Indentada	102	350	Sem confinamento	
BC-TL-15 <sup>(1)</sup>	450×450×500	Liso	Rugosa	102	350	Sem confinamento	
BC-TT-1,2	450×450×500	Texturado	Rugosa	102	200	Nível 1	240 kN
BC-TT-3,4	450×450×500	Texturado	Rugosa	102	275	Nível 1	240 kN
BC-TT-5,6	450×450×500	Texturado	Rugosa	102	350	Nível 1	240 kN
BC-TT-7,8	450×450×500	Texturado	Rugosa	92	350	Nível 1	240 kN
BC-TT-9,10	450×450×500	Texturado	Rugosa	122	350	Nível 1	240 kN
BC-TT-11,12	450×450×500	Texturado	Indentada	102	350	Nível 0	0 kN
BC-TT-15,16	450×450×500	Texturado	Indentada	102	350	Nível 2	360 kN
BC-TT-17,18	450×450×500	Texturado	Indentada	102	350	Nível 3	480 kN

<sup>(1)</sup> Provetes instrumentados; D<sub>f</sub> – Diâmetro do furo; l<sub>b</sub> – Comprimento de selagem; Nível 0 – Blocos sem confinamento lateral

#### Legenda - Designação dos ensaios

**BC-TL-n,n+1:** Bloco ensaios de compressão – tubo liso – número dos ensaios

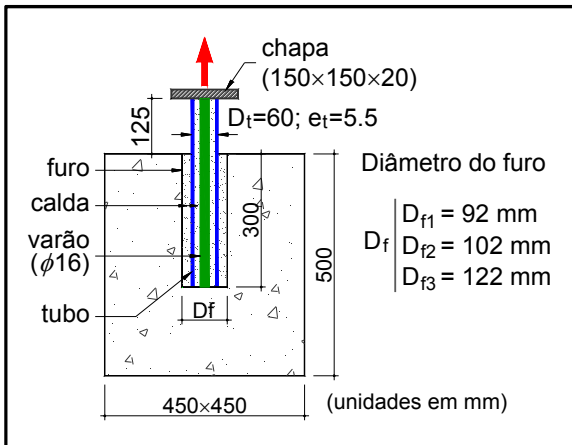
**BC-TT-n,n+1:** Bloco ensaios de compressão – tubo texturado – número dos ensaios

### Fase III

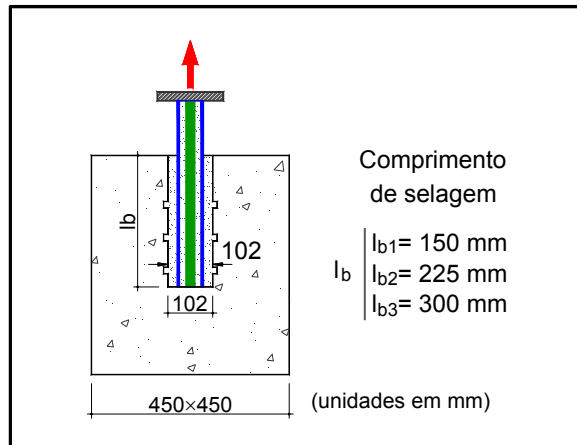
Nesta fase foram realizados vinte e oito (28) ensaios à tração, em blocos de betão não armado, com dimensões de 450×450×500 mm<sup>3</sup>, reforçados com micro-estacas seladas em furos previamente executados por carotagem. Para as amaduras foram utilizados tubos metálicos com 60 mm de diâmetro e 5.5 mm de espessura, lisos e texturados, reforçados com um varão Dywidag de 16 mm. Foram avaliados exatamente os mesmos parâmetros considerados na Fase II e os modelos utilizados foram idênticos, apenas com ligeiras adaptações, resultado da utilização de menores comprimentos de selagem.

Tendo como referência os resultados obtidos nos ensaios da fase anterior, em termos de capacidade de carga acima do espetável, decidiu-se pela utilização de menores

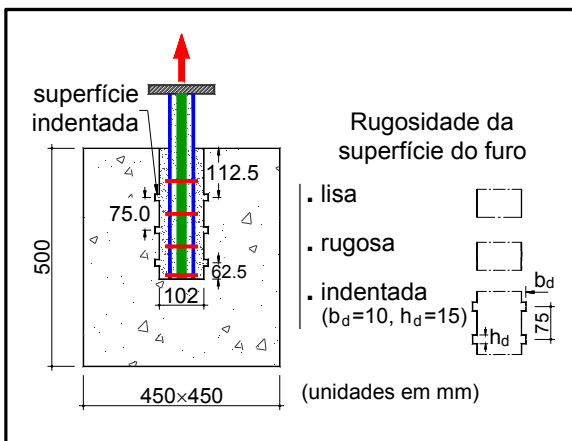
comprimentos de selagem, para ter em conta o limite da capacidade do atuador utilizado. Foram considerados três comprimentos de selagem, ( $l_{b1}=150$  mm;  $l_{b2}=225$  mm;  $l_{b3}=300$  mm), e três diâmetros de furo ( $D_{f,1}=92$  mm;  $D_{f,2}=102$  mm;  $D_{f,3}=122$  mm). Para as micro-estacas texturadas, o número de anéis considerado em cada micro-estaca foi adaptado aos comprimentos de selagem usados nesta fase: dois para  $l_{b1}$ ; três para  $l_{b2}$ ; e quatro para  $l_{b3}$ . Nos ensaios com furos de diâmetro 102 mm foram igualmente executados dentes na superfície do furo em todos os comprimentos de selagem considerados, e readaptados aos comprimentos de selagem adotados: um para  $l_{b1}$ ; dois para  $l_{b2}$ ; e três para  $l_{b3}$ . Para o confinamento lateral (ativo) foram considerados os mesmos níveis de confinamento que na Fase II. Os blocos foram igualmente reforçados com 4 varões verticais, com 16 mm de diâmetro, com o objetivo de impedir a rotura por tração dos mesmos, com exceção dos blocos com o menor comprimento de selagem ( $l_{b1}=150$  mm). Na Figura 4.3 estão representados os modelos utilizados, e no Quadro 4.3 são apresentadas as características dos ensaios adotados nesta fase.



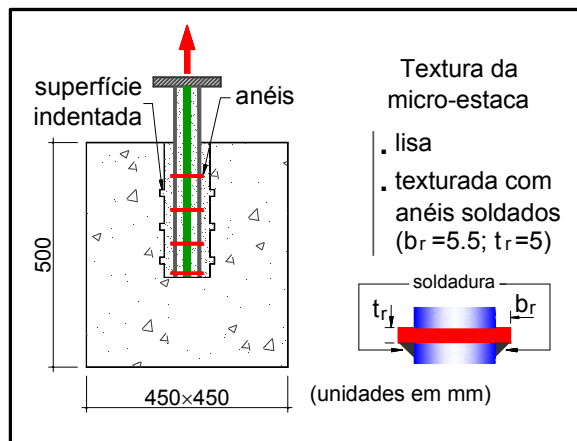
(1) Diâmetro do furo



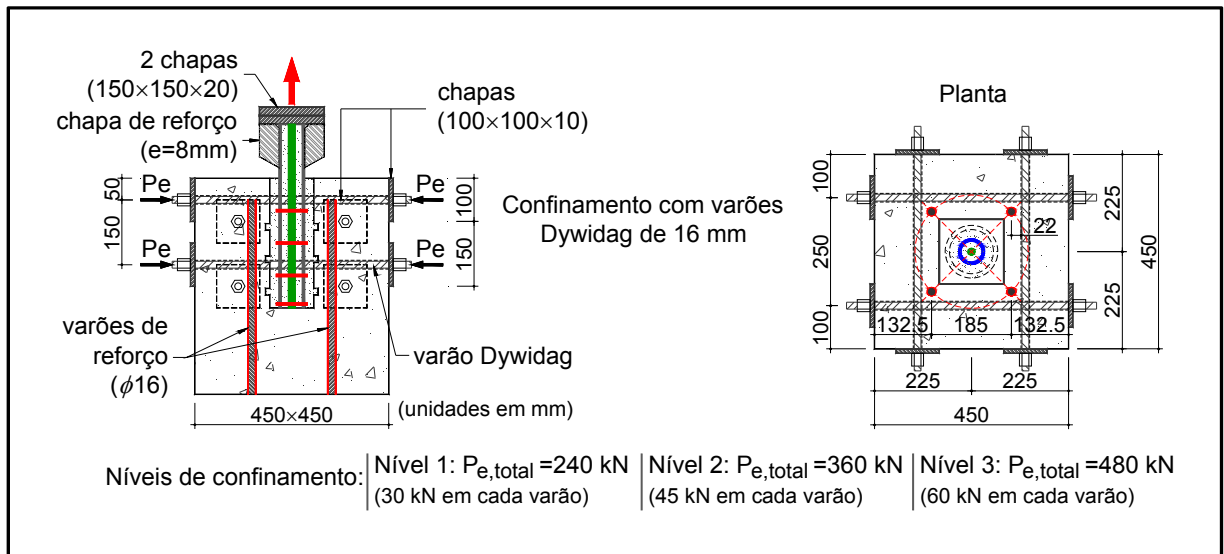
(2) Comprimento de selagem



(3) Rugosidade da superfície do furo



(4) Textura da micro-estaca



(5) Confinamento lateral (ativo)

Figura 4.3 – Geometria dos modelos e parâmetros avaliados na Fase III

Quadro 4.4– Características dos ensaios adotados na Fase III

Ensaio	Dimensões dos blocos (mm <sup>3</sup> )	Micro-estaca (tubo)	Superfície do furo	$D_f$ (mm)	$l_b$ (mm)	Confinamento ativo	
BT-TL-1,2	450×450×500	Liso	Lisa	102	150	Sem confinamento	
BT-TL-3,4	450×450×500	Liso	Lisa	102	225	Sem confinamento	
BT-TL-5,6	450×450×500	Liso	Lisa	102	300	Sem confinamento	
BT-TL-7,8	450×450×500	Liso	Lisa	92	300	Sem confinamento	
BT-TL-9,10	450×450×500	Liso	Lisa	122	300	Sem confinamento	
BT-TL-11 <sup>(1)</sup>	450×450×500	Liso	Lisa	102	300	Sem confinamento	
BT-TT-1,2	450×450×500	Texturado	Indentada	102	150	Nível 2	360 kN
BT-TT-3,4	450×450×500	Texturado	Indentada	102	225	Nível 2	360 kN
BT-TT-5,6	450×450×500	Texturado	Indentada	102	300	Nível 2	360 kN
BT-TT-7,8	450×450×500	Texturado	Lisa	102	300	Nível 2	360 kN
BT-TT-9,10	450×450×500	Texturado	Lisa	92	300	Nível 2	360 kN
BT-TT-11,12	450×450×500	Texturado	Lisa	122	300	Nível 2	360 kN
BT-TT-13,14	450×450×500	Texturado	Indentada	102	300	Nível 1	240 kN
BT-TT-15,16	450×450×500	Texturado	Indentada	102	300	Nível 3	480 kN
BT-TT-17 <sup>(1)</sup>	450×450×500	Texturado	Indentada	102	300	Nível 2	360 kN

<sup>(1)</sup> Provetes instrumentados;  $D_f$  - Diâmetro do furo;  $l_b$  - Comprimento de amarração

**Legenda - Designação dos ensaios**

**BT-TL-n,n+1:** Bloco ensaios de tração – tubo liso – número dos ensaios

**BT-TT-n,n+1:** Bloco ensaios de tração – tubo texturado – número dos ensaios

## 4.3 Materiais

Nesta secção apresentam-se todos os materiais utilizados na parte experimental do presente estudo, bem como os ensaios realizados para a sua caracterização. É dado especial destaque à calda de cimento utilizada para a selagem das micro-estacas.

### 4.3.1 Betão

#### 4.3.1.1 Introdução

Para produzir os blocos de betão, pretendia-se um betão com uma classe de resistência correntemente utilizada em fundações, com classe de consistência corrente e com agregados pequenos, devido às dimensões reduzidas dos blocos. Assim, solicitou-se à empresa Betão Liz, S.A., um betão com uma classe de resistência C20/25 e classe de consistência S3.

Foram realizadas duas betonagens, a primeira para o fabrico dos blocos utilizados na Fase II, e a segunda para o fabrico dos blocos utilizados na Fase III.

Para cada betonagem foram encomendados 4.5 m<sup>3</sup> de betão. Além dos blocos, foram igualmente produzidos provetes normalizados para a realização de ensaios de caracterização mecânica.

A primeira betonagem (Fase II) foi realizada no interior do LCEME do DEC da FCTUC e a segunda (Fase III) foi realizada no exterior do mesmo laboratório.

Para a caracterização do betão utilizado no fabrico dos blocos, nas Fase II e Fase III, realizaram-se os seguintes ensaios:

- Caracterização no estado fresco: consistência.
- Caracterização no estado endurecido: resistência à compressão, módulo de elasticidade estático e módulo de elasticidade dinâmico.



Os ensaios foram realizados de acordo com as seguintes normas portuguesas e especificações do LNEC:

- Ensaio do betão fresco. Parte 1: Amostragem (NP EN 12350-1, 2002);
- Ensaio do betão fresco. Parte 2: Ensaio de abaixamento (NP EN 12350-2, 2002);
- Ensaio do betão endurecido. Parte 1: Forma, dimensões e outros requisitos para o ensaio de provetes e para os moldes (NP EN 12390-1, 2003);
- Ensaio do betão endurecido. Parte 2: Execução e cura dos provetes para ensaios de resistência mecânica (NP EN 12390-2, 2003);
- Ensaio do betão endurecido. Parte 3: Resistência à compressão dos provetes (NP EN 12390-3, 2003);
- Especificação E 397: Determinação do módulo de elasticidade em compressão (Especificação E 397, 1993).

No reforço de fundações de betão armado é necessário proceder a uma avaliação da aptidão estrutural. Esta avaliação pode ser realizada através da determinação da resistência do betão *in situ* e da verificação da qualidade do betão da fundação. Desta forma optou-se no presente estudo por realizar ensaios de compressão das carotes extraídas dos blocos de ensaio e a realização do ensaio para a determinação da velocidade de propagação dos ultra-sons em complemento dos ensaios referidos no parágrafo anterior, de acordo com as seguintes normas:

- Ensaio de betão nas estruturas. Parte 1: Carotes. Extração, exame e ensaio à compressão (NP EN 12504-1, 2003);
- Ensaio do betão nas estruturas. Parte 4: Determinação da velocidade de propagação dos ultra-sons (NP EN 12504-4, 2007).

O ensaio da determinação da velocidade de propagação dos ultra-sons permite, igualmente, obter uma estimativa do módulo de elasticidade dinâmico podendo ser correlacionado com o módulo de elasticidade estático. Este ensaio tem a vantagem de ser mais fácil de realizar comparativamente ao ensaio da determinação do módulo de elasticidade estático.

### 4.3.1.2 Composição do betão

Foram usados os seguintes constituintes no betão adotado: cimento Portland tipo II da classe 42.5R da CIMPOR; brita calcária, da zona de Condeixa, com módulo de finura 6.35 e máxima dimensão do agregado  $D_{\text{máx}}=12.5$  mm; areia grossa, proveniente da zona de Tentúgal, com módulo de finura 3.71, areia fina lavada, proveniente da zona da Gândara-Leiria, com módulo de finura de 2.56, e um adjuvante redutor de água o Pozzolith 390N. No Quadro 4.5 é apresentada a composição do betão utilizado (por  $\text{m}^3$ ).

Quadro 4.5 – Composição do betão

Cimento CEM II-42,5R (kg)	Água (l)	Areia (kg)		Brita (kg)	Adjuvante (l)
		Areia 1	Areia 2		
280	191	250	710	880	2.8

### 4.3.1.3 Ensaios de caracterização do betão

#### *Estado fresco*

Para a determinação da consistência do betão foi realizado o ensaio de abaixamento tendo sido realizados três ensaios por cada amostra recolhida, antes de se proceder às betonagens dos blocos e provetes das Fase II e Fase III.

#### *Estado endurecido*

Foram realizados ensaios para determinação da resistência à compressão utilizando provetes normalizados. Para obter o desenvolvimento da resistência ao longo do tempo, foram realizados ensaios aos 1, 3, 7, 14, 21, 28, 56 e 90 dias.

De referir que os provetes cúbicos, de 150 mm de aresta, produzidos para determinação da resistência à compressão, foram retirados dos moldes de PVC um dia após o enchimento. A cura dos provetes foi realizada em condições diferentes das especificadas pela norma NP EN 12390-2 (2003). Pretendeu-se, com este procedimento, que a cura dos provetes fosse realizada em condições de exposição ambiental semelhante à dos blocos de betão. Assim, a cura dos blocos e dos provetes, referentes à Fase II, foi realizada no interior do laboratório e a

cura dos blocos e provetes, referentes à Fase III, foi realizada no exterior do laboratório. O valor da resistência à compressão do betão, nos dias de ensaio, foi igualmente obtido, através da média da resistência de três cubos.

Como foi anteriormente referido, a avaliação da resistência à compressão do betão nas estruturas é correntemente realizada através de ensaios em carotes. Deste modo, para avaliar a resistência à compressão do betão dos blocos de ensaio foram, igualmente, realizados ensaios à compressão das carotes resultantes da execução dos furos. Os ensaios destas carotes foram realizados no mesmo dia do ensaio do bloco correspondente. Depois de extraídas, as carotes foram cortadas, e posteriormente retificadas, de modo a se obter uma relação altura / diâmetro ( $h_{carote} / d_{carote}$ ) unitária. As carotes foram retificadas por capeamento, com o método da mistura de enxofre. Para representar mais corretamente as condições *in situ* as carotes não foram saturadas antes do ensaio.

Os ensaios de compressão dos provetes normalizados e das carotes foram realizados numa prensa Microtest ECH 3000/600/4C, com capacidade máxima de 3000 kN. As características da máquina respeitam o estipulado na norma portuguesa (NP EN 12390-4, 2003).

Para determinação do módulo de elasticidade estático foram utilizados provetes prismáticos de dimensões 150x150x600 mm<sup>3</sup>, obtidos a partir de moldes de ferro fundido. Para permitir a avaliação deste parâmetro ao longo do tempo foram realizados ensaios aos 3, 7, 14, 21, 28, 56 e 90 dias. Os provetes foram desmoldados um dia após o enchimento. Os moldes para o fabrico dos provetes foram adaptados para permitir a fixação de um sistema de medição de deformações. Foram utilizados em cada provete dois comparadores Mitutoyo 2118 FB, com curso de 5 mm e precisão de 1 µm. O valor do módulo de elasticidade em cada dia de ensaio foi obtido pela média das leituras efetuadas em dois provetes, ou seja, através da média de 4 leituras. Os ensaios foram realizados numa prensa universal Servosis, com capacidade de 60 tf. De referir, que para a determinação do módulo de elasticidade estático os provetes utilizados, na Fase II e Fase III, foram mantidos nas mesmas condições de cura (em laboratório) com o objetivo de não danificar os provetes e manter os comparadores no sistema de fixação ao longo do período em que se realizaram os ensaios.

O ensaio para determinação da velocidade de propagação dos ultra-sons permite obter uma estimativa do módulo de elasticidade dinâmico e pode ser correlacionado com o módulo de

elasticidade estático. Este ensaio permite igualmente avaliar a qualidade do betão *in situ*. As leituras foram efetuadas aos 3, 7, 14, 21, 28, 56 e 90 dias, nos mesmos provetes cúbicos utilizados para a determinação da resistência à compressão. Em cada dia de ensaio foram realizadas três leituras. Foi utilizado o equipamento da C.N.S. Electronics, Ltd (PUNDIT Manual), com transdutores de frequência de 54 kHz e cabos de 3 m de comprimento. Para a medição do tempo de percurso, os transdutores foram colocados em faces opostas (transmissão direta).

A velocidade de propagação dos ultra-sons,  $V_p$  (em km/s), foi determinada através da seguinte expressão:

$$V_p = L / T \quad (4.1)$$

em que  $L$  é comprimento de percurso (em mm); e  $T$  é o tempo de percurso (em s). O módulo de elasticidade dinâmico,  $E_d$  (em  $N/mm^2$ ), foi obtido através da seguinte expressão teórica (Bungey *et al.*, 2006):

$$E_d = V_p^2 \cdot \rho \cdot \frac{(1 + \nu_d) \cdot (1 - 2\nu_d)}{1 - \nu_d} \quad (4.2)$$

em que  $V_p$  é a velocidade de propagação de ultra-sons (em km/s);  $\rho$  é a massa volúmica (em  $kg/m^3$ ); e  $\nu_d$  é o coeficiente de Poisson dinâmico do betão.

### 4.3.1.4 Resultados e discussão

#### *Provetes normalizados*

No Quadro 4.6 são apresentados os resultados dos ensaios realizados da consistência, da resistência à compressão e dos módulos de elasticidade estático e dinâmico aos 28 dias para o betão utilizado na Fase II e Fase III. Os valores obtidos corresponderam à classe de abaixamento esperada (S3), estando de acordo com os limites constantes na NP EN 206-1 (2007) que se situam no intervalo 100 a 150 mm.

Na Figura 4.4 são representados os resultados ao longo do tempo, dos ensaios de resistência à compressão, obtidos a partir de ensaios realizados com provetes normalizados, para os betões

correspondentes às betonagens realizadas.

Quadro 4.6 – Quadro resumo das características do betão ensaiado aos 28 dias

Fase	Slump (mm)	$f_c$ (MPa)	$E_c$ (GPa)	$E_d$ (GPa)
Fase II	130	32.50	35.1	43.8
Fase III	130	39.85	35.2	45.2

$f_c$  - Tensão de rotura à compressão do betão;  $E_c$  - Módulo de elasticidade estático do betão;  $E_d$  - Módulo de elasticidade dinâmico do betão;

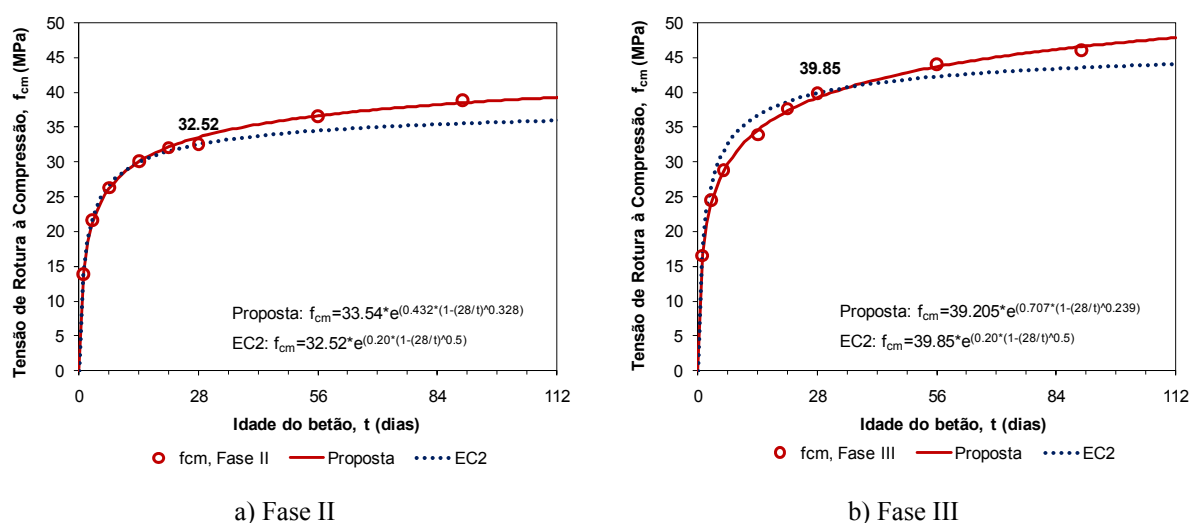


Figura 4.4 – Evolução da resistência à compressão do betão com o tempo

Da observação da Figura 4.4, verifica-se que os valores da resistência à compressão obtidos para o betão utilizado na Fase III são superiores aos obtidos para o betão utilizado na Fase II. Estes resultados eram espectáveis em virtude das diferentes condições de exposição a que os provetes estiveram submetidos, desde a betonagem até ao dia de ensaio. Igualmente se verifica que as relações obtidas a partir dos resultados dos ensaios afastam-se da relação indicada no EC2 (2010), provavelmente devido à cura não normalizada dos provetes. Conforme referido anteriormente, a betonagem da Fase II ocorreu a 23 de Abril de 2007, no interior do laboratório, com uma temperatura de 24°C. A betonagem dos blocos e provetes da Fase III foi realizada a 19 de Setembro de 2007, no exterior do laboratório, com temperaturas da ordem dos 10°C.

Na primeira betonagem (Fase II) os valores medidos e os valores calculados através do EC2 (2010) são idênticos, até aos 14 dias, e superiores, a partir dessa idade, mas com valores próximos da curva de referência.

Para o betão utilizado na Fase III (segunda betonagem), verifica-se que os valores nas

primeiras idades são inferiores aos especificados pelo EC2 (2010), provavelmente devido às condições de cura, realizada a temperaturas inferiores a 20°C. Com efeito, a menor temperatura a que os provetes estiveram sujeitos conduziu a uma reação de hidratação mais lenta originando menores resistências nas primeiras idades. No entanto, apesar desta situação inicial, as resistências em idades avançadas são normalmente equivalentes às verificadas para condições de cura normalizadas (a 20°C) (Kim *et al.*, 1998). Neste caso, a resistência a idades mais avançadas foi ligeiramente superior à curva de referência.

Na Figura 4.5 são representados os resultados ao longo do tempo, dos ensaios realizados para a determinação do módulo de elasticidade estático e dinâmico, correspondentes a cada uma das betonagens realizadas. Os valores obtidos foram próximos aos da curva indicada no EC2, provavelmente devido ao facto de a cura dos provetes utilizados se ter realizado em condições ambiente muito semelhantes às condições normalizadas. Da observação da Figura 4.5, verifica-se que as curvas de evolução no tempo dos módulos de elasticidade, estático e dinâmico, são muito semelhantes, nas duas betonagens, e com uma evolução coincidente com as curvas de referência do EC2.

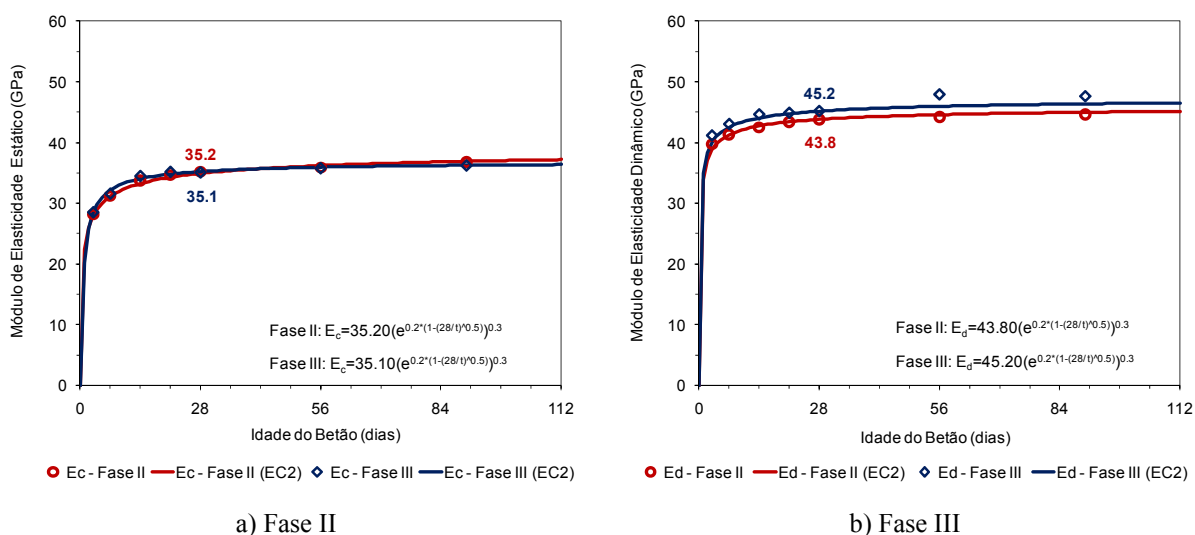


Figura 4.5 – Evolução do módulo de elasticidade estático e dinâmico do betão com o tempo

A diferença verificada para os valores do módulo de elasticidade estático e dinâmico é aproximadamente de 10 GPa, verificando-se uma diferença maior nas primeiras idades do que em idades mais avançadas, confirmando os resultados obtidos por outros autores (Han e Kim, 2004).

### Carotes

Os resultados dos ensaios realizados para estimar a resistência à compressão do betão dos blocos de ensaio, através de carotes, encontram-se resumidos no Quadro 4.7. Para facilitar a comparação dos resultados, converteu-se a resistência à compressão, medida no ensaio de cada carote, na resistência equivalente do betão *in situ* referida a provetes cúbicos, através da seguinte expressão (Concrete Society, 1976):

$$f_{ci,cubo} = \frac{2,3}{1,5+1/\lambda} \cdot f_{c,carote} \quad (4.3)$$

em que  $f_{ci,cubo}$  é a resistência à compressão *in situ* equivalente a um provete cúbico (em MPa);  $f_{c,carote}$  é a resistência à compressão de uma carote extraída verticalmente (em MPa); e  $\lambda$  é relação entre a altura ( $h_{carote}$ ) e o diâmetro ( $d_{carote}$ ) da carote.

Quadro 4.7 – Valores médios das resistências obtidas com carotes

Fase	Idade (dias)	$h_{carote}$ (mm)	$d_{carote}$ (mm)	Relação $\lambda = h_{carote}/d_{carote}$	$f_{c,carote}$ (MPa)	$f_{ci,cubo}$ (MPa)	$f_{c,cubo}$ (MPa)
Fase II	106/115	95.46	93.70	1.03	44.11	41.06	39.41
	107	85.50	82.41	1.04	44.49	41.53	39.11
	115	116.22	114.02	1.02	43.53	40.35	39.36
	194	95.84	93.62	1.03	45.81	42.64	42.30
Fase III	175/177	95.10	93.93	1.01	50.18	46.44	50.37
	196/197	95.90	93.85	1.02	50.45	46.81	50.87
	176	84.55	82.68	1.02	51.05	47.38	50.39
	197	84.78	82.76	1.02	51.00	47.69	50.97
	176	115.24	114.40	1.01	50.08	46.21	50.40
	197	115.49	114.34	1.01	47.85	47.69	50.97

$h_{carote}$  - Altura da carote;  $d_{carote}$  - Diâmetro da carote;  $f_{c,carote}$  - Resistência à compressão medida;  $f_{ci,cubo}$  - Resistência à compressão *in situ* equivalente a um provete de arestas cúbicas;  $f_{c,cubo}$  - Resistência à compressão estimada a partir da curva obtida para provetes normalizados à data dos ensaios

Verifica-se que os valores obtidos nas carotes extraídas na Fase II (primeira betonagem) são superiores aos valores obtidos nos ensaios realizados com provetes cúbicos normalizados, com diferenças variando entre os 0.8 e 6.2 %. Estes resultados embora aceitáveis, não são espetáveis já que normalmente os valores obtidos são inferiores aos obtidos com provetes normalizados (Tuncan *et al.*, 2008). De referir que as carotes extraídas na Fase II, após a retificação com enxofre, apresentam relações  $h_{carote}/d_{carote}$  ligeiramente superiores às observadas para as carotes ensaiadas na Fase III, o que poderá ter conferido maiores confinamentos no topo e na base da carote e desta forma ter contribuído para o aumento

verificado. Eventualmente, a variação da qualidade do enxofre utilizado em cada uma das fases pode igualmente ter contribuído para este resultado.

Em relação aos resultados obtidos na Fase III, verifica-se que as resistências obtidas nos ensaios de carotes são inferiores em cerca de 5 a 7 % às resistências obtidas com provetes cúbicos normalizados. Estes valores enquadram-se nos intervalos obtidos por outros autores (Tuncan *et al.*, 2008).

Da análise efetuada verifica-se que a determinação da resistência à compressão através de carotes permitiu obter uma estimativa bastante aproximada da resistência à compressão do betão dos blocos.

## 4.3.2 Calda de selagem

### 4.3.2.1 Introdução

Conforme referido no Capítulo 3, as caldas têm um papel fundamental na capacidade das ligações seladas. Atendendo aos objetivos do presente estudo, as propriedades que se consideraram mais relevantes no desempenho da calda foram as seguintes:

- Boa fluidez, permitindo o enchimento do furo na sua totalidade e o envolvimento da armadura, garantindo uma selagem eficaz e uma aderência perfeita nas interfaces aço / calda e calda / betão;
- Exsudação reduzida, de modo a garantir o comprimento de selagem predefinido, impedir a retração da calda e fornecer uma adequada proteção das armaduras;
- Variação de volume nula ou aumento de volume da calda, para garantir aderência perfeita nas interfaces nas interfaces aço / calda e calda / betão;
- Resistência à compressão e módulo de elasticidade elevados em todas as idades.

Inicialmente fez-se um estudo comparativo de caldas com diferentes composições (estudo preliminar), realizando uma série de ensaios para a sua caracterização, tanto no estado fresco como no estado endurecido: ensaio de fluidez, ensaio de exsudação, ensaio de variação de



volume, ensaio para a determinação da massa volúmica e do teor em ar, ensaio de resistência à flexão e à compressão, ensaio de determinação do módulo de elasticidade estático.

Com base nestes ensaios preliminares de caracterização da calda, selecionou-se aquela que apresentava as características mais adequadas e essa foi a calda utilizada em todos os ensaios realizados.

Para a calda adotada, foram realizadas três séries de ensaios para a caracterização das suas propriedades mecânicas ao longo do tempo: resistência à flexão e à compressão, módulo de elasticidade estático.

Para a preparação e caracterização das caldas seguiram-se os requisitos e as especificações das normas portuguesas e especificações do LNEC:

- Métodos de ensaio de cimentos. Parte 1: Determinação das resistências mecânicas (NP EN 196-1, 2006);
- Cimento. Parte 1: Composição, especificações e critérios de conformidade para cimentos correntes (NP EN 197-1, 2001);
- Caldas de injeção para armaduras de pré-esforço. Métodos de ensaio (NP EN 445, 2000);
- Caldas de injeção para armaduras de pré-esforço. Procedimentos para injeção (NP EN 446, 2000);
- Caldas de injeção para armaduras de pré-esforço. Especificações para caldas de injeção correntes (NP EN 447, 2000);
- Especificações de argamassas para alvenarias. Parte 2: Argamassas para alvenarias (NP EN 998-2, 2003);
- Determinação do módulo de elasticidade em compressão (Especificação E 397, 1993).

Os ensaios foram realizados no LMC do ISEC e no LE da ESTG do IPL.

### 4.3.2.2 Materiais utilizados

De acordo com o referido no Capítulo 3 as caldas a utilizar neste tipo de ligações, devem ter uma relação água / cimento igual ou inferior a 0.4, e sem ou com aumento de volume para desta forma garantir uma selagem perfeita das armaduras e aderência perfeita nas interfaces. aço / calda e calda / betão. Foram utilizados os seguintes materiais: cimento Portland CEM I 42,5R da SECIL; água corrente, do sistema público de abastecimento de água de Coimbra, cumprindo com as prescrições da norma portuguesa NP EN 1008 (2003); um adjuvante redutor de água, Sika ViscoCrete 20 HE, e um adjuvante introdutor de ar (adjuvante expansivo), Sika Addiment EH1, certificados de acordo com a norma portuguesa NP EN 934-2 (2000).

No Quadro 4.8 apresentam-se as características principais dos constituintes utilizados no fabrico das caldas.

Quadro 4.8 – Quadro resumo das principais características dos constituintes utilizados no fabrico da calda

<i>Constituintes</i>	<i>Origem</i>	<i>Cor</i>	<i>Massa volúmica (kg/dm<sup>3</sup>)<sup>(1)</sup></i>
<i>Água</i>	<i>Rede pública</i>	<i>Incolor</i>	<i>1kg/dm<sup>3</sup><sup>(1)</sup></i>
<i>Cimento</i>	<i>SECIL</i>	<i>Cinzento</i>	<i>3,15 kg/dm<sup>3</sup><sup>(1)</sup></i>
<i>Sika ViscoCrete 20 HE (adj 1)</i>	<i>SIKA</i>	<i>Castanho claro</i>	<i>1.08 ± 0.02 kg/dm<sup>3</sup><sup>(1)</sup></i>
<i>Sika Addiment EH1 (adj 2)</i>	<i>SIKA</i>	<i>Castanho claro</i>	<i>0.8 kg/dm<sup>3</sup></i>

<sup>(1)</sup> Dados fornecidos pelo fabricante

### 4.3.2.3 Formulação

Para a formulação da calda de cimento foi utilizada a expressão dos volumes absolutos (Lourenço *et al.*, 2004):

$$c + \sum_{i=1}^n (ad)_i + \sum_{j=1}^n (adj)_j + a + v_v = 1 \quad (4.4)$$

em que  $c$  é o volume absoluto de cimento por unidade de volume da calda;  $\sum ad$  é a soma dos volumes absolutos de qualquer adição utilizada, por unidade de volume aparente da calda;

$\Sigma adj$  é a soma dos volumes absolutos de qualquer adjuvante utilizado, por unidade de volume aparente da calda;  $a$  é volume da água de amassadura, por unidade de volume aparente da calda; e  $v_v$  é o volume de vazios, por unidade de volume aparente da calda.

Tomando para unidade de volume o metro cúbico ( $m^3$ ), e para unidade de massa o quilograma ( $kg$ ), a expressão anterior pode ser reescrita da seguinte forma, em função das massas volúmicas:

$$\frac{C}{\rho_c} + \sum_{i=1}^n \left( \frac{Ad}{\rho_{ad}} \right)_i + \sum_{j=1}^n \left( \frac{Adj}{\rho_{adj}} \right)_j + A + V_v = 1 \quad (4.5)$$

em que  $C$  dosagem de cimento (em  $kg/m^3$ );  $\Sigma Ad$  é a soma das dosagens de adição (em  $kg/m^3$ );  $\Sigma Adj$  é a soma das dosagens de adjuvantes (em  $kg/m^3$ );  $A$  é a dosagem de água (em  $kg/m^3$ );  $\rho_{ad}$  é a massa volúmica de uma dada adição (em  $kg/m^3$ );  $\rho_{adj}$  é a massa volúmica de um dado adjuvante (em  $kg/m^3$ );  $\rho_c$  é a massa volúmica do cimento (em  $kg/m^3$ ), e  $V_v$  é o volume de vazios (em  $m^3/m^3$ ).

#### 4.3.2.4 Preparação

Todos os componentes foram doseados em massa. Para a dosagem dos constituintes e para a amassadura utilizou-se equipamento diferenciado, consoante a quantidade da calda a produzir.

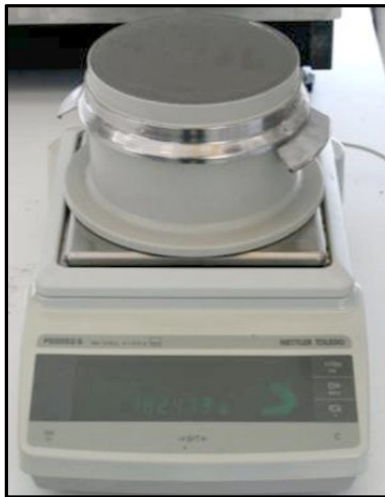
O equipamento utilizado para o estudo preliminar foi o seguinte (Figura 4.6):

- Para a pesagem dos constituintes utilizou-se uma balança Meter Toledo PG5002-5, com 5.1 kg de capacidade máxima, com precisão de 0.01g;
- Para a amassadura foi utilizada uma misturadora semiautomática, CONTROLS 65-L0005, com capacidade de 5 litros, com uma velocidade de 140 rpm..

Para a caracterização da calda adotada e para o fabrico da calda de selagem das micro-estacas nas Fases I, II e III, foi utilizado o seguinte equipamento (Figura 4.7):

- Para a pesagem dos adjuvantes utilizou-se uma balança OHAUS, de 4.0 kg de capacidade máxima, com precisão de 0.1g;

- Para a pesagem da água e do cimento Balança Avery Berkel HL 120, de 60 kg de capacidade máxima, com precisão de 20g;
- Para a amassadura foi utilizada uma misturadora de eixo vertical Imer Direct Mix 240, de 90 litros de capacidade máxima e com uma velocidade de 1420 *r.p.m.*.



a) Balança de 5.1 kg



b) Misturadora de 5 litros

Figura 4.6 – Equipamento utilizado para a preparação das caldas no estudo preliminar



a) Balança de 4 kg



b) Balança de 60 kg



c) Misturadora de 100 litros

Figura 4.7 – Equipamento utilizado na preparação e fabrico da calda utilizada nas diferentes fases da investigação

Para cada calda ensaiada no estudo preliminar, foram realizadas duas amassaduras, de 1.9 litros cada. A calda da primeira amassadura foi utilizada para a realização dos ensaios de fluidez, ensaio de variação de volume, ensaio de exsudação e para o enchimento de dois moldes, para produção de seis provetes: três provetes para a determinação da resistência à

flexão e da resistência à compressão aos 28 dias; e três para a determinação do módulo de elasticidade aos 28 dias. A calda da segunda amassadura foi utilizada para a realização dos ensaios da determinação da massa volúmica e determinação do teor em ar.

Para a caracterização da calda utilizada na selagem das micro-estacas nas Fases I, II e III, foram recolhidas amostras das amassaduras correspondentes.

As composições foram preparadas introduzindo-se, primeiramente, a água e o Sika ViscoCrete 20HE (misturado na água de acordo com as recomendações do fabricante) na misturadora e, seguidamente, o cimento e o adjuvante Sika Addiment EH1. Seguindo as recomendações da VSL (VSL, 2002) para ensaios em laboratório, o tempo utilizado para a mistura de cada composição foi de 5 minutos, medido a partir do momento em que todos os materiais se encontravam na misturadora.

#### **4.3.2.5 Ensaio de caracterização**

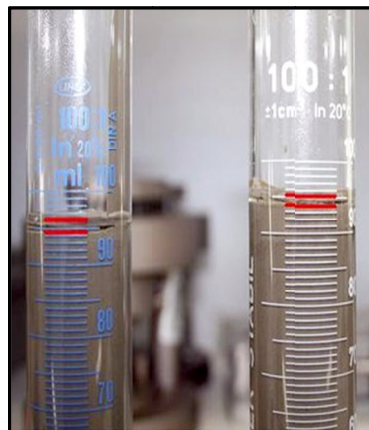
Os ensaios de fluidez, variação de volume, exsudação e determinação da resistência à flexão e à compressão, determinação da massa volúmica e do teor em ar, e determinação do módulo de elasticidade estático foram realizados de acordo com as normas referidas na secção 4.3.2.1. O procedimento detalhado de cada um dos ensaios realizados é descrito no Anexo A. A fluidez da calda foi avaliada pelo Método do Cone. Para a determinação da exsudação foi utilizada uma proveta cilíndrica com 25 mm de diâmetro. O ensaio foi determinado por dois métodos: Método 1 - método prescrito na norma portuguesa NP EN 445 (2000); e o Método 2 – método proposto por Vénuat (Vénuat, 1989) descrito no Anexo A. O ensaio da variação de volume foi realizado pelo método da proveta cilíndrica, utilizando uma proveta com 50 mm de diâmetro e 200 mm de altura.

Para a determinação da massa volúmica e do teor em ar foi utilizado um aerómetro CONTROLS 64-C0171, com capacidade de 1 litro. Para a realização dos ensaios de compressão, flexão e determinação do módulo de elasticidade estático foram utilizados provetes com dimensões  $40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$ , fabricados em moldes metálicos de três compartimentos cada. Os ensaios foram realizados numa prensa Form-Test Mega 2/3000-100

BD utilizando dispositivos especiais para suporte dos provetes e de medição das deformações (ver Anexo A). Para a determinação do módulo de elasticidade, a leitura das deformações foi realizada utilizando um dispositivo com dois transdutores de deslocamentos da HBM DD1 com curso de  $\pm 2.5$  mm. A Figura 4.8 ilustra os ensaios realizados para a avaliação das características da calda utilizada.



a) Fluidez



b.1) Método 1



b.2) Método 2

b) Exsudação



c) Variação de volume



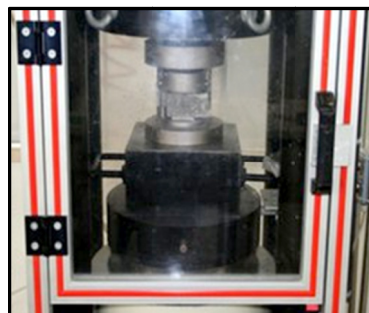
d) Massa volúmica



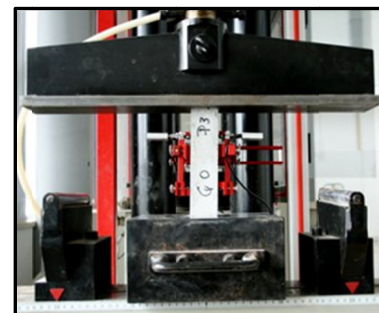
e) Teor em ar



f) Ensaio de flexão



g) Ensaio de compressão



h) Módulo de elasticidade

Figura 4.8 – Ensaio realizados para avaliação das características da calda de selagem

### 4.3.2.6 Estudo preliminar. Composições, análise de resultados e discussão

Para o estudo preliminar, e de acordo com a metodologia descrita em 4.3.2.3, foram realizadas sete composições. Este estudo teve como objetivo definir as dosagens dos adjuvantes e a relação água / cimento a adotar.

Inicialmente, procedeu-se ao estudo de quatro caldas constituída por água, cimento e o adjuvante Sika Viscocrete 20 HE (adjuvante redutor de água) fazendo variar as suas dosagens. Para a primeira calda (G0), calda de referência foi utilizada uma relação água / cimento de 0.51 sem adjuvante. Nas três caldas utilizou-se uma relação água / cimento de 0.4 fazendo variar as dosagens do adjuvante (0.5%, 1.0% e 1.5% sobre o peso de cimento). Em todas as caldas se observou uma exsudação e variação de volume elevadas. Atendendo às recomendações do fabricante, optou-se por fixar o valor da dosagem do Sika ViscoCrete 20 HE em 1% sobre o peso de cimento (calda G2). Fixado o valor deste adjuvante, e com o objetivo de reduzir a exsudação e a variação de volume observados, realizaram-se mais três composições. Foram adicionadas à calda G2 três dosagens de Sika Addiment EH1, de 0.5%, 1.0% e 1.5 % sobre o peso do cimento. No Quadro 4.9 é apresentado um resumo das composições das caldas estudadas.

Quadro 4.9 – Quadro resumo com as composições das caldas estudadas no estudo preliminar

Calda	Relação a / c	Cimento (kg/m <sup>3</sup> )	Água (l)	V <sub>vazios</sub> (%)	Adjuvantes	
					Sika ViscoCrete 20 HE (%)	Sika Addiment EH1 (%)
G0	0.51	1190	607	1.5	0.00	0.00
G1	0.40	1355	549	1.5	0.50	0.00
G2	0.40	1356	542	1.5	1.00	0.00
G3	0.40	1356	536	1.5	1.50	0.00
G4	0.40	1344	538	1.5	1.00	0.50
G5	0.40	1333	533	1.5	1.00	1.00
G6	0.40	1321	529	1.5	1.00	1.50

Realizaram-se uma série de ensaios que permitiram caracterizar cada uma das caldas, quer no estado fresco, quer no estado endurecido:

- *Caracterização no estado fresco*: ensaio de fluidez, ensaio de exsudação, ensaio de variação de volume, ensaio para determinação da massa volúmica e ensaio para determinação do teor em ar.
- *Caracterização no estado endurecido*: ensaio de resistência à flexão, ensaio de resistência à compressão e ensaio para determinação do módulo de elasticidade estático.

No Quadro 4.10 são apresentados os resultados obtidos no estudo preliminar.

Quadro 4.10 – Quadro resumo dos resultados obtidos no estudo comparativo inicial

Calda	Relação a/c	Massa volúmica (kg/l)	Fluidez (s)	Exsudação (%)		$\Delta V$ (%)	Teor em ar (%)	$f_{f,g}$ (28 dias) (MPa)	$f_{c,g}$ (28 dias) (MPa)	$E_g$ (28 dias) (MPa)
				Método 1	Método 2					
G0	0.51	1.811	-	1.58	1.15	-2.5	1.8	5.66	52.6	12.2
G1	0.40	1.909	10	1.04	0.92	-2.5	1.9	7.01	72.2	15.5
G2	0.40	1.915	9	2.11	1.71	-4.0	1.5	8.07	80.4	16.9
G3	0.40	1.925	9	2.86	--*	-5.0	1.6	7.99	84.6	17.3
G4	0.40	1.922	9	1.79	1.52	-1.0	1.6	7.16	72.1	15.7
G5	0.40	1.920	11	0.53	0.45	0.0	1.7	6.62	61.1	14.0
G6	0.40	1.915	12	0.50	0.41	0.5	2.5	6.26	56.9	12.5

\* Valor não determinado;  $\Delta V$  - Variação de volume;  $f_{f,g}$  - Tensão de rotura à flexão da calda;  $f_{c,g}$  - Tensão de rotura à compressão da calda;  $E_g$  - Módulo de elasticidade estático da calda

Para melhor visualizar e comparar os resultados obtidos (Quadro 4.10), para cada uma das caldas consideradas no estudo preliminar, foram elaborados gráficos nos quais se encontram expressos os valores médios obtidos das características atrás indicadas. Na Figura 4.9, e na Figura 4.10, são ilustrados os valores obtidos nos ensaios de fluidez e de exsudação para as diversas caldas ensaiadas.

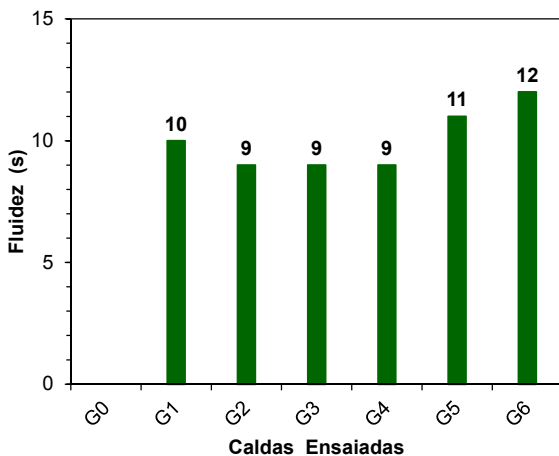


Figura 4.9 – Fluidez

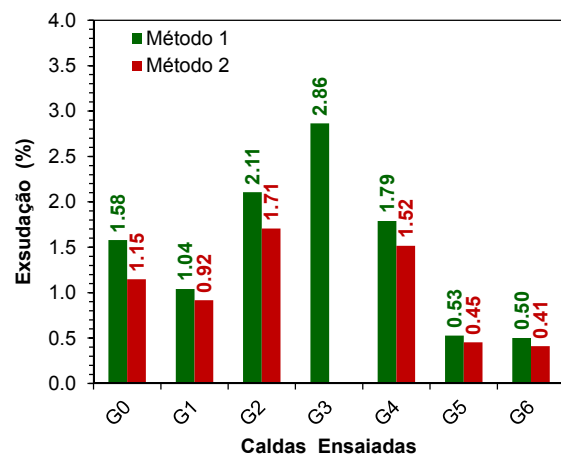


Figura 4.10 – Exsudação



Na calda de referência (*G0*), não foi possível determinar a fluidez porque esta apresentava uma consistência elevada. Em todas as caldas ensaiadas o valor da fluidez foi inferior a 25 s, valor máximo especificado na norma NP EN 447 (2000). Nas restantes caldas ensaiadas verificou-se que o valor da fluidez é praticamente constante para diferentes percentagens do adjuvante líquido, aumentando com a percentagem do adjuvante Sika Addiment EH1. Em nenhuma calda se verificou a existência de grumos, retidos no peneiro do ensaio.

Da análise da Figura 4.10 verifica-se que a exsudação determinada pelo Método 2 apresenta valores inferiores aos obtidos pelo Método 1. Não foi possível medir o valor da exsudação da calda *G3*, pelo Método 2, devido ao facto de a parte exsudada se encontrar com uma mistura de bolhas de ar e cimento. De acordo com os resultados obtidos, as caldas *G2* e *G3* não satisfazem as especificações da NP EN 447 (2000), apresentando valores superiores ao máximo permitido de 2%. Verifica-se também que o valor da exsudação aumenta com o acréscimo da dosagem do Sika ViscoCrete 20 HE e diminui com o acréscimo da dosagem do Sika Addiment EH1. Verificou-se, igualmente, o efeito da variação da dosagem do adjuvante Sika ViscoCrete 20 HE, na densidade das caldas.

Na Figura 4.11 são apresentados os valores da variação de volume para as caldas ensaiadas. As caldas *G0*, *G1*, *G2* e *G3* não verificam os limites estipulados na norma NP EN 447 (2000), que especifica variações entre -1 e +5%. Como se pode observar no Quadro 4.10 e na Figura 4.11, o adjuvante Sika Addiment EH1 tem um efeito significativo na redução de volume e o adjuvante Sika ViscoCrete 20 HE um efeito contrário.

Na Figura 4.12 e Figura 4.13 são apresentados os resultados dos ensaios da determinação da resistência à compressão e dos módulos de elasticidade estático obtidos aos 28 dias. É possível observar que os valores das características mecânicas referidas aumentam com a dosagem de Sika ViscoCrete 20 HE, e diminuem com o aumento da dosagem do Sika Addiment EH1, devido ao aumento da compacidade da calda, no primeiro caso, e diminuição, no segundo. Na Figura 4.14 é ilustrada a variação do módulo de elasticidade com a resistência à compressão. Verifica-se a existência de uma relação linear entre os valores do módulo de elasticidade estático e os valores da resistência à compressão obtidos aos 28 dias.

Da análise comparativa das características das caldas, e tendo em atenção todos os requisitos predefinidos inicialmente, a calda *G5* foi selecionada para a selagem das micro-estacas. Esta

calda apresenta uma boa fluidez, variação de volume nula, impedido assim a retração, exsudação reduzida e boas características mecânicas. As dosagens dos adjuvantes coincidiram com as indicações do fabricante (SIKA).

No Quadro 4.11 são apresentados os resultados dos ensaios realizados com a calda *G5* e a comparação com os limites constantes da norma NP EN 447 (2000).

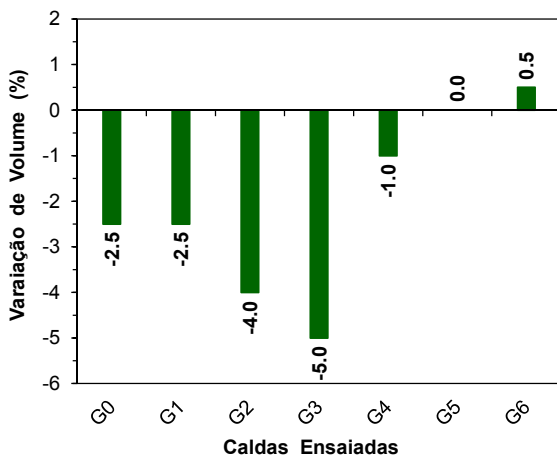


Figura 4.11 – Variação de volume

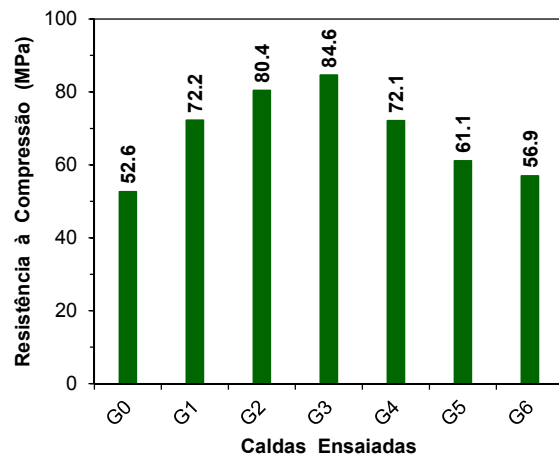


Figura 4.12 – Resistência à compressão

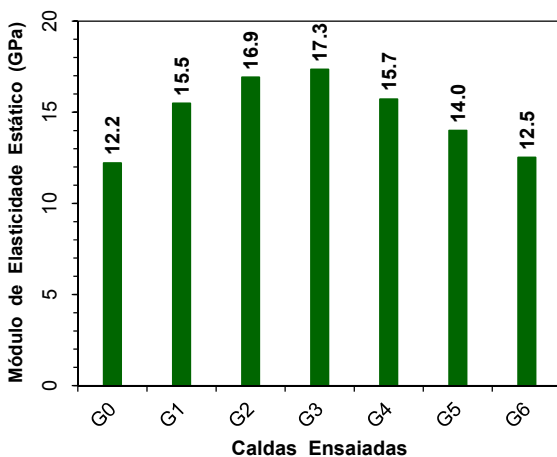


Figura 4.13 – Módulo de elasticidade estático

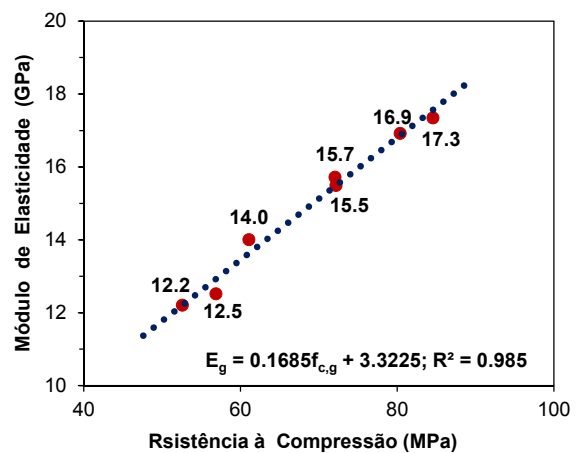


Figura 4.14 – Relação resistência à compressão / módulo de elasticidade

Quadro 4.11 – Características da calda adotada

Ensaio	Massa Volúmica (kg/l)	Relação a / c	Teor em ar (%)	Fluidez (s)	Variação de Volume (%)	Exsudação (%)	$f_{c,g}$ (28 dias) (MPa)	$E_g$ (28 dias) (GPa)
	1.92	0.40	2.0	11	0.0	0.53 / 0.45	61.1	14.0
Requisitos EN NP 447	-	$\leq 0.44$	-	$\leq 25$	$-1 \leq \Delta V \leq +5$	$\leq 2$	$\geq 30$	-

$f_{c,g}$  - Tensão de rotura à compressão da calda;  $E_g$  - Módulo de elasticidade estático da calda

Conforme referido em 4.3.2.1, o estudo preliminar foi realizado, em final de 2006 / início de 2007, de acordo com as especificações das normas portuguesas NP EN 445 (2000) e NP EN 447 (2000). Posteriormente, em Setembro de 2008, estas normas sofreram alterações profundas com a introdução de novos ensaios, alteração dos procedimentos e equipamentos de ensaios e alteração dos limites máximos estabelecidos para os parâmetros de cada ensaio.

Na norma NP EN 445 atual (2008) foram introduzidos os ensaios de peneiração e o ensaio de espalhamento relacionados com a fluidez da calda. O ensaio de peneiração consiste em verificar a existência ou ausência de grumos na calda e pode ser realizado enquanto se enche o cone para o ensaio de fluidez. O ensaio de espalhamento pretende avaliar a fluidez, e consiste em medir o diâmetro do espalhamento em duas direções perpendiculares.

Também se verificam alterações profundas na determinação da exsudação e na variação de volume. Para avaliar estas propriedades a nova versão da norma portuguesa NP EN 445 (2008) refere dois novos ensaios: o ensaio do tubo inclinado e o ensaio com mecha. Estes ensaios representam de uma forma mais realista a aplicação de caldas de injeção em bainhas de pré-esforço. No primeiro caso, utiliza-se um tubo inclinado (com 5 m de comprimento e 80 mm de diâmetro) e, no segundo, um tubo vertical (com 1 m de altura e 60-80 mm de diâmetro), contendo varões de pré-esforço. A inclusão dos varões introduz um efeito desestabilizador o que, associado às diferentes dimensões dos equipamentos de ensaio, constituem diferenças significativas na avaliação da exsudação e da variação de volume realizadas pela anterior norma (NP EN 445, 2000).

No Quadro 4.12 são apresentados os valores limites para os ensaios de caracterização em caldas de injeção de acordo com a atual e anterior versão da norma portuguesa NP EN 447.

Quadro 4.12 – Valores limites de acordo com a NP EN 447 (2000) e as alterações introduzidas pela NP EN 447 (2008)

Ensaio	Relação a / c	Fluidez (s)	Variação de Volume (%)	Exsudação (%)	$f_{c,g}$ (7 dias) (MPa)	$f_{c,g}$ (28 dias) (MPa)
NP EN 447 (2000)	< 0.44	≤ 25	-1 ≤ ΔV ≤ +5	≤ 2.0	≥ 27	≥ 30
NP EN 447 (2008)	< 0.40	≤ 25	-1 ≤ ΔV ≤ +5	≤ 0.3	≥ 27	≥ 30

$f_{c,g}$  - Tensão de rotura à compressão da calda

Da análise do Quadro 4.12 verifica-se haver alterações nos limites impostos para a relação água / cimento e para o limite da exsudação, apresentando a nova versão valores mais conservativos mas mantendo iguais os limites para as outras propriedades das caldas. De acordo com a norma atual, a calda adotada possui valores da exsudação superiores ao especificado. Os valores obtidos para os restantes parâmetros estão de acordo com as normas atuais embora obtidos através de diferentes ensaios.

### 4.3.2.7 Caracterização da calda adotada

Após o estudo preliminar, foram realizadas três séries de ensaios laboratoriais, designadas Lab G1, Lab G2 e Lab G3 correspondentes à Fase I, II e III, para a determinação das características mecânicas da calda adotada. Na série Lab G1, foram realizados ensaios para a determinação da resistência à flexão e à compressão. Na série Lab G2, foram apenas realizados ensaios para a determinação da resistência à compressão. Na série Lab G3, foram realizados ensaios para a determinação da resistência à flexão, da resistência à compressão e determinação do módulo de elasticidade estático. Na série G1 não foi determinado o módulo de elasticidade estático porque na altura destes ensaios não se dispôs de equipamento para a realização deste ensaio. Nas séries Lab G1 e Lab G3, adotaram-se provetes prismáticos de dimensões  $40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$ . Na série Lab G2, adotaram-se provetes cúbicos de 100 mm de aresta. Na prática para o controle de qualidade das caldas de pré-esforço são utilizados provetes cúbicos de 100 mm de aresta.

No Quadro 4.13 é apresentado um resumo dos resultados obtidos das características mecânicas, aos 28 dias, para cada uma das séries de ensaios.

Quadro 4.13 – Características mecânicas da calda adotada de provetes ensaiados aos 28 dias

Série	Provetes (mm <sup>3</sup> )	$f_{f,g}$ (MPa)	$f_{c,g}$ (MPa)	$E_g$ (GPa)
Lab G1	40×40×160	7.13	50.91	não determinado
Lab G2	100×100×100	não determinado	54.49	não determinado
Lab G3	40×40×160	7.34	53.84	14.2

$f_{f,g}$  - Tensão de rotura à flexão da calda;  $f_{c,g}$  - Tensão de rotura à compressão da calda;  $E_g$  - Módulo de elasticidade estático da calda

Na Figura 4.15 a) está representada a evolução da resistência à compressão ao longo do tempo, das três séries de ensaios realizadas, e na Figura 4.15 b) a evolução do módulo de elasticidade estático ao longo do tempo, da série Lab G3. As curvas de ajustamento utilizadas seguem uma lei igual à indicada pelo EC2 (2010) para o betão, por não existirem especificações equivalentes para caldas.

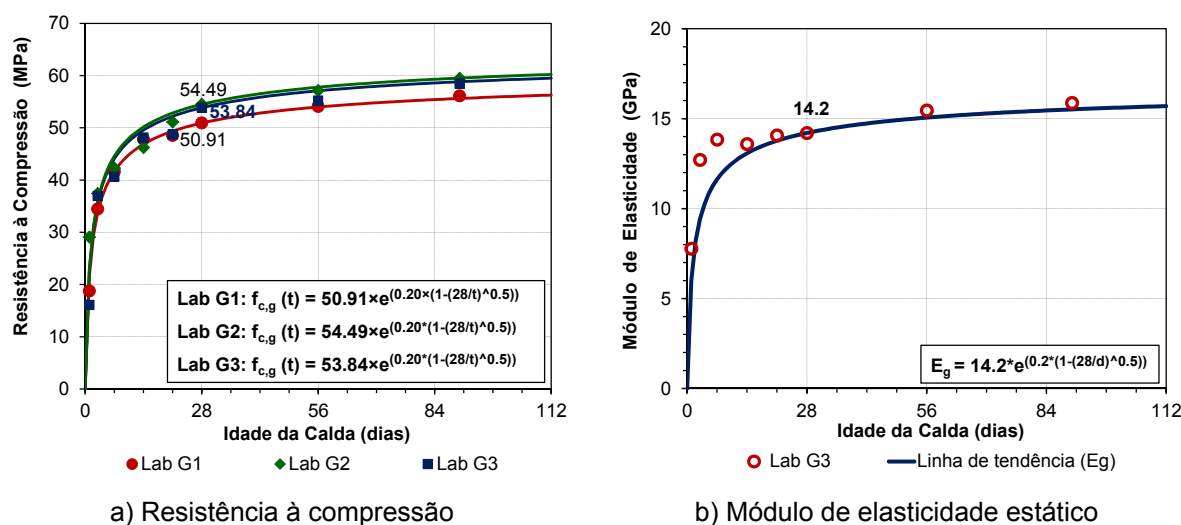


Figura 4.15 – Evolução ao longo do tempo da resistência à compressão e do módulo de elasticidade estático da calda adotada

Da análise da Figura 4.15 a) verifica-se que os valores da resistência à compressão obtidos, nas diferentes séries, são semelhantes nas séries Lab G1 e Lab G2. Na série Lab G1, os valores da tensão de rotura à compressão são ligeiramente inferiores aos obtidos nas outras séries porque os provetes não se encontraram saturados na altura da realização dos ensaios. Também se verificou que o valor da tensão de rotura à compressão, no primeiro dia, na série Lab G2, apresenta valores superiores, provavelmente devido à diferente maturidade dos provetes. Nesta série foram utilizados provetes com maior dimensão (cubos de  $100 \text{ mm}^3$  de aresta), o que representa nas primeiras idades um aumento do calor de hidratação do cimento em relação aos meios prismas de secção  $40 \times 40 \text{ mm}^2$  e o consequente aumento de resistência nas primeiras horas de cura da calda. De referir, igualmente, que os valores obtidos são muito próximo dos obtidos pelas curvas de ajustamento. Da análise da Figura 4.15 b), verifica-se existir uma maior discrepância de valores nas idades iniciais, estabilizando para idades mais avançadas.

Os valores obtidos da resistência à compressão aos 28 dias, são inferiores aos valores determinados para a mesma calda no estudo preliminar. A diferença média registada é inferior

a 10 %. Em relação ao módulo de elasticidade estático a diferença não é significativa ( $< 2\%$ ). Os ensaios da determinação da resistência à compressão, para cada uma das três séries, foram realizados com amostras recolhidas das amassaduras realizadas. A quantidade de calda destas amassaduras e a misturadora foram diferentes das utilizadas no estudo preliminar. Estas diferenças podem ter conduzido a estes resultados.

### **4.3.3 Aço**

#### **4.3.3.1 Introdução**

Nas Fases I e II, nos ensaios de compressão, foram utilizados tubos reutilizados API da classe N80 (562/703 MPa), com 60 mm de diâmetro e 6.0 mm de espessura, como armaduras das micro-estacas. Nos ensaios de tração, correspondentes à Fase III, foram utilizados tubos novos API da classe K55-J55 (387/527 MPa), com 60 mm de diâmetro e 5.5 mm de espessura. As chapas metálicas utilizadas na cabeça da micro-estaca e nas placas de ancoragem, foram da classe S 275 (275/430). Nos testes realizados com micro-estacas seladas em blocos de betão, Fase II e Fase III, o tubo da micro-estaca foi reforçado com um varão nervurado da Dywidag, da classe 500 / 550, com 16 mm de diâmetro. Para o confinamento lateral dos blocos foram utilizados varões com as mesmas características. Para o reforço vertical dos blocos utilizados na Fase III, foram utilizados varões de aço A400NR e com 16 mm de espessura.

Para a caracterização dos tubos foram realizados ensaios de tração de acordo com a norma NP EN 10002-1 (2006), e ensaios para quantificar a rugosidade da superfície dos tubos de acordo com o procedimento descrito na norma DIN 4768 (1990).

#### **4.3.3.2 Ensaios de tração**

A Figura 4.16 ilustra os tubos utilizados para o fabrico de micro-estacas com tubos lisos, em cada uma das fases do trabalho.



b) Fase I e II: Tubo API N80 liso



c) Fase III: Tubo K55-J55 liso

Figura 4.16 – Tubos e varões das micro-estacas utilizadas nos ensaios

Para avaliar as características mecânicas, tensão de cedência e tensão de rotura, utilizaram-se provetes não proporcionais, obtidos por maquinagem, a partir de amostras retiradas das paredes do tubo, em forma de banda longitudinal. Os ensaios de tração foram realizados no laboratório CATIM, no Porto.

No Quadro 4.14 são apresentadas as dimensões assumidas para a maquinagem dos provetes e, na Figura 4.17, a configuração dos provetes.

Quadro 4.14 – Dimensões dos provetes maquinados

Provetes	$d_t$ (mm)	$e_t$ (mm)	$b_p$ (mm)	$r_c$ (mm)	$L_o$ (mm)	$L_c$ (mm)	$L_t$ (mm)
API K55-J55	60	5.50	20.0	12.50	60	100.0	300.0
API N80	60	6.00	20.0	12.50	60	100.0	300.0

$d_t$  – Diâmetro do tubo;  $e_t$  – Espessura do tubo;  $b_p$  – Largura da zona útil do provete;  $r_c$  – Raio de concordância;  $L_c$  – Comprimento da zona útil;  $L_t$  – Comprimento total

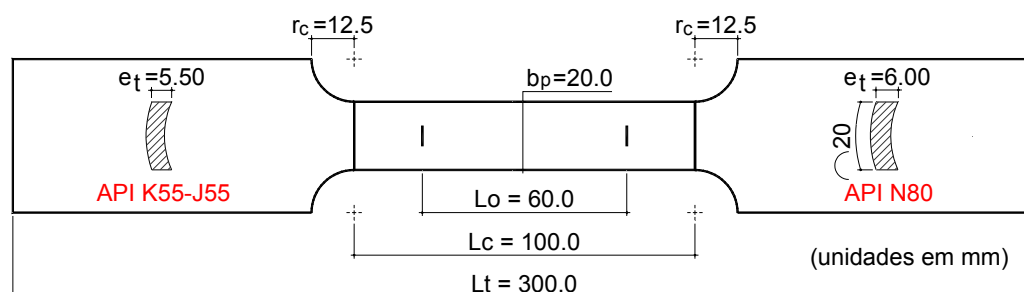


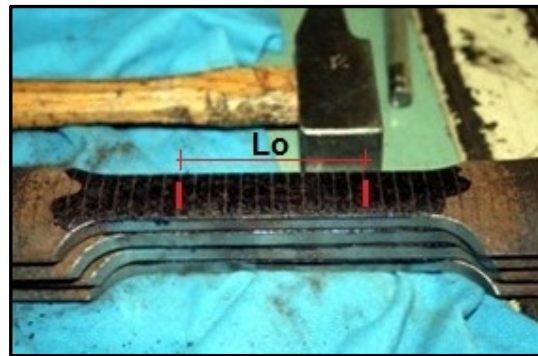
Figura 4.17 – Forma e dimensões dos provetes maquinados

Os ensaios foram realizados numa máquina universal INSTRON 5500R, com capacidade máxima de 10 tf. As deformações dos provetes foram medidas com um extensómetro INSTRON, com um comprimento de base  $L_e=25$  mm.

A Figura 4.18 ilustra as várias fases de realização dos ensaios. Inicialmente procedeu-se ao registo das dimensões de cada um dos provetes a ensaiar (largura e espessura). De seguida procedeu-se ao achatamento das cabeças de amarração, para permitir a adaptação dos provetes aos dispositivos de fixação da máquina (Figura 4.18 a). Após o achatamento procedeu-se à marcação em cada provete do comprimento inicial entre referências,  $L_o$ , e a sua subdivisão em partes iguais de 5 mm cada (Figura 4.18 b). Depois destas operações os provetes foram ensaiados até à rotura (Figura 4.18 c). Finalmente, com os provetes ensaiados (Figura 4.18 d) foi medido o comprimento final entre referências,  $L_u$ .



a) Achatamento das cabeças de amarração

b) Marcação e divisão em partes de  $L_o$ 

c) Ensaio dos provetes



d) Provetes ensaiados

Figura 4.18 – Ilustração das diferentes fases dos ensaios de tração dos tubos

No Quadro 4.15 são apresentados os resultados obtidos nos ensaios realizados para a



determinação das características mecânicas dos tubos. A Figura 4.19 ilustra a relação tensão / extensão típica, obtida nos ensaios de tração, para cada uma das classes de tubos ensaiadas. Os tubos API K55-J55 apresentaram uma maior ductilidade, com uma extensão após rotura superior à que se verificou para os tubos API N80.

Quadro 4.15 – Resultados dos ensaios de tração dos provetes ensaiados

Provetes	Valores Lidos							Valores Calculados				
	$d_t$ (mm)	$e, t$ (mm)	$b$ (mm)	$L_0$ (mm)	$F_{p0,2\%}$ (N)	$F_{máx}$ (N)	$L_u$ (mm)	$S_0$ (mm <sup>2</sup> )	$f_{p0,2\%}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_t$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\epsilon_u$ (%)	
K55-J55	1	60.0	5.30	19.9	60.0	70668	78921	70.7	107.97	655	731	17.8
	2	60.0	5.31	20.0	60.0	69000	79776	70.8	108.75	634	734	18.0
	3	60.0	5.24	20.0	60.0	71130	78632	70.4	107.31	663	733	17.3
	4	60.0	5.30	19.9	60.0	71616	79251	70.9	107.97	663	734	18.2
	Valores médios									655	735	17.8
N 80	1	60.0	5.68	19.9	60.0	86975	98093	70.2	115.76	751	847	17.0
	2	60.0	5.71	19.9	60.0	88924	100735	69.2	116.37	764	866	15.3
	3	60.0	5.67	19.9	60.0	88849	99964	69.1	115.56	769	865	15.2
	4	60.0	5.71	20.0	60.0	88776	100337	69.4	116.99	759	858	15.7
	Valores médios									760	960	15.8

$d_t$  - Diâmetro do tubo;  $e, t$  - Espessura do tubo;  $b$  - Largura da zona útil do provete;  $L_0$  - Comprimento inicial entre referências;  $L_u$  - Comprimento final entre referências;  $F_{p,0,2\%}$  - Carga correspondente ao limite convencional de proporcionalidade a 0.2 %;  $F_{máx}$  - Força máxima;  $S_0$  - Área da secção inicial da zona útil;  $f_{p,0,2\%}$  - Tensão limite convencional de proporcionalidade a 0.2 % à tração do aço do tubo;  $f_t$  - Tensão de rotura à tração do aço;  $\epsilon_u$  - Extensão pós-rotura

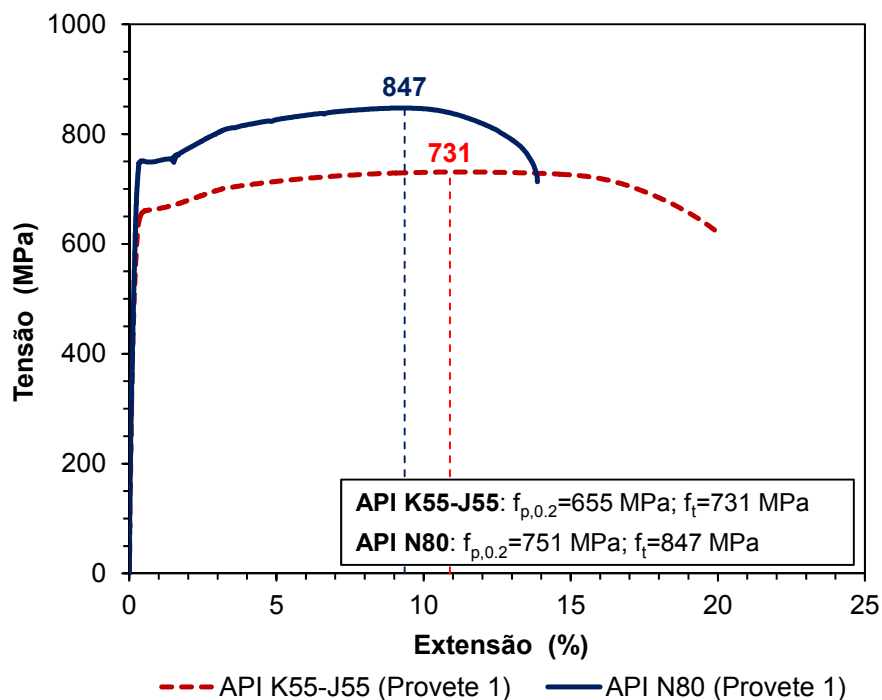


Figura 4.19 – Relações tensão / extensão típica obtidas para cada tubo

### 4.3.3.3 Avaliação da rugosidade

A rugosidade dos tubos é um dos parâmetros mais importantes para a caracterização da aderência na interface aço / calda. A sua avaliação apenas foi realizada para os tubos API N80 por serem tubos recuperados da prospeção petrolífera e apresentarem corrosão visível na sua superfície. Os tubos utilizados na Fase III eram tubos novos com a superfície perfeitamente lisa.

A quantificação da rugosidade foi realizada através de um método (Santos e Júlio, 2010; Santos, 2009; Santos e Júlio, 2008), o qual, com recurso a um rugosímetro laser, permite obter o perfil de rugosidade da superfície. A partir deste perfil podem ser determinados diversos parâmetros de textura, tais como os parâmetros de rugosidade e de ondulação.

Os parâmetros de textura da superfície podem ser definidos com base na normalização em vigor, nomeadamente através da ISO 4287-1 (1984) e DIN 4768 (1990).

A principal diferença na avaliação dos parâmetros através das duas normas referidas, reside na forma como se determina a amplitude máxima (diferença entre os valores máximos - pico e vale). Por exemplo, de acordo com a primeira norma, para definir o parâmetro da rugosidade  $R_{z(ISO)}$ , definido como a altura média pico-vale, são definidos os cinco maiores picos e os cinco maiores vales em todo o comprimento de avaliação. De acordo com a norma DIN 4768 (1990), o comprimento de avaliação é dividido em 5 partes iguais, determinando-se para cada intervalo a diferença entre o valor máximo (pico) e o valor mínimo (vale). A norma ISO 4287-1 (1984) apresenta algumas limitações como, por exemplo, a possível concentração das amplitudes máximas numa determinada zona da superfície. Por esta razão, no presente estudo, a rugosidade foi definida de acordo com a norma DIN 4768 (1990).

Para a avaliação quantitativa da rugosidade foi utilizada uma amostra de tubo com 500 mm de comprimento. Foram realizadas dez leituras (Santos, 2009) considerando um comprimento de avaliação de 200 mm.

Para a avaliação da rugosidade da superfície, adotaram-se os parâmetros da altura máxima pico-vale,  $R_{máx}$ , altura média pico-vale,  $R_{z(ISO)}$ , e profundidade média do vale,  $R_{vm}$ , por serem alguns dos mais correntes (Santos, 2009). Os valores médios dos parâmetros de rugosidade

definidos foram 0.940 mm, 0.676 mm e 0.283 mm, respetivamente. O segundo parâmetro parece ser o mais adequado para caracterizar a superfície por ser obtido a partir da média de 5 leituras ao longo do perfil, tendo por esta razão sido considerado no presente estudo, obtendo-se uma rugosidade próxima de 0.7 mm. Não se adotou o primeiro parâmetro,  $R_{máx}$ , devido a este ser obtido apenas com base em dois pontos (pico e vale). De igual modo, o terceiro parâmetro,  $R_{vm}$ , apenas considera a profundidade dos vales do perfil. Os resultados da quantificação da rugosidade dos tubos API N80 encontram-se no Anexo B.

### 4.3.4 Capacidade resistente da micro-estaca

A estimativa da capacidade resistente das micro-estacas, pode ser obtida a partir das características dos materiais avaliados na secção anterior e das características geométricas das secções adotadas. Na Figura 4.20 estão representadas as secções das micro-estacas utilizadas em cada uma das fases deste trabalho. O Quadro 4.16 apresenta um resumo das características dos materiais utilizados no fabrico das micro-estacas.

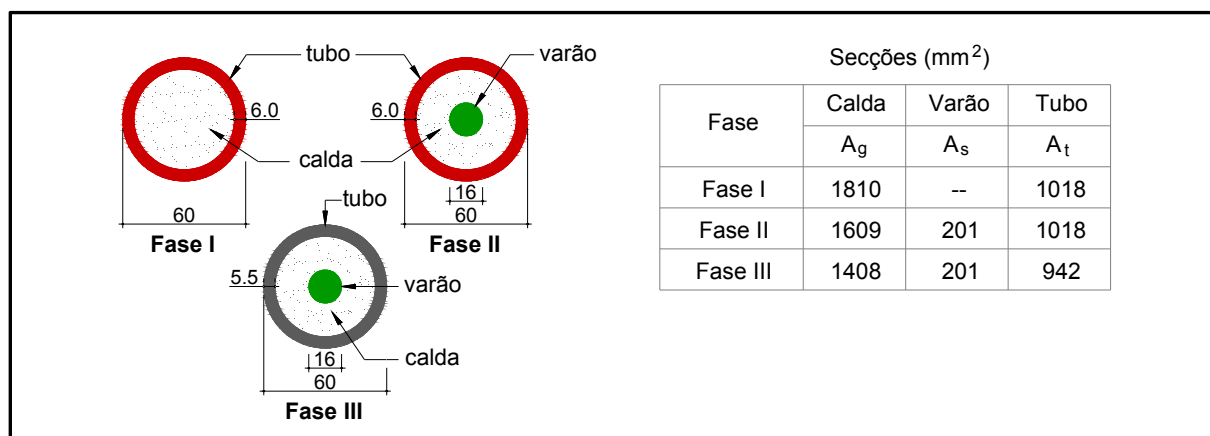


Figura 4.20 – Secções das micro-estacas utilizadas em cada uma das fases

Quadro 4.16 – Quadro resumo das características dos materiais utilizados

Calda		Varão Bs 500			Tubo API N80			Tubo API k55-J55		
$f_{c,g}$ (MPa)	$E_g$ (GPa)	$f_y$ (MPa)	$f_t$ (MPa)	$E_s$ (GPa)	$f_y$ (MPa)	$f_{t,t}$ (MPa)	$E_s$ (GPa)	$f_y$ (MPa)	$f_t$ (MPa)	$E_s$ (GPa)
53 <sup>(1)</sup>	14.2	500 <sup>(2)</sup>	550 <sup>(2)</sup>	205 <sup>(2)</sup>	760	860	210	655	735	210

<sup>(1)</sup> Valor médio das três composições ensaiadas; <sup>(2)</sup> Valores do fabricante;  $f_{c,g}$  - Tensão de rotura à compressão da calda;  $E_g$  - Módulo de elasticidade da calda;  $f_y$  - Tensão de cedência do aço;  $f_t$  - Tensão de rotura à tração do aço;  $E_s$  - Módulo de elasticidade do aço

A estimativa da capacidade resistente das micro-estacas foi obtida com base nas expressões do Eurocódigo 4 (EN 1994-1-1, 2004):

$$C_{u,m} = A_g \cdot f_{c,g} + A_s \cdot f_{t,s} + A_t \cdot f_{t,t} \quad (\text{compressão}) \quad (4.6)$$

$$T_{u,m} = A_s \cdot f_{t,s} + A_t \cdot f_{t,t} \quad (\text{tração}) \quad (4.7)$$

em que  $C_{u,m}$  e  $T_{u,m}$  são a capacidade resistente à compressão e à tração da micro-estaca;  $A_g$  é área da secção da calda;  $A_t$  é a área da secção do tubo metálico;  $A_s$  é a área da secção do varão;  $f_{c,g}$  é a tensão de rotura à compressão da calda; e  $f_{t,s}$  e  $f_{t,t}$  são, respetivamente, os valores da tensão de rotura à tração do aço do varão e do tubo metálico.

Para a estimativa da carga de cedência os valores de  $f_{t,s}$  e  $f_{t,t}$  nas expressões anteriores foram substituídos pelos valores de cedência ( $f_{y,s}$  e  $f_{y,t}$ ).

A rigidez axial da secção da micro-estaca,  $(EA)_m$ , pode ser determinada de acordo com o EC4 (2004), somando as rigidezes axiais dos materiais constituintes:

$$(EA)_m = (EA)_{calda} + (EA)_{varão} + (EA)_{tubo} \quad (4.8)$$

em que  $(EA)_{calda}$  é a rigidez axial da secção da calda;  $(EA)_{varão}$  é a rigidez axial da secção do varão; e  $(EA)_{tubo}$  é a rigidez axial da secção do tubo.

A compatibilidade de deformações entre as armaduras e a calda é fundamental para garantir um funcionamento monolítico da secção e pode colocar algumas incertezas no dimensionamento da micro-estaca. De acordo com a teoria da elasticidade (Timoshenko e Goodier, 1980), a deformação elástica no aço,  $\varepsilon_s$ , é dada pela seguinte expressão:

$$\varepsilon_s = \sigma_s / E_s \quad (4.9)$$

Para garantir a compatibilidade de deformações nas interfaces varão / calda e tubo / calda, a tensão da calda deve ser limitada através da seguinte condição:

$$\varepsilon_g = \varepsilon_s \rightarrow \sigma_g = E_g \cdot \varepsilon_s \quad (4.10)$$

Considerando a secção e os materiais utilizados em cada uma das fases, pode-se calcular, com base nas expressões anteriores, os valores das extensões e da tensão na interface tubo / calda, os quais são apresentados no Quadro 4.17.

Quadro 4.17 – Valores da extensão e da tensão nas interfaces

Interface	Fase I		Fase II		Fase III	
	$\varepsilon_s$	$\sigma_g$ (MPa)	$\varepsilon_s$	$\sigma_g$ (MPa)	$\varepsilon_s$	$\sigma_g$ (MPa)
varão / calda	--	--	$2.4 \times 10^{-3}$	33.8	$2.4 \times 10^{-3}$	33.8
calda / tubo	$3.6 \times 10^{-3}$	51.4	$3.6 \times 10^{-3}$	51.4	$3.1 \times 10^{-3}$	44.3

Da análise dos valores apresentados, verifica-se que a tensão de compressão calculada com base na teoria da elasticidade não é superior ao valor da resistência à compressão da calda, apenas o valor da extensão na rotura ( $3.6 \times 10^{-3}$  nas Fases I e II, e  $3.1 \times 10^{-3}$  na Fase III) ultrapassa os limites para a deformação do betão para elementos comprimidos não confinados (EC 2:  $2.0 \times 10^{-3}$ ). Esta situação pode originar a rotura da calda na interface aço / calda (Shong e Chung, 2003), não sendo contudo expectável que esta situação aconteça uma vez que, de acordo com Barley e (1997) e Bentler e Yankev (2006), as caldas em meios confinados podem suportar valores de compressão muito superiores ao valor da tensão de rotura à compressão, sendo a extensão igualmente bastante superior.

No Quadro 4.18 são apresentados os valores da carga de rotura e da carga de cedência das micro-estacas utilizadas em cada uma das fases do estudo.

Para cada uma destas fases, a carga de cedência foi calculada considerando uma extensão da calda igual a  $2.0 \times 10^{-3}$ , o que corresponde a uma tensão na interface tubo / calda de 28.4 GPa.

Quadro 4.18 – Capacidade resistente da micro-estaca

Fase	Material	A (mm <sup>2</sup> )	E (GPa)	$f_y$ (MPa)	$f_t$ (MPa)	$P_{y,m}$ (kN)	$P_{u,m}$ (kN)	$(EA)_m$ (kN)
Fase I	Tubo	1018	210	760	860	825	970	239450
	Calda	1810	14.2	28.4	53			
Fase II	Tubo	1018	210	760	860	925	1080	277800
	Varão	201	205	500	550			
	Calda	1600	14.2	28.4	53			
Fase III	Tubo	942	210	655	735	720	810	238950
	Varão	201	205	500	550			

A - Área da secção transversal; E - Módulo de elasticidade estático;  $f_y$  - Tensão de cedência do aço;  $f_t$  - Tensão de rotura à tração do aço;  $P_{y,m}$  - Carga de cedência da micro-estaca;  $P_{u,m}$  - Carga de rotura da micro-estaca;  $(EA)_m$  - Rigidez axial da secção da micro-estaca

## **4.4 Ensaaios**

### **4.4.1 Preparação dos ensaios**

A preparação dos ensaios consistiu no fabrico das micro-estacas, no fabrico dos provetes de calda confinados utilizados na Fase I, e no fabrico dos blocos utilizados na Fase II e Fase III.

#### **4.4.1.1 Fabrico das micro-estacas**

Os tubos e os varões foram cortados com comprimentos próximos do comprimento de selagem pretendido, tendo sido posteriormente retificados nos topos, garantindo desta forma superfícies perfeitamente planas das extremidades. A cabeça do tubo foi corrigida para se obterem faces com inclinações de 45°, permitindo desta forma uma maior penetração da soldadura na ligação das chapas aos tubos.

Como referido anteriormente, para os ensaios da Fase I, a micro-estaca era constituída apenas por um tubo e calda no seu interior, e para os ensaios realizados na Fase II e na Fase III, a micro-estaca consistiu numa secção com um tubo, reforçado com um varão e calda no espaço anelar.

Para o fabrico das micro-estacas da Fase II e Fase III, inicialmente, o varão foi soldado no centro da chapa metálica. Posteriormente, foi soldada à chapa o tubo, centrado no varão. Para o fabrico das micro-estacas texturadas foram soldados anéis na sua superfície. Para as micro-estacas utilizadas na Fase II os anéis foram soldados apenas na sua face superior, e para as micro-estacas utilizadas na Fase III os anéis foram soldados somente na face inferior, tendo em conta o sentido do carregamento. Por fim, todos os tubos foram preenchidos com calda de cimento.

A Figura 4.21 e a Figura 4.22, ilustram as micro-estacas utilizadas nas diferentes fases do presente estudo.



a) Soldadura do varão Dywidag



b) Micro-estaca de tubos lisos (Fase I e Fase II)



c) Micro-estaca de tubos texturados (Fase II)



d) Aspetto final das micro-estacas

Figura 4.21 – Fabrico das micro-estacas utilizadas nos ensaios da Fase I e Fase II



b) Micro-estaca de tubo liso



c) Micro-estaca de tubo texturado



d) Aspetto final das micro-estacas

Figura 4.22 – Fabrico das micro-estacas utilizadas nos ensaios da Fase III

Nos ensaios realizados na Fase III, com micro-estacas de tubos texturados, a micro-estaca foi reforçada com mais uma chapa na cabeça totalizando uma altura de 4 cm de modo a evitar a flexão da chapa por ação do sistema de arranque, e com chapas laterais para reforçar esta ligação. Na Figura 4.23 é ilustrado o pormenor do reforço.

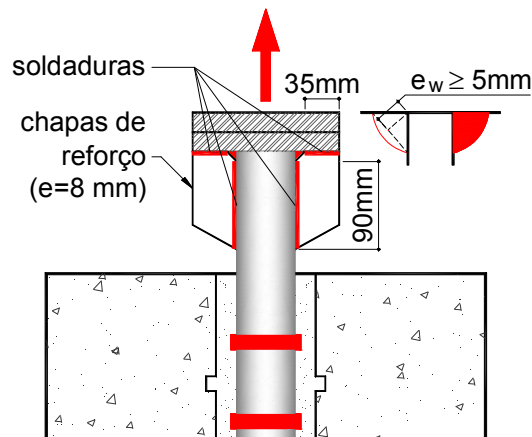


Figura 4.23 – Pormenor do reforço da ligação chapa / tubo

O dimensionamento das soldaduras foi efetuado de acordo com as normas portuguesas NP EN 1993-1-1 (2010) e NP EN 1993-1-8 (2010), com base nas expressões simplificadas para soldaduras de ângulo. As chapas de reforço foram soldadas de ambos os lados garantindo um comprimento total do cordão de 500 mm, acrescido da soldadura do tubo e do varão à chapa da cabeça da micro-estaca [ $\pi \cdot (d_t + \phi) = \pi \cdot (60 + 16) = 238.8 \text{ mm}$ ], perfazendo um comprimento total do cordão de 738.5 mm. A capacidade última da ligação soldada foi determinada através das Equações (4.11) e (4.12):

$$F_w \leq F_{w,R} \quad (4.11)$$

em que  $F_w$  é a força atuante na soldadura; e  $F_{w,R}$  é a resistência da soldadura, dada por:

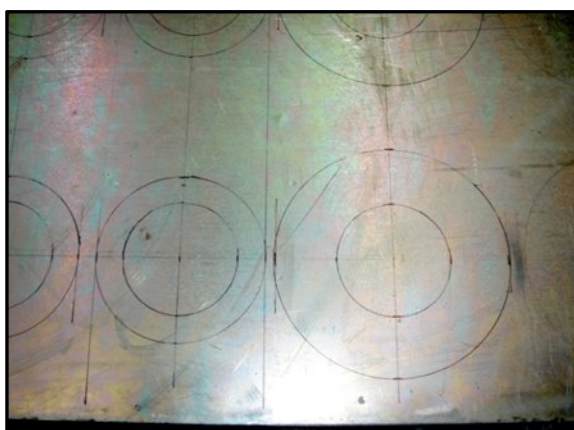
$$F_{w,R} = f_{vw} \cdot e_w \cdot u_w = \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta \cdot \gamma_{M2}} \cdot e_w \cdot u_w \quad (4.12)$$

em que  $f_{vw}$  é o valor da resistência ao corte da soldadura;  $\beta$  é um coeficiente que depende da classe do aço (para a classe S275  $\beta=0.85$ );  $\gamma_{M2}$  é um coeficiente parcial de segurança (1.25);  $e_w$  é a espessura do cordão de solda; e  $u_w$  é o perímetro do cordão de solda. Considerando uma espessura do cordão,  $e_w$ , de pelo menos 5 mm, a resistência da soldadura é de 863 kN.



### 4.4.1.2 Fabrico dos provetes de calda confinados (Fase I)

A preparação dos provetes de calda confinados (Fase I) desenvolveu-se em três fases: preparação da micro-estaca e dos tubos de confinamento, colocação da micro-estaca e dos tubos de confinamento numa cofragem metálica e, finalmente, selagem das micro-estacas. A Figura 4.24 ilustra as diferentes fases de preparação dos provetes.



a) Marcação da cofragem



b) Colagem das micro-estacas e dos tubos de confinamento



d) Selagem das micro-estacas



d) Provetes prontos

Figura 4.24 – Preparação dos provetes de calda confinados (Fase I)

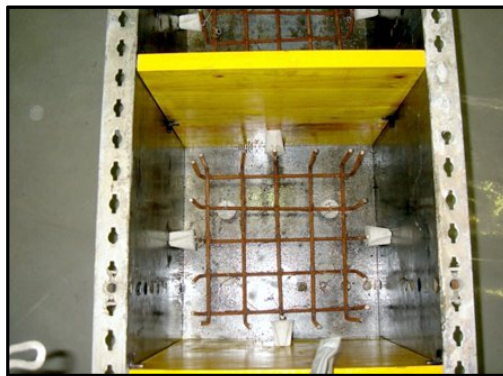
Inicialmente procedeu-se à marcação da cofragem com os respetivos diâmetros adotados para cada modelo (Figura 4.24 a). De seguida, cada micro-estaca foi colada na cofragem (Figura 4.24 b), no centro de cada tubo de confinamento, sendo posteriormente vertida calda de cimento no seu interior e simultaneamente selada a micro-estaca nos tubos de confinamento (Figura 4.24 c). A Figura 4.24 d) ilustra os modelos prontos.

### 4.4.1.3 Fabrico dos blocos (Fases II e III)

A preparação dos blocos de betão reforçados com micro-estacas, correspondentes à Fase II e Fase III, é ilustrada na Figura 4.25 e consistiu nas seguintes fases: (1) fabrico das micro-estacas e instrumentação; (2) montagem das cofragens e colocação da armadura da sapata; (3) betonagem dos blocos e dos provetes de ensaio; (4) carotagem dos blocos; (5) tratamento da superfície do furo; (6) posicionamento das micro-estacas nos furos; (7) selagem das micro-estacas; e (8) execução dos furos para colocação do confinamento.



a) Montagem das cofragens



b) Colocação da armadura dos blocos (Fase II)



c) Betonagem dos Blocos e provetes



d) Carotagem dos blocos



e) Tratamento dos furos - denteação



f) Furo com superfície indentada



g) Colocação das micro-estacas nos furos



h) Selagem das micro-estacas



i) Modelos concluídos (Fase II)



j) Modelos concluídos (Fase III)



k) Abertura de furos e colocação dos varões Dywidag para o confinamento dos blocos



l) Blocos confinados com pré-esforço lateral (ativo)

Figura 4.25 – Preparação dos blocos utilizados na Fase II e Fase III

Primeiramente procedeu-se à montagem da cofragem, constituída por elementos metálicos e de madeira para as divisórias, permitindo executar blocos com dimensões  $450 \times 450 \times 500 \text{ mm}^3$  (Figura 4.25 a). Para os blocos utilizados na Fase II foi colocada uma armadura inferior (Figura 4.25 b).

Após a montagem da cofragem e colocação das armaduras nos blocos (apenas na Fase II),

procedeu-se à betonagem destes e dos provetes para determinação da resistência à compressão e determinação do módulo de elasticidade (estático e dinâmico) (Figura 4.25 c).

Após 28 dias, foi realizada em cada bloco uma carotagem com o diâmetro e o comprimento de selagem pré-definidos (Figura 4.25 d). Para a carotagem dos furos foi utilizado um sistema de perfuração diamantado Hilti DD 250 e quatro coroas diamantadas com uma altura de 500 mm e diâmetros de 82 mm, 92 mm, 102 mm e 122 mm.

De seguida, procedeu-se ao tratamento da superfície do furo com escova de aço e, em alguns blocos, com a execução de denteação. Esta foi realizada com um equipamento especificamente concebido e construído para este trabalho (Figura 4.25 e).

Este equipamento é constituído por um veio descentrado e uma coroa diamantada na sua extremidade, permitindo a abertura nas paredes do furo de dentes com 15 mm de altura e 10 mm de profundidade. Este equipamento foi preparado para ser acoplado a uma caroteadora e para executar denteação em furos de 102 mm. A Figura 4.25 f) ilustra o aspeto final dos furos com superfície indentada. Nos blocos fabricados na Fase II, colocou-se na base de cada furo um disco de poliestireno extrudido com 5 mm de espessura (Figura 4.25 f)

Após o tratamento da superfície de alguns furos, as micro-estacas foram colocadas sobre duas cantoneiras e devidamente centradas nos furos (Figura 4.25 g). Finalmente, procedeu-se à selagem das micro-estacas com calda de cimento (Figura 4.25 h).

A Figura 4.25 i) e Figura 4.25 j) ilustram os modelos concluídos, respetivamente, da Fase II e Fase III.

Nos blocos previstos para serem confinados com pré-esforço lateral, procedeu-se à abertura de oito furos com 20 mm de diâmetro (Figura 4.25 k), quatro em cada uma das faces, e foram colocados oito varões Dywidag, os quais foram posteriormente pré-esforçados usando uma chave dinamométrica para atingir os níveis pretendidos. A Figura 4.25 l) ilustra o aspeto final dos blocos confinados.

Além dos procedimentos descritos anteriormente para o fabrico dos blocos, na Fase III foram igualmente executados furos para a colocação dos varões verticais de reforço. Foram utilizados varões nervurados de 16 mm de diâmetro (A400NR), selados com sistema de

injeção química Hilti HIT-RE 500 (HILTI, 2005).

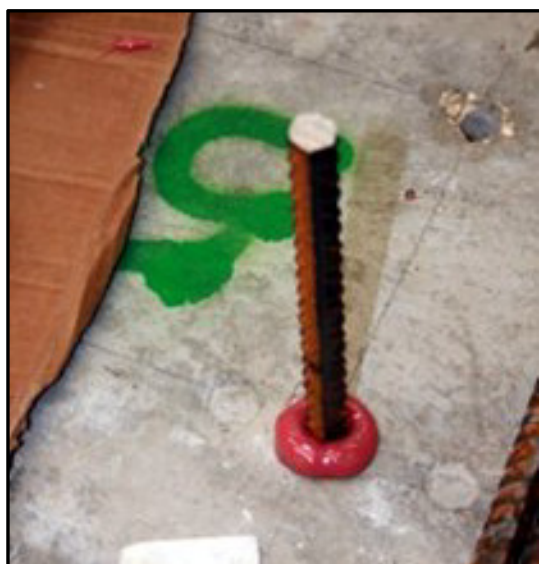
Inicialmente procedeu-se à abertura de quatro furos em cada bloco (Figura 4.26 a), com diâmetro de 20 mm, e à sua limpeza. Em cada um dos furos foi colocada a cola (Figura 4.26 b), por gravidade, até 2/3 da altura do furo, e aplicado o varão (Figura 4.26 c). A Figura 4.26 d) ilustra os blocos com o reforço concluído.



a) Abertura do furo



b) Injeção



c) Colocação do varão



d) Reforço concluído

Figura 4.26 – Reforço dos blocos da Fase III com ancoragem química Hilti HIT-RE 500

## 4.4.2 Instrumentação das micro-estacas

Com o objetivo de avaliar o mecanismo de transferência de carga na interface aço / calda, procedeu-se à instrumentação das micro-estacas distribuídas por cada uma das séries de ensaios. As micro-estacas foram instrumentadas com extensômetros resistivos TML FLK-6-11 ( $120\Omega$ ), colados aos pares, em geratrizes opostas dos tubos, para medir deformações axiais e deformações circunferenciais.

Nos ensaios de compressão realizados na Fase I, foram instrumentadas duas micro-estacas de tubos lisos, com comprimentos de selagem de 350 mm.

Nos ensaios de compressão realizados na Fase II, foram instrumentadas três micro-estacas de tubos lisos, com comprimentos de selagem de 200 mm, 275 mm e 350 mm.

Nos ensaios de tração realizados na Fase III, foram instrumentadas duas micro-estacas, uma de tubo liso e outra com tubo texturado, ambas com comprimento de selagem de 300 mm.

No Quadro 4.19 é apresentado um resumo das micro-estacas instrumentadas em cada uma das fases dos ensaios.

Quadro 4.19 – Modelos com micro-estacas instrumentadas nas diferentes fases do programa experimental

Fase	Modelos	$D_c, D_f$	$l_b$	Posicionamento dos extensômetros	
		(mm)	(mm)	Verticais $h_s$ (mm)	Horizontais $h_s$ (mm)
Fase I	PCC-PVC-19	101	350	20, 175, 330	--
	PCC-Aço-19	100	350	20, 175, 330	--
Fase II	BC-TL-1	102	200	20, 50, 175, 330, 330	20, 175, 330
	BC-TL-3	102	275	20, 50, 137.5, 225, 255	20, 137.5, 255
	BC-TL-15	102	350	20, 50, 100, 150, 180	20, 100, 180
Fase III	BT-TL-13	102	300	20, 150, 280	20, 150, 280
	BT-TT-17	102	300	20, 140, 280	20, 140, 280

$D_c$  - Diâmetro da calda;  $D_f$  - Diâmetro do furo;  $l_b$  - Comprimento de selagem;  $h_s$  - Profundidade do extensômetro medida desde a superfície da calda ou do bloco

Nas Figura 4.27, Figura 4.28 Figura 4.29 são ilustrados o esquema de instrumentação utilizado nas fases I, II e III.

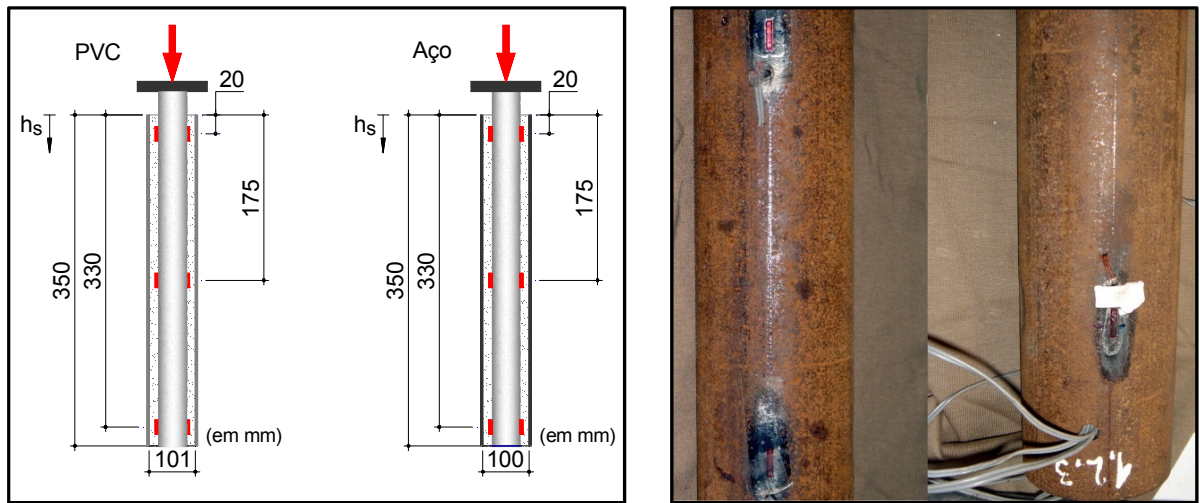
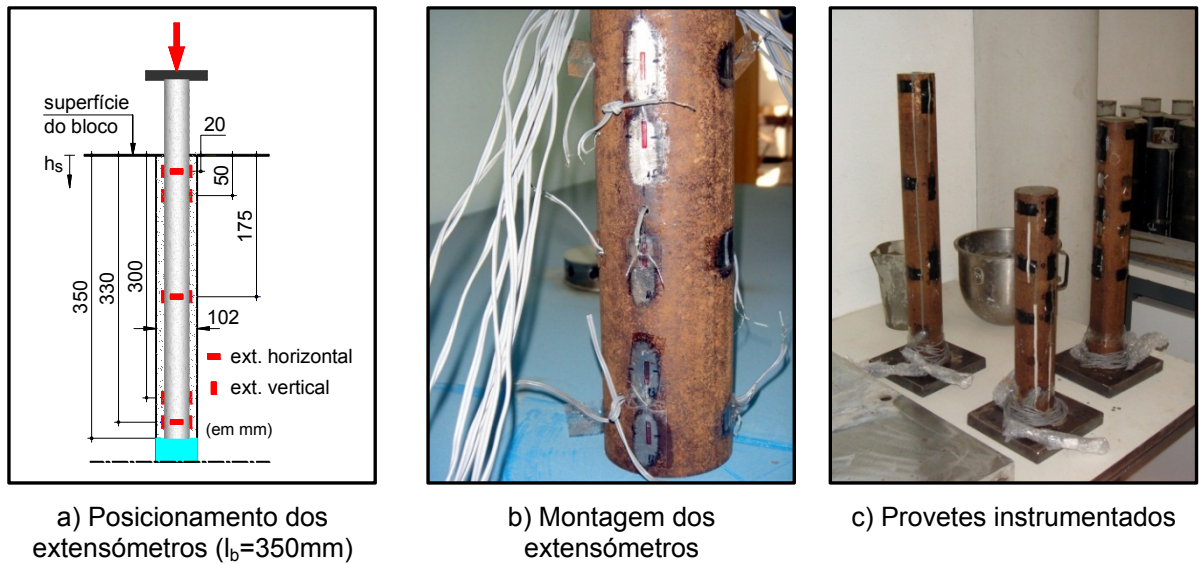


Figura 4.27 – Instrumentação das micro-estacas utilizadas na Fase I

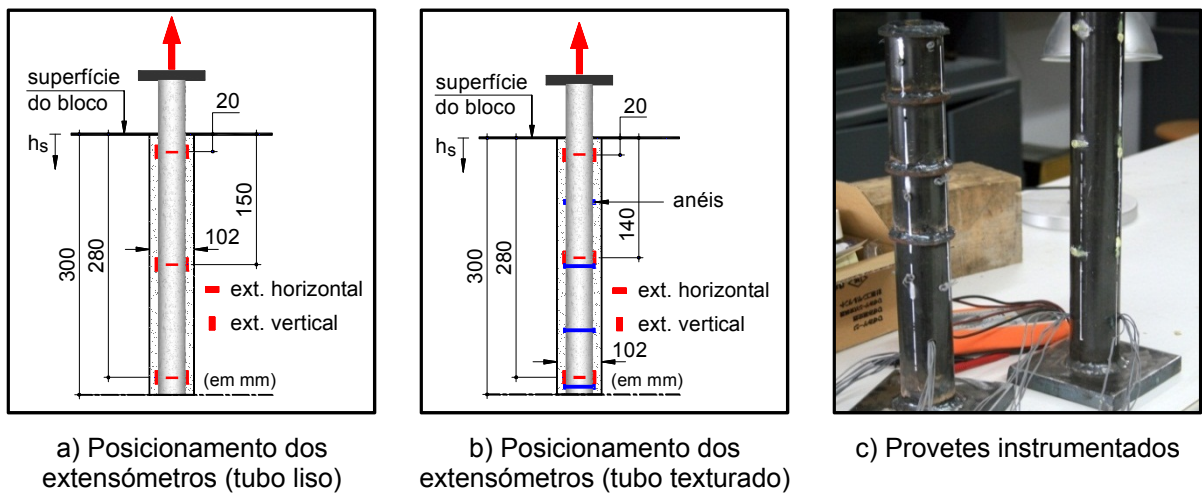


a) Posicionamento dos extensómetros ( $l_b=350\text{mm}$ )

b) Montagem dos extensómetros

c) Provetes instrumentados

Figura 4.28 – Instrumentação das micro-estacas utilizadas na Fase II



a) Posicionamento dos extensómetros (tubo liso)

b) Posicionamento dos extensómetros (tubo texturado)

c) Provetes instrumentados

Figura 4.29 – Instrumentação das micro-estacas utilizadas na Fase III

A leitura dos extensómetros colocados na vertical permite avaliar, em cada instante, a carga suportada pela micro-estaca, a uma determinada profundidade, através da expressão (4.13):

$$P = \Delta \varepsilon_a \cdot (EA)_m \quad (4.13)$$

em que  $P$  é a carga axial aplicada;  $\Delta \varepsilon_a$  é a variação da deformação axial medida entre dois pontos; e  $(EA)_m$  é a rigidez axial da micro-estaca.

Com base nas extensões registadas na rotura dos extensómetros verticais colocados a uma profundidade de 20 mm da superfície do bloco, foi obtida uma estimativa da rigidez axial da micro-estaca,  $(EA)_m$ . Este valor foi comparado com o valor teórico obtido pela expressão (4.8) (ver secção 4.3.4).

A rigidez axial pode ser igualmente utilizada para obter uma estimativa da deformação elástica do troço micro-estaca acima dos blocos e desta forma corrigir os deslocamentos medidos durante os ensaios.

Com base na teoria da elasticidade, o alongamento entre o ponto de aplicação da carga e a superfície do bloco pode ser determinado expressão (4.14):

$$\Delta L = \frac{P \cdot l_1}{(EA)_m} \quad (4.14)$$

em que  $\Delta L$  é o alongamento elástico (em mm);  $P$  é a carga axial aplicada (em kN);  $l_1$  é o comprimento exposto da micro-estaca (em mm); e  $(EA)_m$  é a rigidez axial da micro-estaca (em kN).

A relação entre as extensões circunferenciais e axiais permite obter uma estimativa do coeficiente de Poisson,  $\nu$ , a determinada profundidade, a partir da expressão (4.15):

$$\varepsilon_c = -\nu \cdot \varepsilon_a \quad (4.15)$$

em que  $\varepsilon_c$  é a extensão transversal; e  $\varepsilon_a$  é a extensão axial.



### 4.4.3 Esquema de ensaio

O esquema de ensaio utilizado em cada uma das fases da investigação foi adotado em função dos objetivos e dos equipamentos disponíveis nos laboratórios do DEC da FCTUC.

A Figura 4.30 a) ilustra o esquema utilizado para os ensaios da Fase I. As cargas foram aplicadas utilizando uma prensa universal Servosis, com capacidade de 60 tf. Para medir a carga aplicada foram utilizadas células de carga TML CLC-50. Para medir o deslocamento relativo entre a base do prato da micro-estaca e a superfície do bloco foram utilizados dois transdutores TML CDP-25. Para a realização do ensaio, os provetes foram colocados sobre um prato metálico com 40 mm de espessura e um furo central com 64 mm de diâmetro, de modo a permitir o deslizamento da micro-estaca durante o carregamento (Figura 4.30 b).

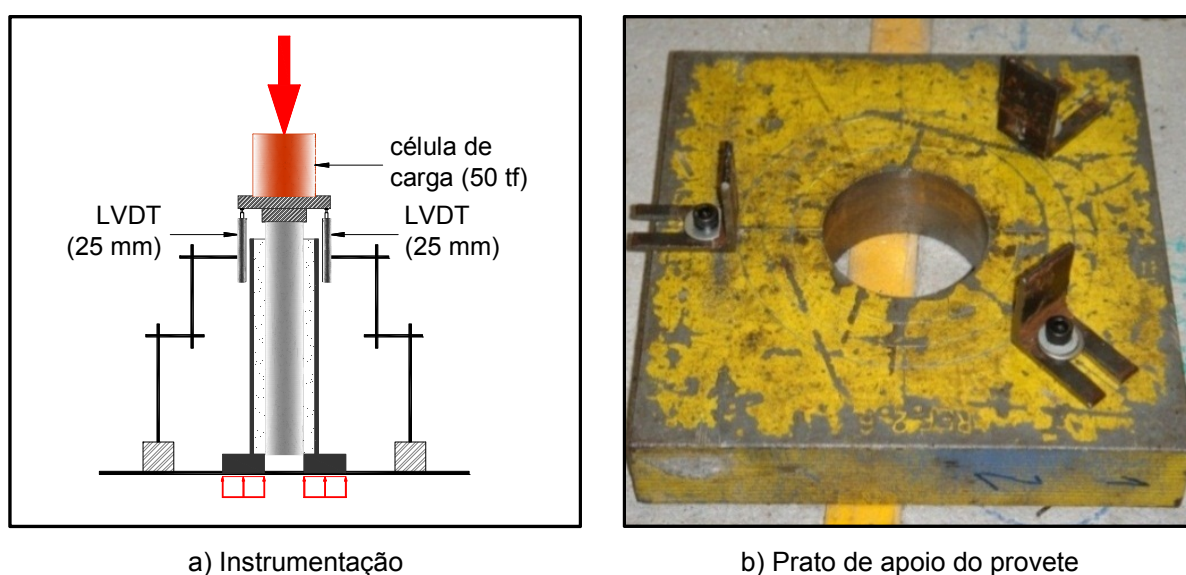


Figura 4.30 – Esquema de ensaio utilizado na Fase I

A Figura 4.31 ilustra o esquema de ensaio utilizado para os ensaios da Fase II. As cargas foram aplicadas utilizando uma prensa universal AMSLER, com uma capacidade de 500 tf. Para medir a carga aplicada foram utilizadas células de carga TML CLC 50 e CLC-100. Para medir o deslocamento relativo entre a base do prato da micro-estaca e a superfície do bloco foram utilizados dois transdutores TML CDP-25, com curso de 25 mm. Nos ensaios com blocos confinados, para medir a força nos varões Dywidag, foram utilizadas (apenas numa direção por limitação de espaço na prensa de ensaio) quatro células de carga TML CLC-10.

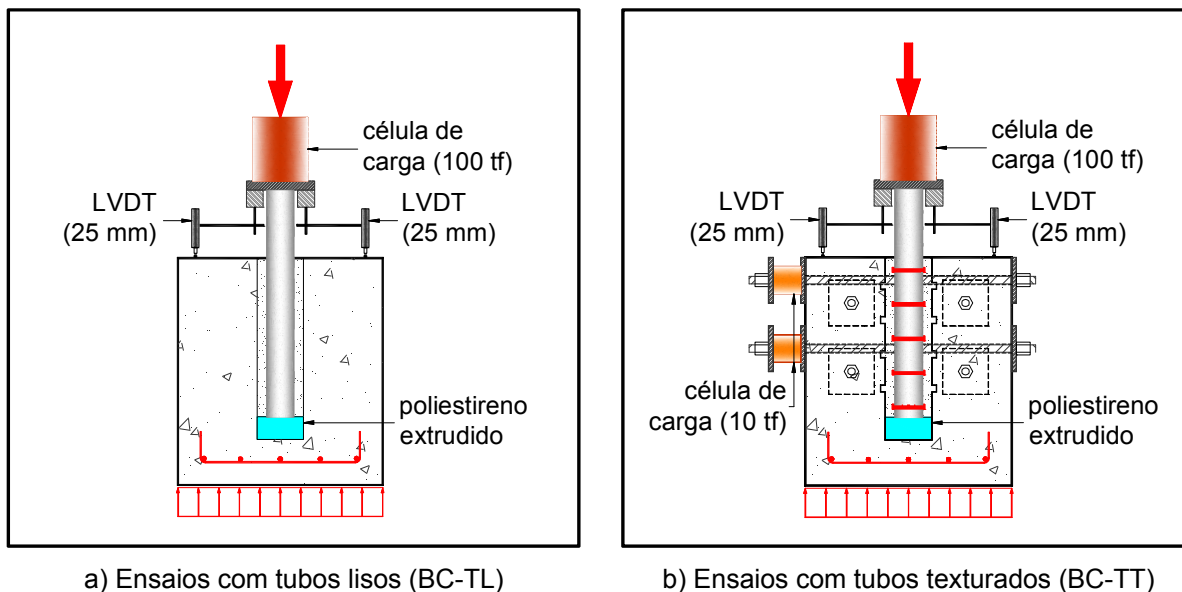


Figura 4.31 – Esquema de ensaio utilizado na Fase II

A Figura 4.32 ilustra o esquema de ensaio utilizado para os ensaios da Fase III. O equipamento utilizado para efetuar o carregamento nos ensaios de tração foi um atuador hidráulico Servosis de 100 tf e 300 mm de curso (CH4-SB/100-C300), ligado a um pórtico de carga. O sistema de arranque da micro-estaca consistiu em duas barras, de dimensões  $60 \times 80 \text{ mm}^2$  (ver 4.32 a) e Figura 4.32b), colocadas na parte inferior da chapa na cabeça da micro-estaca, ligadas ao prato do atuador. A reação foi conseguida por um sistema de vigas metálicas colocadas em grelha, constituído por perfis IPE 300 e por dois perfis UPE 180 soldados (ver Figura 4.32 b). As vigas transversais foram ancoradas à laje de fundo através de um conjunto de quatro varões Dywidag com 40 mm de diâmetro. A carga aplicada pelo atuador foi medida com a célula de carga do sistema e através de quatro células de cargas, (células 1 a 4 da Figura 4.32 d) colocadas entre as chapas, na parte superior dos varões de ancoragem. A célula 5 (ver Figura 4.32 b) foi utilizada para aferir o ajuste do sistema de arranque e o grupo hidráulico. Nos ensaios com blocos confinados, para medir a força nos varões de confinamento, foram utilizadas quatro células de carga (células 6 a 9 da Figura 4.32 c) TML CLC-10. O posicionamento dos LVDT's utilizados é ilustrado na Figura 4.32 d). Para medir o deslocamento relativo entre a base da chapa na cabeça da micro-estaca e a superfície do bloco, foram utilizados dois transdutores TML CDP-25 (LVDT's 1 e 2). Para medir a deformação nos varões do sistema de arranque, foram utilizados dois transdutores TML CDP-5 (LVDT's 3 e 4 da Figura 4.32 a). Para medir a deformação das vigas de reação, foram utilizados dois transdutores TML CDP-10 (LVDT's 5 e 6 da Figura 4.32 d).

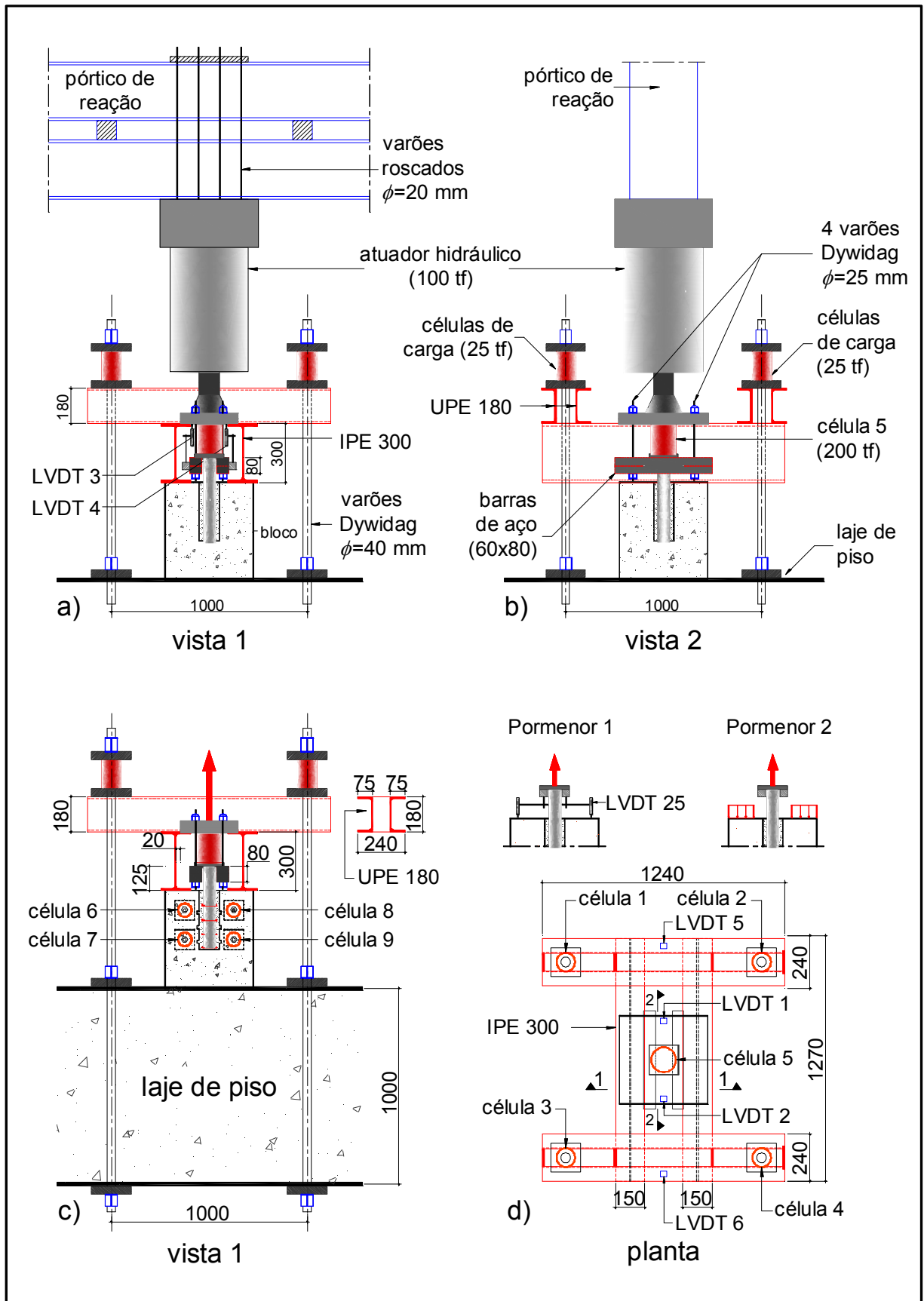


Figura 4.32 – Esquema de ensaio utilizado na Fase III

## 4.4.4 Planeamento e execução dos ensaios teste

### 4.4.4.1 Introdução

Antes da realização das diferentes séries de ensaio procedeu-se à realização de ensaios teste para verificar procedimentos, e.g. velocidade de ensaio e modo de aplicação da carga (controlo de força ou controlo de deslocamento), e para calibrar os aparelhos de medida.

Para a Fase II foram realizados dois ensaios de compressão com micro-estacas seladas em blocos de betão com dimensões  $450 \times 450 \times 500 \text{ mm}^3$ . Estes ensaios foram realizados antes da betonagem da Fase II, utilizando modelos iguais aos previamente idealizados. Para o fabrico dos blocos, e de dois provetes cúbicos de 150 mm de aresta, foi utilizado um betão da classe C20/25. Após sete dias de cura, foram realizados furos por carotagem, com 102 mm de diâmetro e comprimentos de selagem de 350 e 250 mm. As micro-estacas foram fabricadas com tubos API N80 com 60 mm de diâmetro e 6.0 mm de espessura. Doze dias após a betonagem foi realizada a selagem das micro-estacas com a mesma calda adotada para o presente estudo. Os ensaios foram realizados 28 dias após a betonagem. O valor nominal da resistência do betão aos 28 dias foi de 32.3 MPa.

Um dos parâmetros que se pretendia definir através dos ensaios teste era a velocidade de realização do ensaio. Assim, um dos blocos foi ensaiado (carga seguida de descarga) considerando três velocidades crescentes, de 0.01 mm/s, 0.025 mm/s e 0.05 mm/s, tendo-se limitado a carga máxima a 60 kN, de modo a garantir que o carregamento se realizava em fase linear elástica.

Na Figura 4.33, apresentam-se as curvas carga / deslocamento para as velocidades consideradas. Da análise dos resultados, verifica-se que os diagramas obtidos para as três situações são praticamente coincidentes. Foram igualmente comparadas as leituras obtidas com a célula de carga utilizada e com a célula de carga da prensa, tendo-se verificando que os valores obtidos eram equivalentes, com erros inferiores a 3%. Inicialmente, para os ensaios com tubos lisos realizados na Fase II adotou-se uma velocidade de 0.05 m/s. Após a realização destes ensaios e atendendo a que o tempo de realização de cada um era reduzido decidiu-se adotar uma velocidade inferior de 0.025 m/s, permitindo desta forma obter um

maior número de leituras.

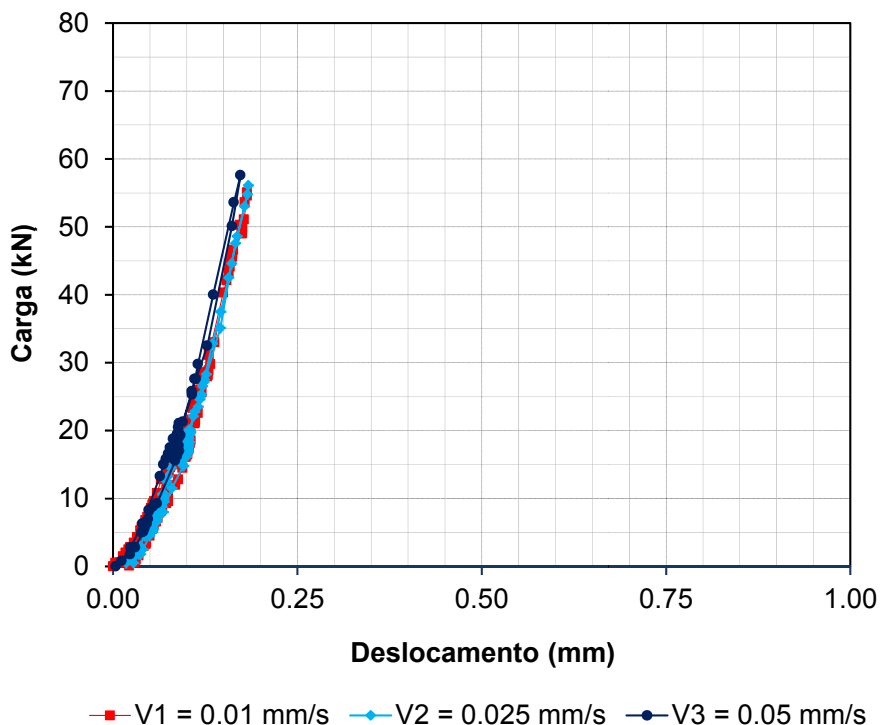


Figura 4.33 – Curva carga / deslocamento para diferentes velocidades de ensaio.

Na Figura 4.34 estão ilustrados as curvas carga / deslocamento dos dois ensaios teste, realizados em micro-estacas seladas em blocos de betão, submetidas a esforços de compressão.

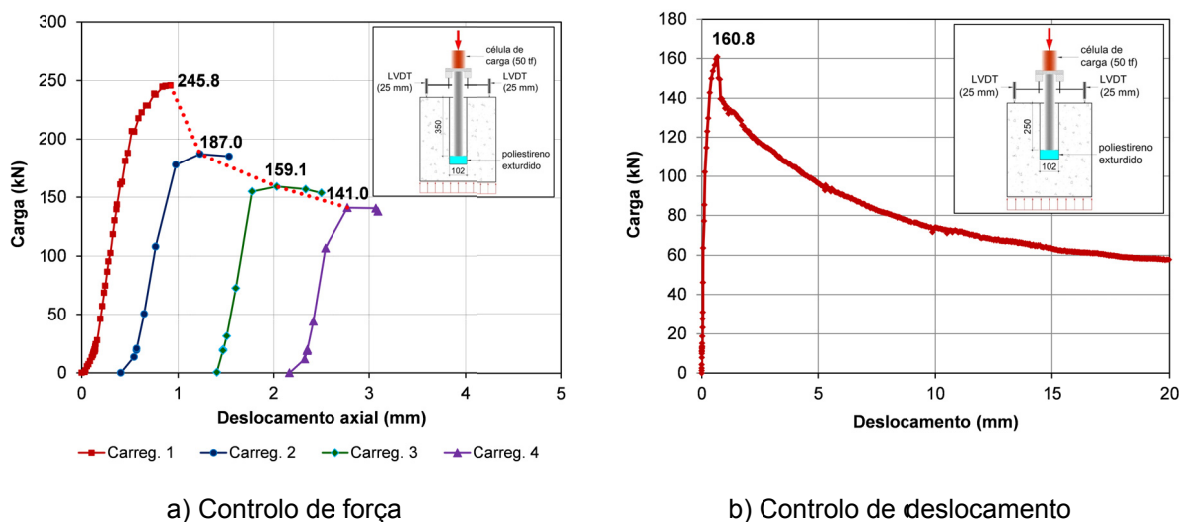


Figura 4.34 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios teste (Fase II)

O primeiro ensaio (ver Figura 4.34 a) foi realizado com controlo de força, 10 kN/s, até à

rotura da ligação. Após a rotura da ligação, o provete foi recarregado mais três vezes (carregamentos 2, 3 e 4) com o objetivo de obter um valor residual da capacidade da ligação. O segundo ensaio, ilustrado na Figura 4.34 b) foi realizado com controlo de deslocamento 0.05 mm/s até um deslocamento de 20 mm. Face aos resultados obtidos com os ensaios teste, decidiu-se realizar os ensaios das fases I a III, sempre com controlo de deslocamentos para, entre outras razões, se obter a capacidade residual da ligação, i.e., após a rotura numa das interfaces.

Para os ensaios teste de micro-estacas solicitadas à tração foram utilizados dois blocos fabricados na Fase II, com micro-estacas de tubos lisos seladas em furos com 102 mm de diâmetro, e com comprimentos de selagem de 350 mm. Na Figura 4.35 é ilustrada a curva carga / deslocamento obtida no ensaio teste, BT-TL-Teste 1.

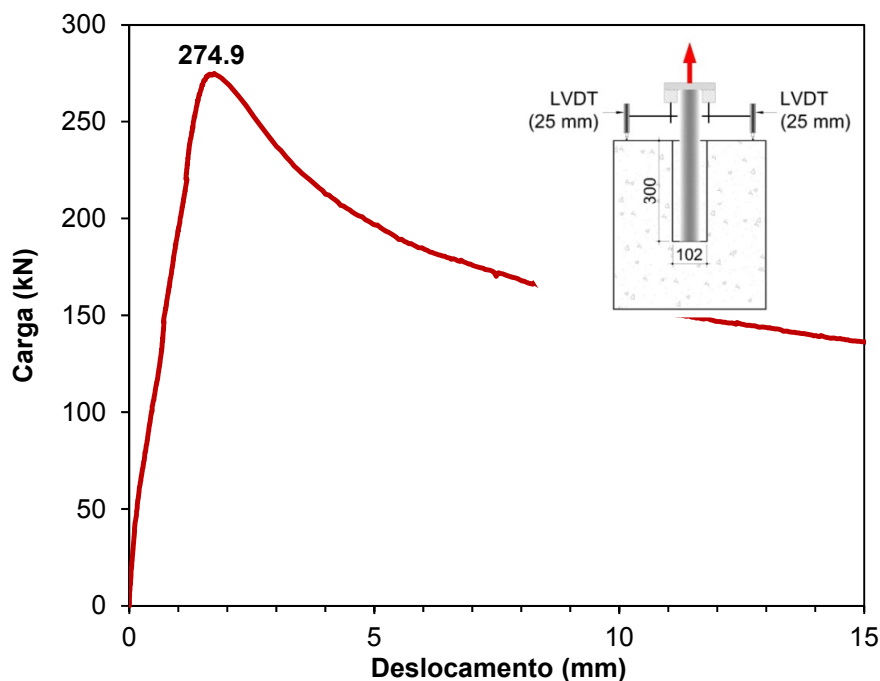


Figura 4.35 – Curva carga / deslocamento obtida no ensaio teste BT-TL-Teste 1 (Fase III)

Os ensaios foram realizados com controlo de deslocamento (0.025 m/s). O valor da carga máxima obtido no BT-TT-Teste 2 foi semelhante ao valor obtido no ensaio teste 1 ( $P_{\text{máx}}=283.9$  kN). O comportamento da ligação foi igual ao observado no ensaio teste de compressão realizado com controlo de deslocamento. O sistema idealizado para estes ensaios foi eficaz e as células de carga (células 1,2,3 e 4 na Figura 4.32 d) registaram valores muito próximos do valor obtido pela célula do atuador.

#### 4.4.4.2 Procedimento e execução dos ensaios

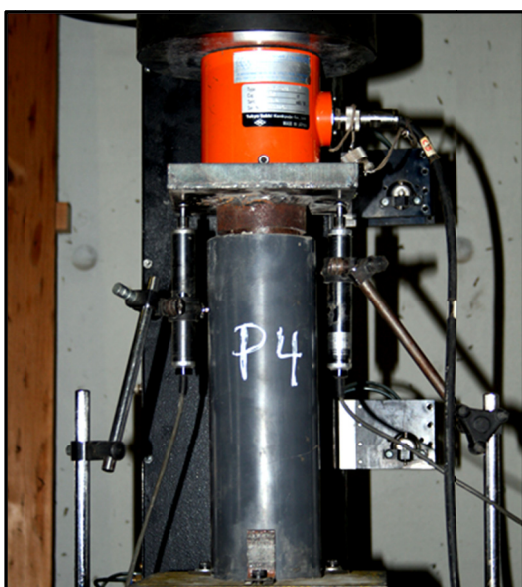
A Figura 4.36 ilustra o procedimento dos ensaios realizados na Fase I. Primeiramente, os provetes eram colocados no prato de fundo e, posteriormente, no centro da prensa de ensaio (Figura 4.36 a). Os dispositivos de medida de carga e de deslocamentos eram ligados a um *data logger* TML TDS 303 (Figura 4.36 b). Finalmente, procedia-se ao carregamento das micro-estacas até atingir um deslocamento aproximado de 15 mm (Figura 4.36 c) e Figura 4.36 d).



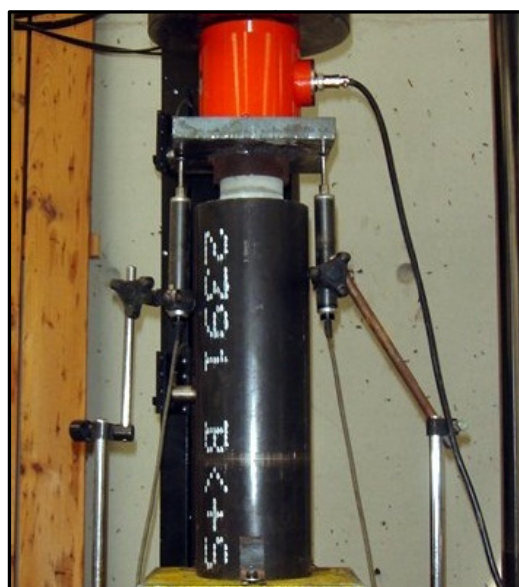
a) Colocação do provete no prato de fundo



b) Ligação dos extensômetros ao *data logger*



c) Confinamento com tubo de PVC



d) Confinamento com tubo de aço

Figura 4.36 – Ensaio realizados na Fase I

A Figura 4.37 ilustra os ensaios realizados na Fase II. Inicialmente, os modelos eram colocados e centrados na prensa de ensaio, com o auxílio de uma empilhadora. Após a colocação dos blocos na prensa de ensaio, eram colocados os aparelhos de medida (uma

célula de carga e dois LVDT's) e efetuada a sua ligação ao *data logger*. Finalmente, procedia-se ao carregamento das micro-estacas até atingir um deslocamento aproximado de 15 mm.



a) Ensaio com micro-estaca de tubo liso



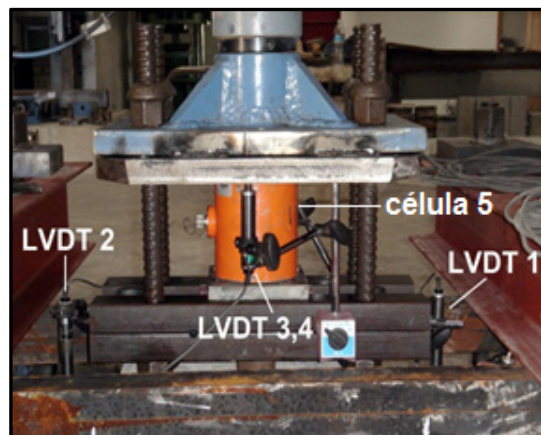
b) Ensaio com micro-estaca de tubo texturado

Figura 4.37 – Ensaios realizados na Fase II

A Figura 4.38 ilustra o procedimento adotado nos ensaios da Fase III. Primeiramente, os modelos eram colocados e centrados na zona de ensaio. De seguida, procedia-se à montagem das vigas de reação e de todo o sistema de arranque (Figura 4.38 a). Após a colocação dos blocos na zona de ensaio, eram colocados os aparelhos de medida (cinco células de carga e seis LVDT's) e efetuada a sua ligação ao aparelho de aquisição de dados (Figura 4.38 b), Figura 4.38 c) e Figura 4.38 d). Finalmente, procedia-se à realização do ensaio, com controlo de deformação, até atingir um deslocamento aproximado de 15 mm (Figura 4.38 e f).



a) Montagem do ensaio



b) Aparelhos de medida

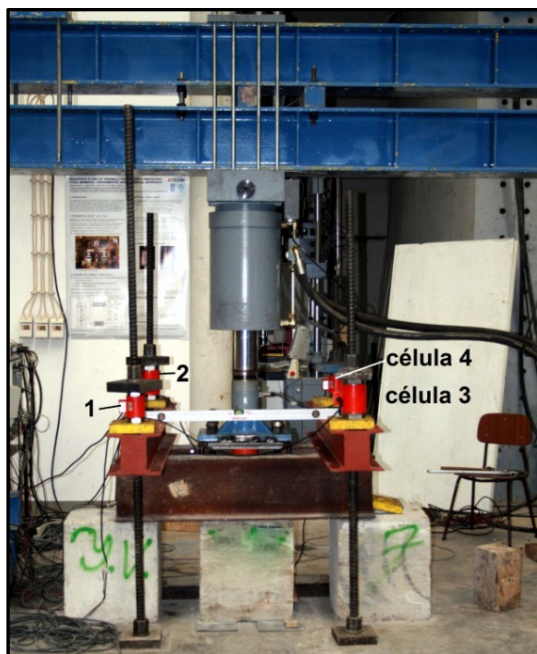




c) Aparelhos de medida



d) Ligação dos extensómetros ao *data logger*



e) Ensaio com micro-estaca de tubo liso



f) Ensaio com micro-estaca de tubo texturado

Figura 4.38 – Ensaio realizados na Fase III



# Capítulo 5

## Comportamento à Compressão da Ligação Micro-Estaca/Calda/Fundação

### 5.1 Introdução

Neste capítulo são tratados os resultados dos ensaios realizados em micro-estacas submetidas a esforços de compressão, seladas em tubos de PVC (Fase I), em tubos de aço (Fase I) e em blocos de betão armado (Fase II). O Quadro 5.1 apresenta uma descrição resumida dos ensaios.

Quadro 5.1 – Descrição dos modelos submetidos a ensaios de compressão

<i>Fase</i>	<i>Modelos</i>	<i>Nº de ensaios</i>	<i>Descrição</i>
<i>Fase I</i>	<i>PCC-PVC</i>	<i>19</i>	<i>Micro-estacas de tubos lisos seladas em tubos de PVC</i>
	<i>PCC-Aço</i>	<i>19</i>	<i>Micro-estacas de tubos lisos seladas em tubos de aço</i>
<i>Fase II</i>	<i>BC-TL</i>	<i>15</i>	<i>Micro-estacas de tubos lisos seladas em blocos de betão armado</i>
	<i>BC-TT</i>	<i>18</i>	<i>Micro-estacas de tubos texturados seladas em blocos de betão armado</i>

Na secção 5.2, são inicialmente apresentados e discutidos os resultados obtidos nos ensaios realizados com provetes instrumentados (secção 5.2.1). Seguidamente são ilustrados e descritos os modos de rotura observados (secção 5.2.2). Na secção 5.2.3, são apresentados os resultados, em termos de valores médios, obtidos para cada par de ensaios com as mesmas características. Finalmente, na secção 5.2.4, são apresentadas as respetivas curvas carga / deslocamento. Os resultados individuais de cada ensaio e as respetivas curvas carga / deslocamento são apresentados no Anexo C.

Na secção 5.3 é discutido o comportamento geral das ligações (secção 5.3.1.1), com tubos lisos e texturados, e avaliada a influência dos seguintes parâmetros na tensão de rotura da aderência (secção 5.3.1.2): diâmetro do furo, comprimento de selagem, rugosidade da

superfície do furo, textura da micro-estaca e confinamento passivo e ativo.

Na secção 5.4, os resultados do presente estudo são confrontados com outros estudos e com os regulamentos de betão armado analisados na secção 3.2.2, o EC2 (2010) e o ACI 318 (2008).

Na secção 5.5, são apresentadas as principais conclusões obtidas através da análise dos resultados dos ensaios realizados com micro-estacas, de tubos lisos e texturados, sujeitas a esforços de compressão.

Para cada um dos ensaios realizados foi registada a carga máxima, definida como a carga máxima obtida em cada ensaio, e o correspondente deslocamento axial. A partir dos valores lidos, obteve-se uma curva média carga / deslocamento. Com base nas curvas carga / deslocamento obtidas foi determinada a rigidez inicial e a rigidez secante e definido o valor da capacidade residual da ligação. Foi determinada, igualmente a ductilidade da ligação com base nos deslocamentos correspondentes à carga máxima e de cedência. Para os ensaios realizados com micro-estacas de tubos texturados, e confinados com pré-esforço lateral, foi monitorizada a força em cada varão de confinamento.

## **5.2 Resultados**

### **5.2.1 Provetes instrumentados**

Nesta secção, são apresentados os resultados obtidos com os provetes instrumentados. No Quadro 5.2 são apresentadas as características dos modelos com micro-estacas instrumentadas aqui analisados.

É apresentada a tendência observada nos ensaios realizados com micro-estacas de tubos lisos reutilizados, seladas em blocos de betão (ensaio BL-TL-15) e faz-se uma comparação com os resultados obtidos nos ensaios realizados com micro-estacas instrumentadas, seladas em tubos de PVC (ensaio PCC-PVC-19) e de aço (ensaio PCC-Aço-19). O objetivo principal da instrumentação das micro-estacas foi quantificar o mecanismo de transferência de carga ao

longo do comprimento de selagem e, com base nos resultados obtidos, determinar a rigidez axial da micro-estaca e confrontá-la com a rigidez teórica determinada na secção 4.3.4.

Quadro 5.2 – Modelos analisados com micro-estacas instrumentadas

Fase	Modelos	Armadura	$D_c, D_f$ (mm)	$l_b$ (mm)	Profundidade dos extensómetros	
					Verticais, $h_s$ (mm)	Horizontais, $h_s$ (mm)
Fase I	PCC-PVC-19	Tube liso	101	350	20, 175, 330	--
	PCC-Aço-19	Tube liso	100	350	20, 175, 330	--
Fase II	BC-TL-15	Tube liso + varão	102	350	20, 50, 100, 150, 180	20, 100, 180

$D_c$  – Diâmetro da calda;  $D_f$  – Diâmetro do furo;  $l_b$  – Comprimento de selagem;  $h_s$  – Profundidade do extensómetro medida desde a superfície

Na Figura 5.1 são apresentadas as curvas carga / deslocamento obtidos nos ensaios aqui descritos. Os valores obtidos da capacidade de carga de cada um dos modelos ensaiados foram inferiores aos valores obtidos em ensaios equivalentes realizados sem instrumentação: 60 % no ensaio PCC-PVC-19, 20 % no ensaio PCC-Aço-19, e 55 % no ensaio BC-TL-15. Estes valores eram expectáveis atendendo à quantidade de extensómetros colocados na interface e à consequente diminuição da superfície de contacto tubo / calda (16 extensómetros no ensaio BT-TL-15 e 6 nos ensaios PCC-PVC-19 e PCC-Aço-19).

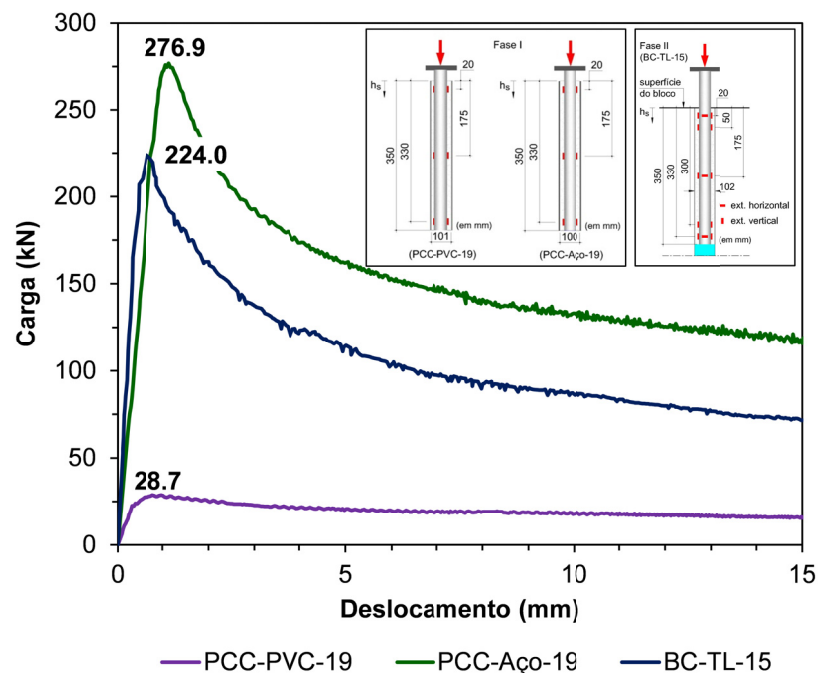
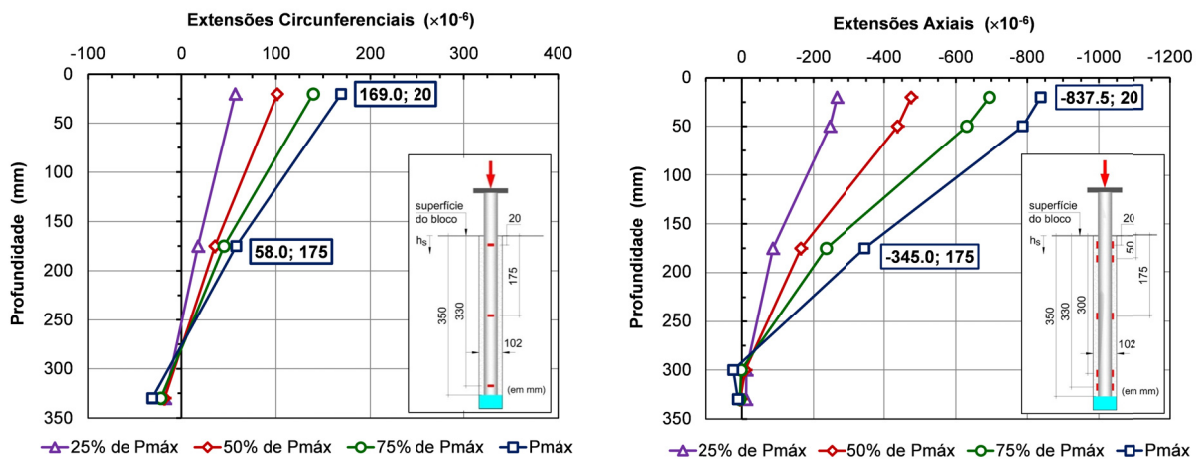


Figura 5.1 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios realizados, na Fase I e Fase II, com modelos instrumentados

Da análise da Figura 5.1 observa-se que as curvas carga / deslocamento obtidas são similares.

Cada curva consiste num tramo linear até se atingir 70 – 90% da carga de rotura, seguido de um tramo não-linear até à rotura. A rigidez inicial aumenta com o nível de confinamento, sendo mais elevada para os ensaios realizados com blocos de betão. Após a rotura, verifica-se uma queda acentuada da resistência até se atingir, para deslocamentos mais elevados, um valor residual constante. A carga residual representa aproximadamente 40 a 60 % da carga máxima.

A Figura 5.2 mostra a variação das extensões, circunferenciais e axiais, na interface aço / calda, com a profundidade, obtida no ensaio BC-TL-15 realizado na Fase II. Apresentam-se os resultados correspondentes à variação das extensões para vários níveis de carregamento e as extensões correspondentes à carga máxima ( $P_{máx}$ ). Da análise da Figura 5.2, verifica-se um decréscimo das extensões em profundidade de uma forma aproximadamente linear, indicando que a transferência de carga é realizada ao longo de todo o comprimento de selagem. Esta tendência verificou-se igualmente nas micro-estacas com comprimentos de selagem de 275 mm e de 200 mm.



a) Extensões circunferenciais

b) Extensões axiais

Figura 5.2 – Variação das extensões em profundidade (modelo BC-TL-15)

No Quadro 5.3 são apresentados os valores estimados do coeficiente de Poisson com base na relação extensão circunferencial / extensão axial ( $\varepsilon_c / \varepsilon_a$ ) medida na interface aço / calda para a carga máxima obtida. Verifica-se que o coeficiente de Poisson decresce em profundidade, na medida em que depende do confinamento conferido pelo bloco de betão armado, corroborando os resultados obtidos por outros autores (Bentler e Yankey, 2006).

Quadro 5.3 – Estimativa do coeficiente de Poisson

Profundidade ( $h_s$ ) (mm)	Extensão transversal ( $\epsilon_c$ ) ( $\times 10^{-6}$ )	Extensão vertical ( $\epsilon_a$ ) ( $\times 10^{-6}$ )	Coefficiente de Poisson ( $\nu = -\epsilon_c / \epsilon_a$ )
20	169.0	-837.5	0.20
175	58.0	-345.0	0.17

Na Figura 5.3 é ilustrada a variação das extensões axiais e transversais com o carregamento. Da observação da Figura 5.3, verifica-se que a carga é transferida ao longo do comprimento de selagem de uma forma aproximadamente linear. Como consequência destes resultados, a tensão de aderência vai igualmente variando ao longo deste comprimento, desde um valor máximo junto ao topo, até um valor mínimo junto à base da micro-estaca. No caso do extensômetro superior, verifica-se que, após a rotura, parte das extensões permanecem na micro-estaca, e a rigidez axial varia consideravelmente. Isto significa que, após a rotura, ocorre uma degradação da interface e os valores lidos nos extensômetros deixam de ter significado.

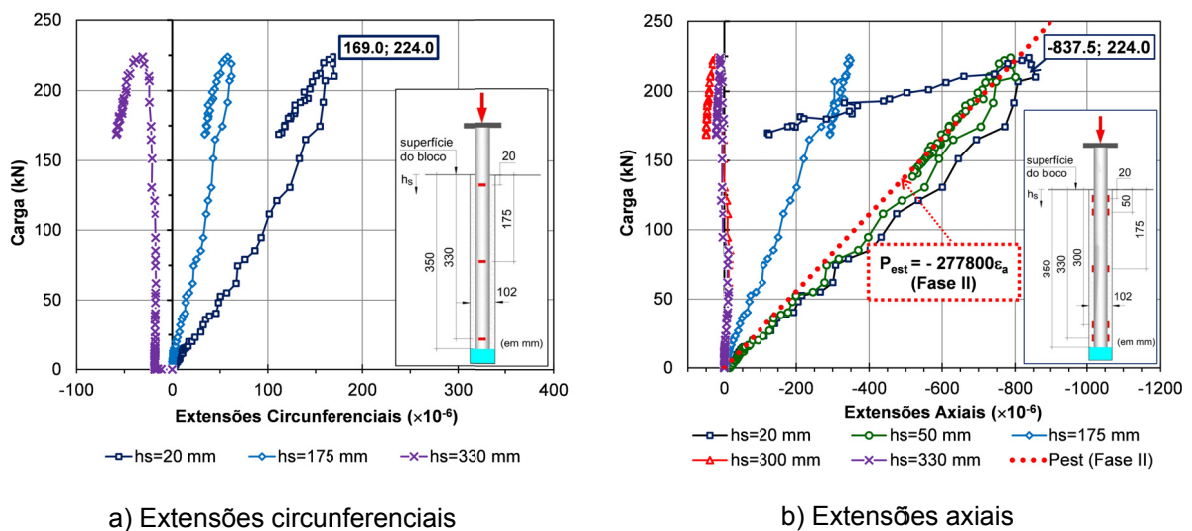


Figura 5.3 – Variação das extensões com a carga aplicada (Ensaio BC-TL-15)

A Figura 5.4 ilustra os resultados obtidos na instrumentação de micro-estacas, seladas em tubos de PVC, tubos de aço e em blocos de betão armado. A tendência dos resultados obtidos com micro-estacas seladas em tubos de PVC e de aço acompanha a verificada para as micro-estacas seladas em blocos de betão.

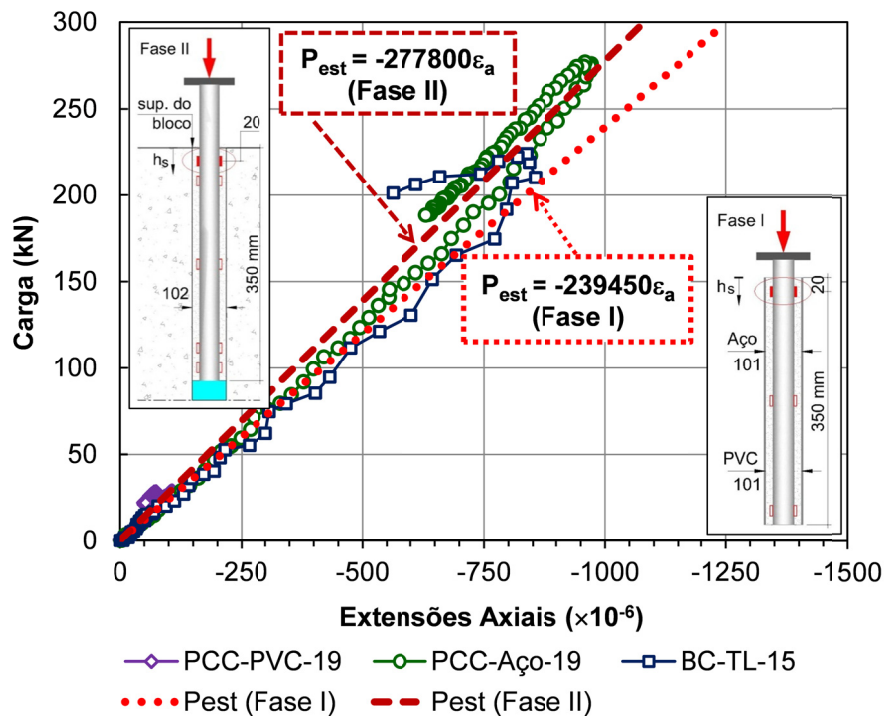


Figura 5.4 – Curvas carga / extensão axial obtidas nos modelos instrumentados na Fase I e Fase II

No Quadro 5.4 são apresentados os resultados dos modelos instrumentados, ensaiados na Fase I e na Fase II, bem como a carga estimada,  $P_{est}$ , obtida a partir das extensões verticais e da rigidez axial teórica da micro-estaca (ver secção 4.3.4). A carga  $P^*$  apresentada no Quadro 5.4, foi obtida a partir da carga máxima registada durante o ensaio admitindo uma variação linear da carga ao longo do comprimento de selagem.

Quadro 5.4 – Resultados obtidos e estimados dos modelos instrumentados analisados

Ensaio	Geometria		Valores lidos		Valores estimados		
	$D_c$ (mm)	$l_b$ (mm)	$P_{máx}$ (kN)	$\epsilon_a$ ( $\times 10^{-6}$ )	$P^*$ ( $h_s=20\text{mm}$ ) (kN)	$(EA)_m$ (kN)	$P_{est}$ ( $h_s=20\text{mm}$ ) (kN)
PCC-PVC-19	101	350	28.7	-107.8	27.1	239450	25.8
PCC-Aço-19	100	350	276.9	-968.6	261.1	239450	231.9
BC-TL-15	102	350	224.0	-837.5	211.2	277800	232.7

$D_c$  - Diâmetro da calda;  $l_b$  - Comprimento de selagem;  $P_{máx}$  - Carga máxima;  $\epsilon_a$  - Extensão axial;  $P_{est}$  - Carga estimada;  $(EA)_m$  - Rigidez axial da micro-estaca

A carga estimada,  $P_{est}$ , a uma profundidade de 20 mm, apresenta uma diferença relativamente aos valores lidos de: 5 % para o ensaio PCC-PVC-19; 11 % para o ensaio PCC-Aço-19; e 9 % para ensaio BC-TL-15. Esta diferença, embora aceitável, pode ser devida em parte ao facto de a espessura dos tubos utilizados não ser rigorosamente constante



afetando, conseqüentemente, o cálculo da rigidez axial teórica.

Da análise dos resultados apresentados anteriormente, ficou claro que a tensão de aderência não é uniforme ao longo do comprimento de selagem. Contudo, com o objetivo de discutir e comparar os resultados obtidos, nos pontos seguintes assume-se um valor constante da tensão de aderência ao longo do comprimento de selagem considerado, considerando desta forma um modelo da tensão de aderência uniforme (*uniform bond stress model*).

## 5.2.2 Modos de rotura

Na Figura 5.5 apresenta-se a rotura observada nos ensaios com micro-estacas de tubos lisos seladas em tubos de PVC e de aço. Observou-se uma fendilhação radial da calda, apresentando 3 a 4 fendas, visível tanto na superfície como na base dos provetes, iniciando fendilhação longitudinal, ao longo de todo o comprimento de selagem.



a) Micro-estaca selada em tubos de PVC



b) Micro-estaca selada em tubos de aço

Figura 5.5 – Fendilhação radial da calda observada nos ensaios realizados na Fase I

As roturas observadas nos ensaios realizados na Fase II foram condicionadas pela textura da micro-estaca (tubo liso ou texturado), pela rugosidade da superfície do furo (superfície rugosa ou indentada) e pelo confinamento lateral (ativo).

Nos ensaios realizados com micro-estacas de tubos lisos, a rotura verificou-se sempre na interface aço / calda. Esta rotura foi confirmada em todos os modelos ensaiados, através da

comparação do comprimento exposto da micro-estaca, inicial e final. Observou-se um mecanismo de rotura misto, consistindo na fendilhação longitudinal da calda (*splitting failure*) e consequente deslizamento da micro-estaca. A Figura 5.6 ilustra o tipo de rotura observada nos ensaios à compressão de micro-estacas de tubos lisos seladas em blocos de betão. Em nenhum dos ensaios foi visível fendilhação na superfície dos blocos.

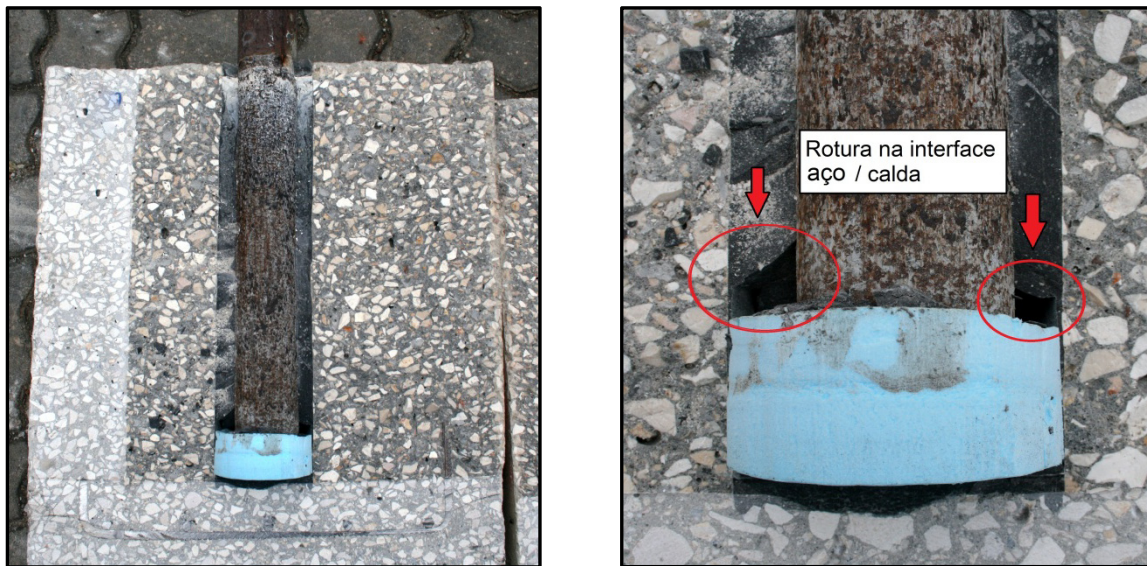


Figura 5.6 – Rotura típica observada nos ensaios realizados na Fase II, com micro-estacas de tubos lisos

Nos ensaios realizados na Fase II, com micro-estacas de tubos texturados e blocos confinados, a rotura foi condicionada pela rugosidade da superfície do furo (superfície lisa e indentada). Nos blocos com furos de superfície indentada e não confinados, a rotura foi condicionada pela resistência à tração do betão. Na Figura 5.7 são ilustrados os modos de rotura observados nos ensaios realizados com micro-estacas de tubos texturados. Foram observados três modos de rotura: (1) rotura na interface calda / betão, nos ensaios realizados com micro-estacas seladas em furos com superfície rugosa (Figura 5.7 a); (2) rotura do bloco de betão armado (rotura monolítica), nos ensaios realizados com micro-estacas seladas em furos com superfície indentada e blocos sem confinamento (Figura 5.7 b); (3) rotura mista nas interfaces aço / calda (com corte e esmagamento da calda abaixo dos anéis) e calda / betão, nos ensaios realizados com micro-estacas seladas em furos com superfície indentada e blocos confinados (Figura 5.7 c). Nos ensaios realizados com comprimento de selagem de 350 mm, e com furos de superfície indentada a rotura foi “explosiva” acompanhada de um forte ruído.



a.1) Ensaio BT-TT-3 (Nível 1 de confinamento)

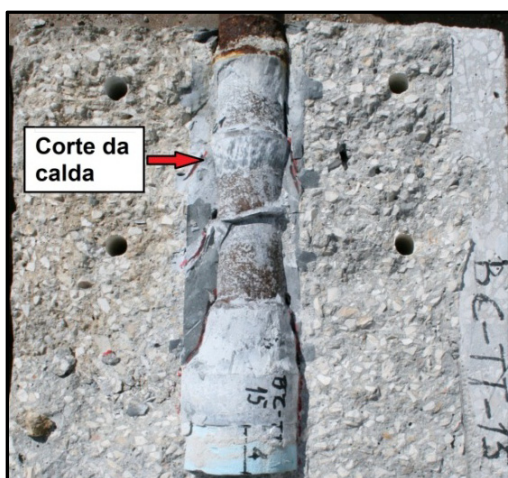


a.2) Ensaio BT-TT-8 (Nível 1 de confinamento)

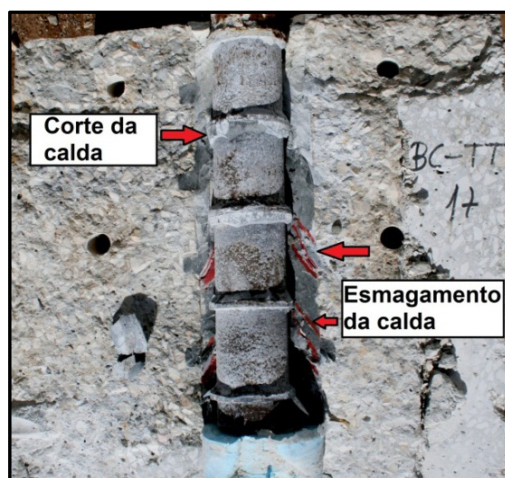
a) Modo de rotura (1)



b) Modo de rotura (2): ensaio BT-TT-12



c.1) Ensaio BT-TT-15 (Nível 2 de confinamento)



c.2) Ensaio BT-TT-17 (Nível 3 de confinamento)

c) Modo de rotura (3)

Figura 5.7 – Modos de rotura observados nos ensaios realizados na Fase II, com micro-estacas de tubos texturados

Nos ensaios BC-TT-1,2 ( $D_f=102$  mm;  $l_b=200$  mm), ensaios BT-TT-3,4 ( $D_f=102$  mm;  $l_b=275$  mm) e BC-TT-9,10 ( $D_f=122$  mm;  $l_b=350$  mm), ensaios confinados com o Nível 1 de confinamento e superfície do furo rugosa, não se observou fendilhação dos blocos. Nos restantes ensaios observou-se fendilhação radial da calda e do betão com início junto ao perímetro do tubo propagando-se para as faces do bloco originando igualmente fendilhação longitudinal. Nos blocos em que se observou fendilhação, a abertura de fendas foi inferior a 2 mm. De igual modo verificou-se que a largura de fendas diminui com o aumento do nível de confinamento, sendo inferior a 1 mm, para os blocos com o Nível 3 de confinamento.

Nos ensaios com furos de superfície indentada e blocos confinados observou-se que a superfície de corte da calda por ação dos anéis aumentou com o nível de confinamento, conforme é ilustrado na Figura 5.8.

Para o Nível 1 de confinamento o ângulo medido da superfície de corte em relação ao eixo do tubo foi próximo de  $30^\circ$ , diminuindo com o aumento do nível de confinamento. Para o nível de confinamento mais elevado, observa-se que a superfície de corte é próxima da vertical, indiciando uma mudança do modo de rotura por fendilhação para uma rotura por arrancamento (*pull-out failure*) para níveis superiores de confinamento.

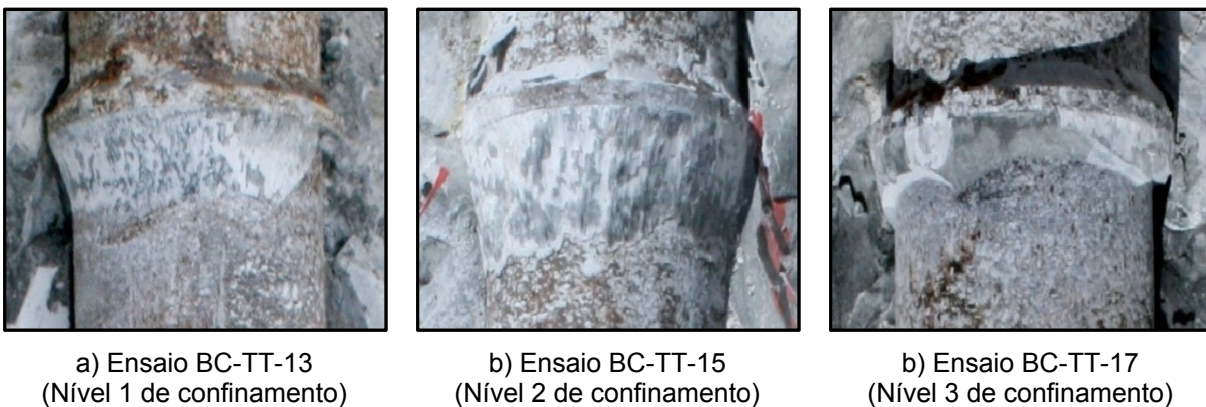


Figura 5.8 – Superfície de corte da calda para diferentes níveis de confinamento

Em três ensaios realizados com o Nível 2 e Nível 3 de confinamento (Nível 2: ensaio BC TT-15; Nível 3: ensaios BT-TT-17,18), verificou-se a rotura da soldadura na cabeça da micro-estaca. Paralelamente verificou-se a encurvadura da parte exposta da micro-estaca. Esta situação é ilustrada na Figura 5.9.

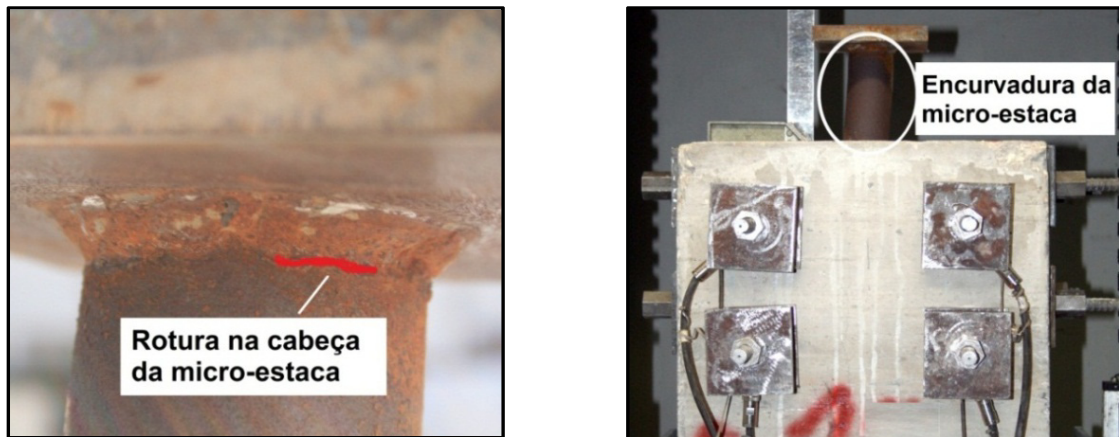


Figura 5.9 – Rotura da soldadura e encurvadura da micro-estaca (ensaio BT-TT-17)

### 5.2.3 Resumo dos resultados obtidos

Para a avaliação do comportamento da ligação, são apresentados os resultados correspondentes aos valores médios da carga máxima, os deslocamentos correspondentes e o valor médio da tensão de rotura da aderência. A partir das curvas carga / deslocamento de cada ensaio, foram obtidos os valores da rigidez inicial, da rigidez final, do deslocamento de cedência e da ductilidade da ligação. A Figura 5.10 apresenta um esquema ilustrativo de uma curva carga / deslocamento, característica dos ensaios realizados com micro-estacas de tubos lisos, e indica os parâmetros considerados.

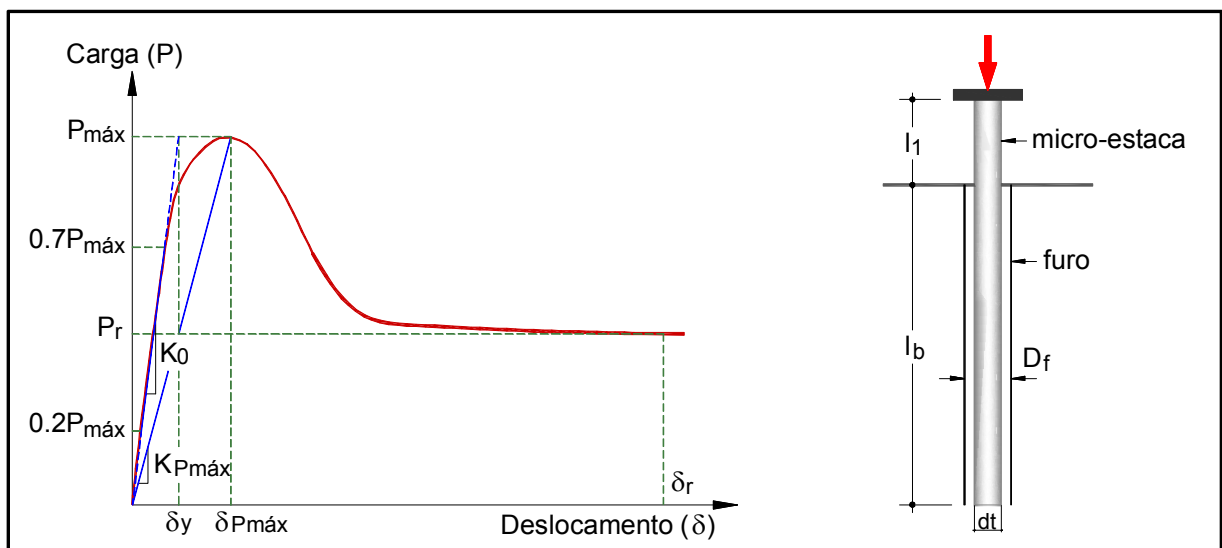


Figura 5.10 – Definição da carga última, da carga residual e da rigidez

Para cada um dos ensaios realizados, foram registados os valores da carga máxima,  $P_{m\acute{a}x}$ , definida como a carga máxima registada em cada ensaio e que corresponde à capacidade da ligação, e o respetivo deslocamento associado,  $\delta_{P_{m\acute{a}x}}$ . A carga residual,  $P_r$ , foi definida como o valor da capacidade da ligação registada para um deslocamento de 15 mm, a partir do qual se admite um valor constante dessa capacidade.

A tensão de rotura da aderência,  $f_{bu}$ , foi calculada dividindo o valor da carga máxima,  $P_{m\acute{a}x}$ , pelo diâmetro da interface onde se observou a rotura,  $d_{i,r}$ , e pelo comprimento de selagem,  $l_b$ , assumindo uma distribuição uniforme da aderência:

$$f_{bu} = \frac{P_{m\acute{a}x}}{\pi \cdot d_{i,r} \cdot l_b} \quad (5.1)$$

Os valores do deslocamento são relativos à superfície da calda, ou dos blocos, tendo igualmente em conta a deformação elástica do comprimento exposto da micro-estaca (Zhang e Benmokrane, 2002):

$$\delta = \delta_{LVDT's} - \delta_e \quad (5.2)$$

em que  $\delta$  é o deslocamento relativo entre a micro-estaca e a calda de selagem;  $\delta_{LVDT's}$  é o deslocamento registado pelos dois LVDT's (ver Figura 4.30 e Figura 4.31); e  $\delta_e$  é o deslocamento elástico correspondente à parte exposta da micro-estaca, estimado a partir da seguinte expressão:

$$\delta_e = \frac{P \cdot l_1}{(EA)_m} \quad (5.3)$$

em que  $P$  é a carga aplicada;  $l_1$  é o comprimento exposto da micro-estaca; e  $(EA)_m$  é o valor teórico estimado da rigidez axial da micro-estaca (Fase I:  $(EA)_m=239500$  kN; Fase II:  $(EA)_m=277800$  kN). O comprimento  $l_1$  é de 50 mm para a Fase I, e de 150 mm para a Fase II.

A rigidez inicial,  $K_0$ , foi obtida a partir dos valores da carga e do deslocamento correspondentes a 20 % e 70 % da carga máxima, considerando que se verifica um comportamento linear nesse intervalo. A rigidez secante,  $K_{P_{m\acute{a}x}}$ , foi obtida através da relação entre a carga máxima e o respetivo deslocamento ( $K_{P_{m\acute{a}x}}=P_{m\acute{a}x}/\delta_{P_{m\acute{a}x}}$ ).

O deslocamento de cedência,  $\delta_y$ , foi obtido pela interseção da reta correspondente à rigidez inicial e a reta horizontal correspondente ao valor da carga máxima ( $\delta_y = P_{m\acute{a}x}/K_0$ ). A ductilidade da ligação,  $\mu_\delta$ , foi avaliada com base nos deslocamentos, como a razão entre o deslocamento correspondente à carga máxima e o deslocamento de cedência ( $\mu_\delta = \delta_{P_{m\acute{a}x}}/\delta_y$ ) (Stephens e McKittrick, 2005).

No Quadro 5.5, são apresentados os resultados dos ensaios à compressão realizados com micro-estacas de tubos lisos, correspondentes à Fase I. A tensão de rotura da aderência foi calculada na interface aço / calda, por ter sido nesta interface que se observou a rotura.

Quadro 5.5 – Resultados dos ensaios à compressão realizados na Fase I

Ensaio	$D_c$ (mm)	$l_b$ (mm)	$P_{m\acute{a}x}$ (kN)	$P_r$ (kN)	$f_{bu}$ (MPa)	$\delta_{P_{m\acute{a}x}}$ (mm)	$K_0$ (kN/mm)	$K_{P_{m\acute{a}x}}$ (kN/mm)	$\delta_y$ (mm)	$\mu_\delta$
PCC-PVC-1,2	81	200	25.2	13.3	0.67	0.545	95.1	46.1	0.264	2.06
PCC-PVC-3,4	81	275	29.8	19.9	0.57	0.265	119.3	114.0	0.251	1.05
PCC-PVC-5,6	81	350	45.8	26.2	0.69	0.845	96.0	57.0	0.476	1.78
PCC-PVC-7,8	101	200	40.3	20.3	1.07	0.312	129.1	129.1	0.312	1.00
PCC-PVC-9,10	101	275	46.5	18.8	0.90	0.361	128.5	128.5	0.361	1.00
PCC-PVC-11,12	101	350	70.5	33.8	1.07	0.495	142.2	142.2	0.495	1.00
PCC-PVC-13,14	119	200	45.4	25.2	1.20	0.330	150.1	110.4	0.308	1.09
PCC-PVC-15,16	119	275	69.6	39.5	1.34	0.454	153.2	94.6	0.453	1.00
PCC-PVC-17,18	119	350	91.8	43.9	1.39	0.583	174.1	162.1	0.527	1.10
PCC-Aço-1,2	80	200	199.1	97.1	5.28	1.045	290.9	191.8	0.681	1.54
PCC-Aço-3,4	80	275	317.5	167.0	6.12	1.197	324.4	266.3	0.910	1.31
PCC-Aço-5,6	80	350	396.3	244.3	6.01	1.749	320.3	228.0	1.238	1.41
PCC-Aço-7,8	100	200	160.7	71.9	4.26	0.936	281.1	172.8	0.573	1.64
PCC-Aço-9,10	100	275	244.9	133.6	4.72	1.068	340.1	229.8	0.721	1.48
PCC-Aço-11,12	100	350	345.4	169.6	5.23	1.379	358.3	250.8	0.964	1.43
PCC-Aço-13,14	120	200	99.6	59.2	2.64	1.171	137.7	87.4	0.728	1.60
PCC-Aço-15,16	120	275	151.4	85.8	2.92	1.165	206.6	133.1	0.730	1.61
PCC-Aço-17,18	120	350	245.5	115.4	3.72	1.301	259.9	189.4	0.943	1.38

$D_c$  - Diâmetro da calda;  $l_b$  - Comprimento de selagem;  $P_{m\acute{a}x}$  - Carga máxima;  $P_r$  - Carga residual;  $f_{bu}$  - Tensão de rotura da aderência;  $\delta_{P_{m\acute{a}x}}$  - Deslocamento correspondente a  $P_{m\acute{a}x}$ ;  $K_0$  - Rigidez inicial;  $K_{P_{m\acute{a}x}}$  - Rigidez secante;  $\delta_y$  - Deslocamento de cedência;  $\mu_\delta$  - Parâmetro de ductilidade

No Quadro 5.6 são apresentados os resultados dos ensaios à compressão com micro-estacas, de tubos lisos e texturados, realizados na Fase II. Para os ensaios realizados com micro-estacas de tubos lisos a tensão de rotura da aderência foi calculada na interface aço / calda, por ter sido nesta interface que se observou a rotura. Nos ensaios realizados com micro-estacas de tubos texturados seladas em furos de superfície rugosa, a tensão de rotura da

aderência foi calculada na interface calda / betão, e no perímetro dos anéis, no caso de micro-estacas seladas em furos de superfície indentada, i.e. de acordo com a rotura observada.

Quadro 5.6 – Resultados dos ensaios à compressão realizados na Fase II

Ensaio	Superfície do furo	$D_f$ (mm)	$l_b$ (mm)	$P_{m\acute{a}x}$ (kN)	$P_r$ (kN)	$f_{bu}$ (MPa)	$\delta_{P_{m\acute{a}x}}$ (mm)	$K_0$ (kN/mm)	$K_{P_{m\acute{a}x}}$ (kN/mm)	$\delta_y$ (mm)	$\mu_\delta$	NC (kN)
BC-TL-1*,2	Rugosa	102	200	281.3	160.5	7.46	0.678	586.8	415.0	0.479	1.41	--
BC-TL-3*,4	Rugosa	102	275	402.2	276.8	7.76	1.668	664.2	241.1	0.606	2.76	--
BC-TL-5,6	Rugosa	102	350	485.5	220.4	7.36	1.027	659.3	474.6	0.737	1.39	--
BC-TL-7,8	Rugosa	82	350	549.8	278.1	8.33	1.290	891.9	448.3	0.640	2.00	--
BC-TL-9,10	Rugosa	122	350	410.9	182.1	6.23	1.171	746.7	351.5	0.553	2.15	--
BC-TL-11,12	Lisa	102	350	475.9	224.9	7.21	1.140	656.9	431.2	0.726	1.56	--
BC-TL-13,14	Indentada	102	350	502.2	214.6	7.61	0.971	717.5	489.0	0.699	1.39	--
BC-TT-1,2	Rugosa	102	200	301.8	266.8	4.71	13.550	275.0	22.4	1.090	12.43	240
BC-TT-3,4	Rugosa	102	275	486.3	421.7	5.52	8.382	774.9	67.5	0.661	12.69	240
BC-TT-5,6	Rugosa	102	350	802.6	334.8	7.16	1.325	1482.2	613.1	0.550	2.41	240
BC-TT-7,8	Rugosa	92	350	864.6	431.5	8.55	2.540	1548.5	498.6	0.559	4.54	240
BC-TT-9,10	Rugosa	122	350	638.4	495.5	4.76	4.611	1129.7	458.2	0.571	8.07	240
BC-TT-11**,12**	Indentada	102	350	842.1	175.5	10.79	1.152	1074.7	780.6	0.784	1.47	0
BC-TT-13***,14	Indentada	102	350	980.5	565.9	12.56	1.578	1529.4	373.9	0.623	2.53	240
BC-TT-15,16	Indentada	102	350	1040.4	585.0	13.33	4.535	1544.2	232.4	0.674	6.73	360
BC-TT-17,18	Indentada	102	350	1097.6	697.6	14.06	5.661	1611.5	221.1	0.683	8.29	480

\* Resultados não considerados devido à instrumentação das micro-estacas utilizadas nestes modelos; \*\* Nestes ensaios a carga apresentada não corresponde à rotura da ligação devido à rotura monolítica dos blocos; \*\*\* Neste ensaio só existe registo da carga máxima devido a uma falha no registo de resultados;  $D_f$  – Diâmetro do furo;  $l_b$  – Comprimento de selagem;  $P_{m\acute{a}x}$  – Carga máxima;  $P_r$  – Carga residual;  $f_{bu}$  – Tensão de rotura da aderência;  $\delta_{P_{m\acute{a}x}}$  – Deslocamento correspondente a  $P_{m\acute{a}x}$ ;  $K_0$  – Rigidez inicial;  $K_{P_{m\acute{a}x}}$  – Rigidez secante;  $\delta_y$  – Deslocamento de cedência;  $\mu_\delta$  – Parâmetro de ductilidade; NC – Nível de confinamento;

Os ensaios dos provetes instrumentados, BC-TL-1 e BC-TL-3, conduziram a resultados muito inferiores aos obtidos com provetes equivalentes, não instrumentados. As micro-estacas utilizadas nestes ensaios foram instrumentadas, e a colocação de um grande número de extensómetros (16), conduzindo a valores insatisfatórios.

Nos ensaios realizados com micro-estacas texturadas e blocos não confinados (ensaios BC-TT-11,12), observou-se uma rotura do bloco de betão armado (rotura monolítica). Como consequência da rotura observada, a carga máxima da ligação não foi atingida, representando a carga obtida, um limite inferior da carga máxima. No caso do ensaio BC-TT-13, houve uma falha no registo dos resultados no aparelho de aquisição de dados (*data logger*), pelo que o valor da carga máxima considerado corresponde ao valor lido na célula de carga da prensa.



## 5.2.4 Curvas carga / deslocamento

Nesta secção, são apresentadas na Figura 5.11, na Figura 5.12, na Figura 5.13, e na Figura 5.14 as curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios realizados na Fase I e Fase II.

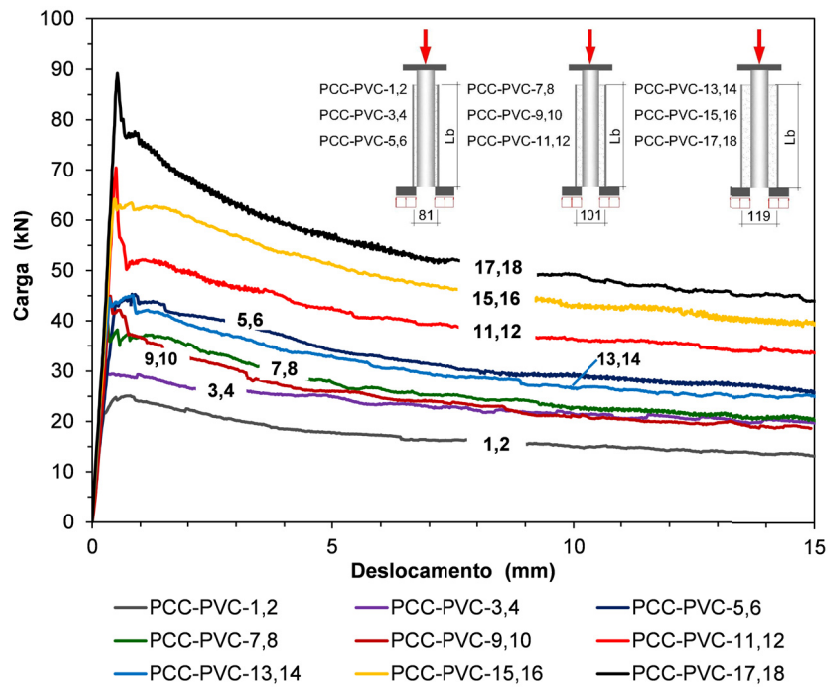


Figura 5.11 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios PCC-PVC (Fase I)

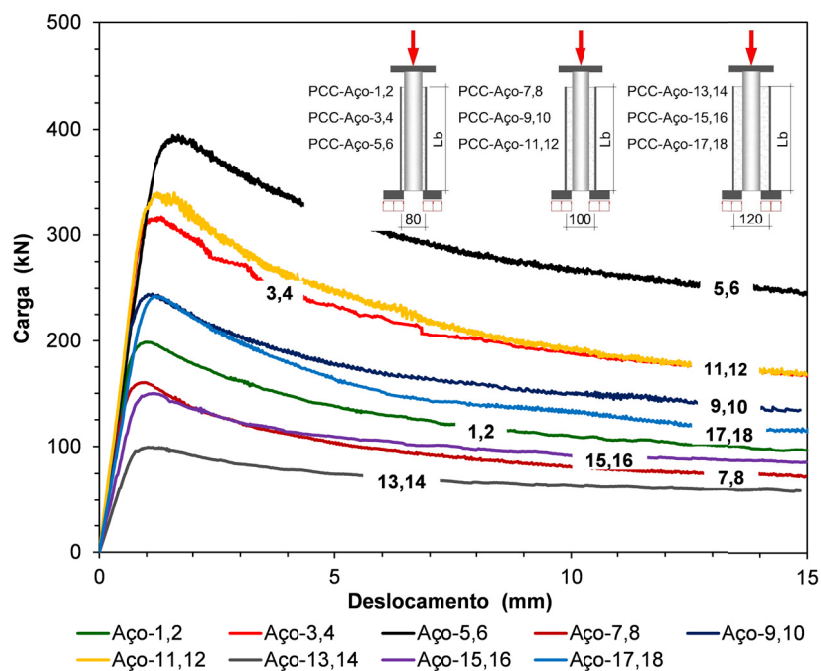


Figura 5.12 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios PCC-Aço (Fase I)

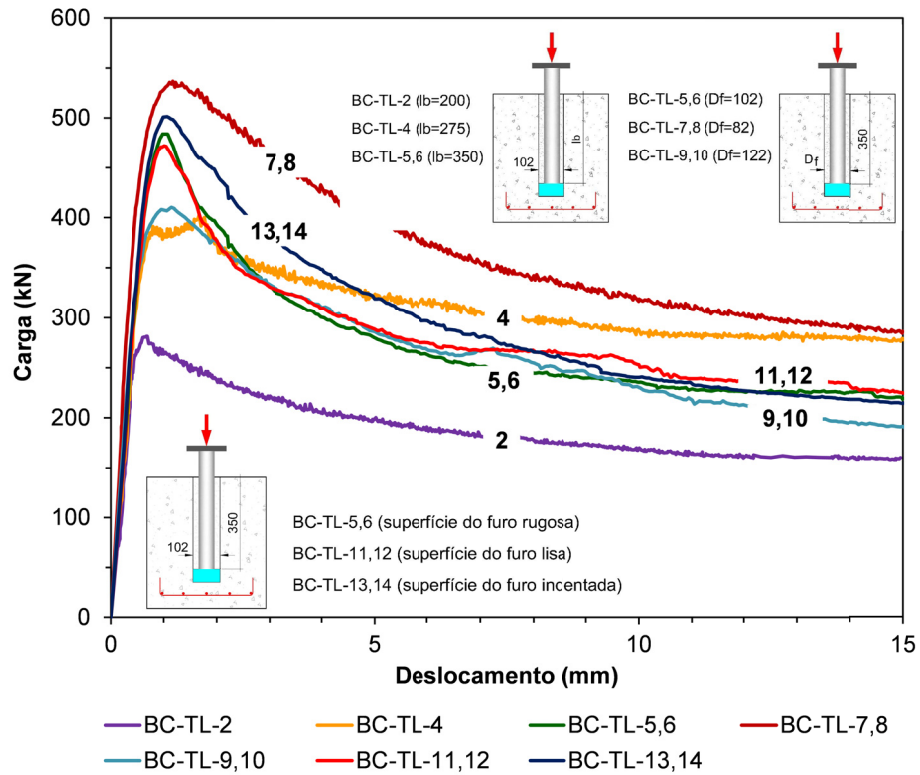


Figura 5.13 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios BC-TL (Fase II)

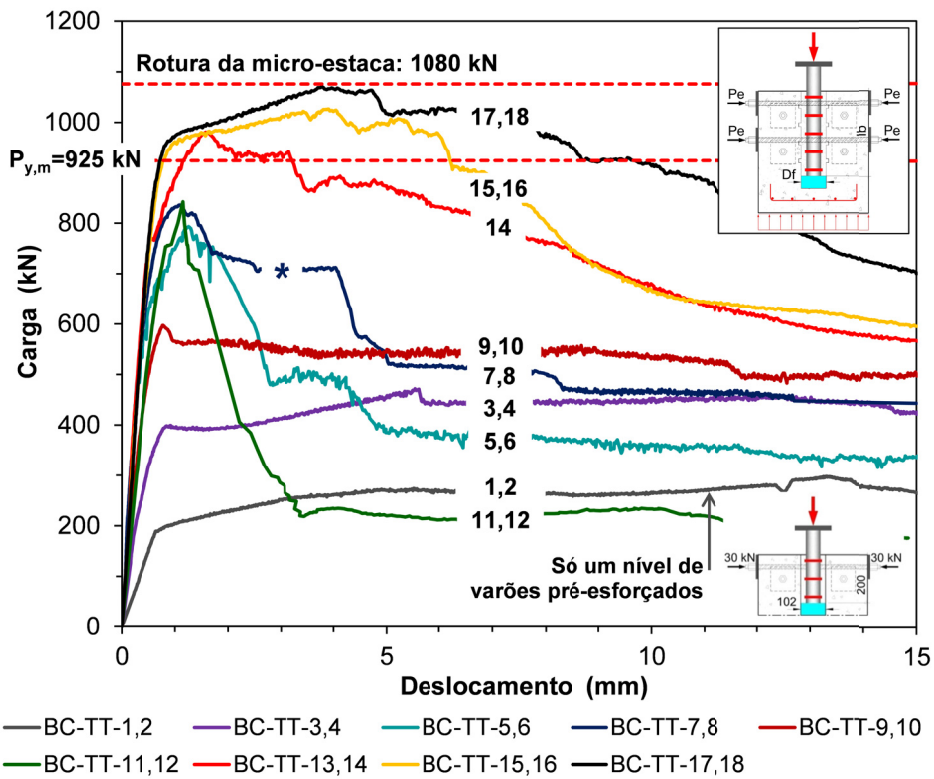


Figura 5.14 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios BC-TT (Fase II)

De referir que, na Figura 5.14, a curva assinalada com um asterisco (\*), referente aos ensaios BC-TT-7,8, não corresponde aos valores de carga e deslocamento registados durante os ensaios. Efetivamente, estes ensaios foram realizados inicialmente com um diâmetro do furo de 82 mm, tendo resultado numa deficiente selagem da micro-estaca, causada pelo reduzido espaço anelar e um ligeiro desvio na instalação da micro-estaca. Por esta razão, foram posteriormente repetidos, já na Fase III, com um diâmetro do furo de 92 mm, em condições ambientais diferentes das verificadas na Fase II, o que resultou num betão com uma resistência superior, como foi devidamente justificado na secção 4.3.1.4. Como, com base nos ensaios realizados na Fase II, se conclui que a capacidade da ligação varia linearmente com o módulo de elasticidade do betão, optou-se por corrigir a curva obtida, afetando-a de um coeficiente de 0.85, correspondente à razão entre o módulo de elasticidade estimado e o módulo de elasticidade medido.

## **5.3 Discussão dos resultados**

### **5.3.1 Comportamento geral**

Neste ponto apresenta-se, separadamente, a discussão dos resultados dos ensaios realizados com tubos lisos e texturados solicitados à compressão, atendendo aos diferentes modos de rotura observados.

#### **5.3.1.1 Ensaio com tubos lisos**

Em todos os ensaios realizados com tubos lisos a rotura verificou-se na interface aço / calda. Durante os ensaios foram observados dois modos de rotura:

- Nos ensaios realizados com micro-estacas seladas em tubos de PVC, a rotura ocorreu devido à fratura longitudinal da calda, permitindo a formação de três a quatro gomos,

com deslocamento radial por insuficiência de confinamento. Este modo de rotura resulta da reduzida rigidez radial do confinamento e é característico de situações em que o módulo de elasticidade do material de confinamento é inferior ao módulo de elasticidade da calda (Reichert *et al.*, 1992).

- Nos ensaios realizados com níveis mais elevados de confinamento, tubos de aço e blocos de betão, foi registado um modo de rotura por fendilhação da calda e consequente deslizamento da micro-estaca. Este modo de rotura é comum em situações em que o módulo de elasticidade do material de confinamento é superior ao da calda.

Da análise dos valores da carga máxima, apresentados na secção 5.2.3 no Quadro 5.5 e no Quadro 5.6, verifica-se o seguinte:

- Nos ensaios realizados com micro-estacas seladas em tubos de PVC, verifica-se que a carga máxima aumenta com o comprimento de selagem e com o diâmetro da calda;
- Nos ensaios realizados com micro-estacas seladas em tubos de aço e em blocos de betão, verifica-se que a carga máxima aumenta igualmente com o comprimento de selagem e com o nível de confinamento (maiores capacidades para micro-estacas seladas em blocos de betão) mas, contrariamente ao verificado para os ensaios PCC-PVC a carga máxima aumenta com a diminuição do diâmetro do furo.

Como ilustração do comportamento da ligação para os ensaios realizados à compressão com micro-estacas de tubos lisos, apresentam-se na Figura 5.15 as curvas carga / deslocamento, obtidas para cada uma das três situações de confinamento consideradas: tubos de PVC; tubos de aço e blocos de betão armado, nos ensaios realizados com comprimento de selagem de 350 mm e diâmetro da calda ( $D_c$ ) de aproximadamente 100 mm ( $D_c=101$  mm para os ensaios PCC-PVC;  $D_c=100$  mm para os ensaios PCC-Aço; e  $D_c=102$  mm para os ensaios BC-TL). As curvas carga / deslocamento observadas em todos os ensaios são similares. Cada curva consiste num tramo linear até se atingir cerca de 70 % a 90 % da carga máxima, seguido de um tramo não-linear até se atingir a rotura. Em todos os ensaios realizados, a carga máxima foi atingida para deslocamentos inferiores a: 0.9 mm nos ensaios PCC-PVC; 1.8 mm nos ensaios PCC-Aço, e inferiores a 1.7 mm nos ensaios BC-TL. De acordo com o parâmetro de ductilidade definido ( $\mu_\delta=\delta_u/\delta_y$ ), a ductilidade da ligação é reduzida apresentando valores

inferiores a: 2.1 para os ensaios PCC-PVC; 1.7 para os ensaios PCC-Aço; e 2.8 para os ensaios BC-TL.

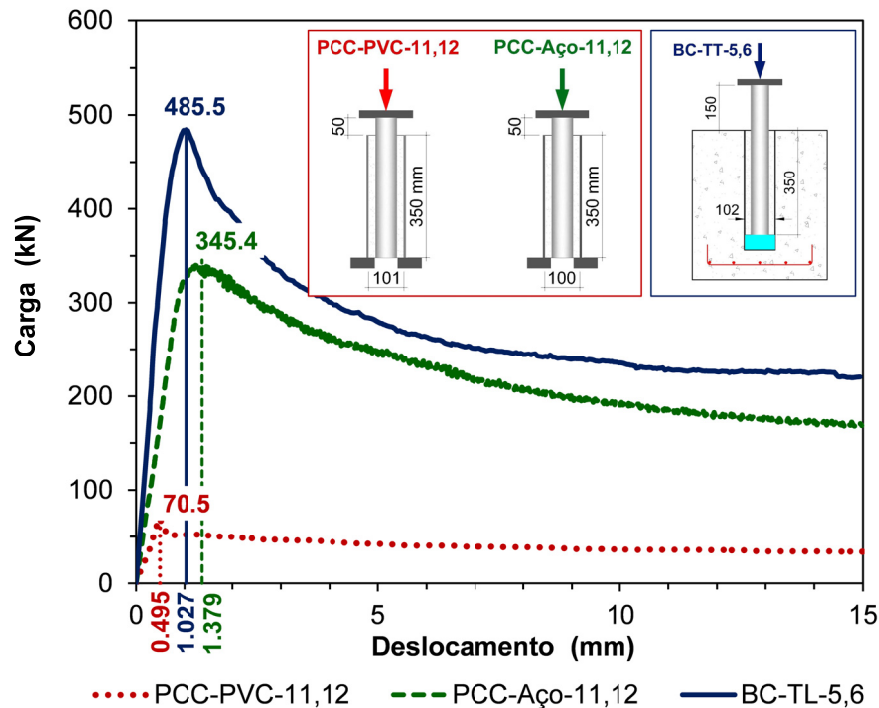


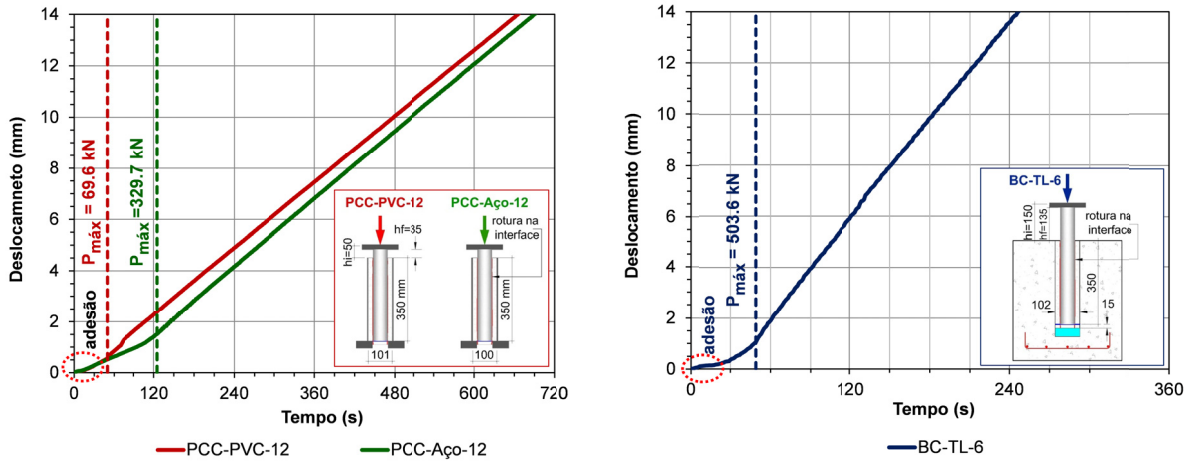
Figura 5.15 – Curvas tipo carga / deslocamento para diferentes níveis de confinamento passivo (tubos lisos)

Após a rotura da ligação, verifica-se uma queda acentuada da capacidade da ligação até se atingir um valor residual constante, representando aproximadamente 50 % da carga máxima (no caso dos ensaios PCC-PVC em algumas situações estes valores sobem até aos 70 %). De igual modo, após a rotura da ligação, as curvas correspondentes aos diferentes níveis de confinamento têm comportamento semelhante, indiciando que na fase pós-rotura o mecanismo que controla a ligação é puramente friccional.

Constata-se que a carga última aumenta com o nível de confinamento e, para níveis mais elevados, o início do tramo não-linear ocorre igualmente para valores mais elevados do carregamento. De igual modo se observa que os valores médios da rigidez inicial,  $K_0$ , também aumentam com o confinamento: 142.2 kN/mm nos ensaios PCC-PVC-11,12; 358.3 kN/mm nos ensaios PCC-Aço-11,12 e 659.3 kN/mm nos ensaios BC-TL-5,6.

O instante da rotura da ligação pode ser observado nas curvas deslocamento / tempo (Satola, 2007), conforme ilustrado na Figura 5.16. Da análise da Figura 5.16, verifica-se que o instante da rotura da aderência em todas as secções, correspondente à carga máxima obtida, coincide

com a alteração do declive da curva. Observa-se que, no início do carregamento, o mecanismo de aderência é conseguido por adesão, com uma inclinação da curva muito reduzida.



a) Fase I - Ensaios PCC-PVC e PCC-Aço

b) Fase II - Ensaios BC-TL

Figura 5.16 – Curvas típicas deslocamento / tempo obtidas nos ensaios de compressão realizados com tubos lisos

A Figura 5.17, ilustra as relações deslocamento na rotura / comprimento de selagem obtidas para as três situações consideradas (PVC, aço e betão) para diâmetros da calda de 100 - 102 mm.

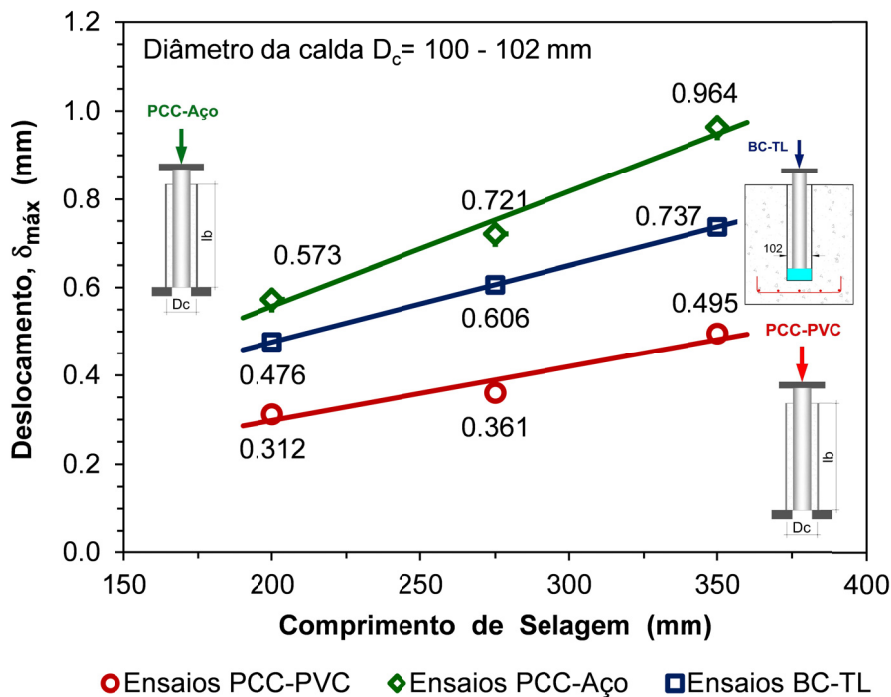


Figura 5.17 – Relação deslocamento na rotura / comprimento de selagem (tubos lisos)

Da análise da Figura 5.17, verifica-se que o deslocamento correspondente à rotura aumenta com o comprimento de selagem para os três confinamentos considerados. Nos ensaios com micro-estacas confinadas com tubos de aço e com blocos de betão, em que se verificou o mesmo tipo de rotura, a tendência verificada é semelhante.

Nos ensaios realizados com micro-estacas seladas em blocos de betão a carga máxima aumentou linearmente com o comprimento de selagem, conforme ilustrado na Figura 5.18.

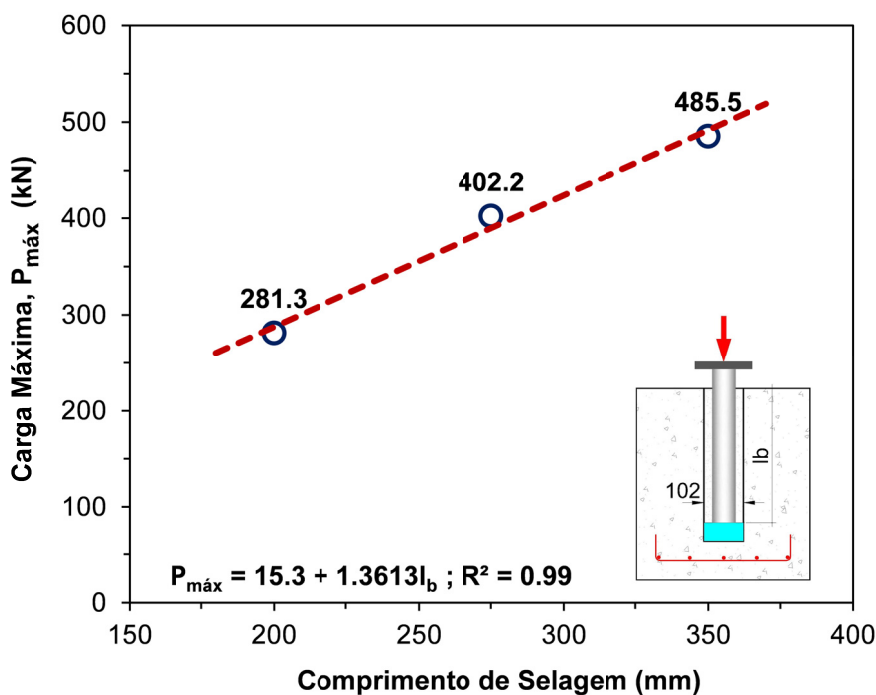


Figura 5.18 – Relação carga máxima / comprimento de selagem obtida nos ensaios realizados com tubos lisos selados em blocos de betão armado

Os comprimentos de selagem adotados no presente estudo para micro-estacas de tubos lisos seladas em blocos de betão não confinados não foram suficientes para garantir a cedência da micro-estaca ( $P_{y,m}=925$  kN). Com base na relação obtida (representada na Figura 5.18) seria necessário considerar um comprimento de selagem de aproximadamente 670 mm para atingir a carga de cedência da micro-estaca e de 780 mm para se verificar a rotura da micro-estaca ( $P_{u,m}=1080$  kN). Estes valores correspondem a relações comprimento de selagem / diâmetro do tubo ( $l_b / d_t$ ) de 11 e 13 respetivamente.

Com base na análise realizada anteriormente das ligações seladas com tubos lisos reutilizados (rugosidade do tubo de 0.7 mm) solicitados à compressão, conclui-se que a tensão de aderência na interface calda / tubo é resultado de dois mecanismos fundamentais: adesão e

atrito, conforme é ilustrado na Figura 5.19. Para valores baixos do carregamento, o mecanismo de aderência condicionante é a adesão. O efeito da adesão é reduzido e transitório, sendo destruído no início do carregamento. Após a quebra da adesão e o início do deslizamento relativo da micro-estaca, o mecanismo condicionante é o atrito na interface aço / calda, havendo igualmente alguma interação mecânica. Com o aumento da carga, aumenta a tensão e a deformação radial da calda e, conseqüentemente, as tensões radiais tangenciais e a deformação transversal. Quando a tensão tangencial radial atinge o valor da máxima tensão de tração da calda, esta fendilha, propagando-se a fendilhação no espaço anelar até à interface calda / betão / tubo de confinamento e a todas as secções ao longo do comprimento de selagem. Após o início da fendilhação, verifica-se o deslizamento relativo da micro-estaca, em relação à calda de selagem, passando a capacidade da ligação a ser controlada pelo atrito. O deslocamento da micro-estaca é acompanhado por dilatância, devido às irregularidades da superfície, provocando uma tensão normal na interface por efeito do confinamento, diminuindo a dilatância com o aumento deste (Blanco *et al.*, 2011; den Uijl e Bigaj, 1996; Malvar, 1992). O mecanismo de aderência pós-rotura é inteiramente friccional. A Figura 5.19 ilustra a curva típica tensão de aderência / deslocamento com a representação dos mecanismos de aderência descritos, correspondente aos ensaios realizados com tubos lisos, selados em blocos de betão armado.

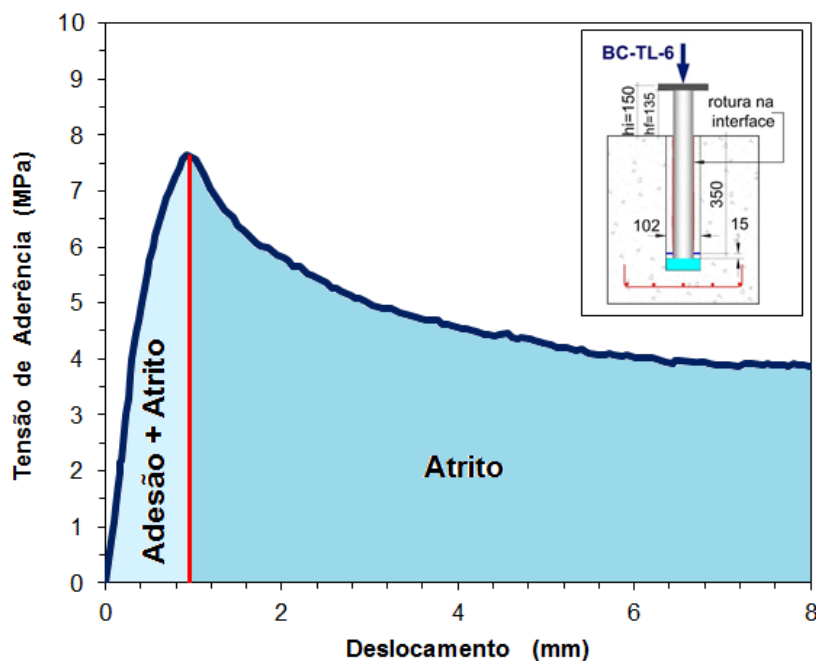


Figura 5.19 – Curva tensão de aderência / deslocamento do ensaio BC-TT-6



Nos ensaios discutidos nesta secção, observou-se que o desenvolvimento de fissuras radiais conduziu a uma rotura por fendilhação da calda. É importante referir que existem modelos analíticos capazes de simular este tipo de rotura mediante modelos de anéis (Tepfers, 1979). Neste tipo de abordagem, considera-se que o provete tem desenvolvimento infinito, com características constantes, pelo que não é possível simular: i) a evolução da fissura ao longo do eixo; ii) as condições fronteira reais, especialmente no caso de comprimentos de ancoragem mais reduzidos. Por estas razões, considerou-se necessário desenvolver uma abordagem numérica capaz de ultrapassar as limitações referidas. Para este efeito, foi proposta uma formulação capaz de embeber fissuras radiais coesivas em modelos de elementos finitos axissimétricos usuais, seguindo uma abordagem de fissura discreta forte. Refere-se que esta formulação foi já validada com sucesso na simulação de tubos de betão sujeitos a pressão crescente até à rotura (Dias-da-Costa *et al.*, 2011; Noghabai, 1998). Neste momento, encontra-se em fase de desenvolvimento uma lei constitutiva para o comportamento da interface aço / calda, a qual permitirá a simulação dos resultados experimentais até à rotura.

### **5.3.1.2 Ensaio com tubos texturados**

Os ensaios realizados com tubos texturados conduziram a valores muito superiores da carga máxima comparativamente aos ensaios com as mesmas características onde se utilizaram tubos lisos.

Como foi anteriormente referido na secção 5.2.2, e ilustrado na Figura 5.7, nos ensaios realizados com tubos texturados foram observados três modos de rotura: (1) rotura na interface aço / calda; (2) rotura do bloco de betão armado (rotura monolítica); e (3) rotura mista nas interfaces aço / calda (com corte e esmagamento da calda abaixo dos anéis) e calda / betão. O tipo de rotura observado dependeu do nível de confinamento lateral aplicado e do tratamento aplicado à superfície do furo.

Nos ensaios com a superfície do furo rugosa (tratamento com escova de aço), a rotura verificou-se na interface calda / betão por insuficiência da resistência ao corte longitudinal mobilizado nesta interface. Nos ensaios com superfície do furo indentada, verificou-se uma

rotura mista sendo a capacidade da ligação controlada pela resistência da calda (ao corte e ao esmagamento) e pelo atrito nas interfaces aço / calda e calda / betão.

Assim, concluiu-se que a execução de uma superfície indentada nas paredes do furo garante, nas zonas confinadas, uma rotura na interface aço / calda, com corte da calda abaixo dos anéis. Nos ensaios com superfície do furo indentada e com os blocos confinados lateralmente, verificou-se a formação de ‘escoras’ na calda e o esmagamento destas em frente das nervuras, nas zonas abaixo do confinamento lateral (ver Figura 5.7 c). Foi precisamente nesta zona que se verificou a mudança da rotura da interface aço / calda para a interface calda / betão, com corte dos dentes executados. Foram duas as situações que conduziram ao esmagamento da calda: a primeira prende-se com um confinamento inadequado; e a segunda com a insuficiência do número de anéis adotado.

Com base nestas observações concluiu-se que o confinamento tem de ser efetivo ao longo de todo o comprimento de selagem. De igual modo se conclui, que no dimensionamento desta ligação o número de anéis, e as suas dimensões, são um parâmetro fundamental, confirmando as indicações dos relatórios da FHWA (FHWA-RD-96-017, 1997; FHWA-SA-97-070, 2000).

De igual modo se observou que a superfície de rotura da calda abaixo dos anéis aumentou com o aumento do confinamento. Para o Nível 3 de confinamento observou-se que a superfície era quase paralela ao eixo da peça. É expectável que com um menor espaçamento dos anéis ou com um nível de confinamento superior ao Nível 3 adotado, o modo de rotura se altere e passe a ser definido pelo corte calda / calda entre os anéis. Este modo de rotura é observado em ligações aço-betão (Eligehausen *et al.*, 1983; Malvar, 1992) e em ligações seladas (Barley, 1997; Blanco *et al.*, 2011), solicitadas à tração e com confinamentos elevados, sendo correntemente designado por rotura por arrancamento (*pull-out failure*).

Para ilustrar o comportamento destas ligações, a análise que a seguir se apresenta é realizada separadamente para ensaios realizados em blocos com furos de superfície rugosa e com furos de superfície indentada, por se terem verificado diferentes modos de rotura.

Na Figura 5.20 são ilustradas as curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios realizados com micro-estacas seladas em furos de superfície rugosa. Da análise da Figura 5.20 verifica-se que a capacidade da ligação aumenta linearmente com o comprimento de selagem

e é proporcional ao número de anéis utilizado ( $P_{m\acute{a}x}=301.6$  kN para  $l_b=200$  mm e 3 anéis;  $P_{m\acute{a}x}=486.3$  kN para  $l_b=275$  mm e 4 anéis;  $P_{m\acute{a}x}=802.6$  kN para  $l_b=350$  mm e 5 anéis). De igual modo se observa que a carga máxima aumenta com a diminuição do diâmetro do furo ( $P_{m\acute{a}x}=864.6$  kN para  $D_f=92$  mm;  $P_{m\acute{a}x}=802.6$  kN para  $D_f=102$  mm;  $P_{m\acute{a}x}=638.4$  kN para  $D_f=122$  mm).

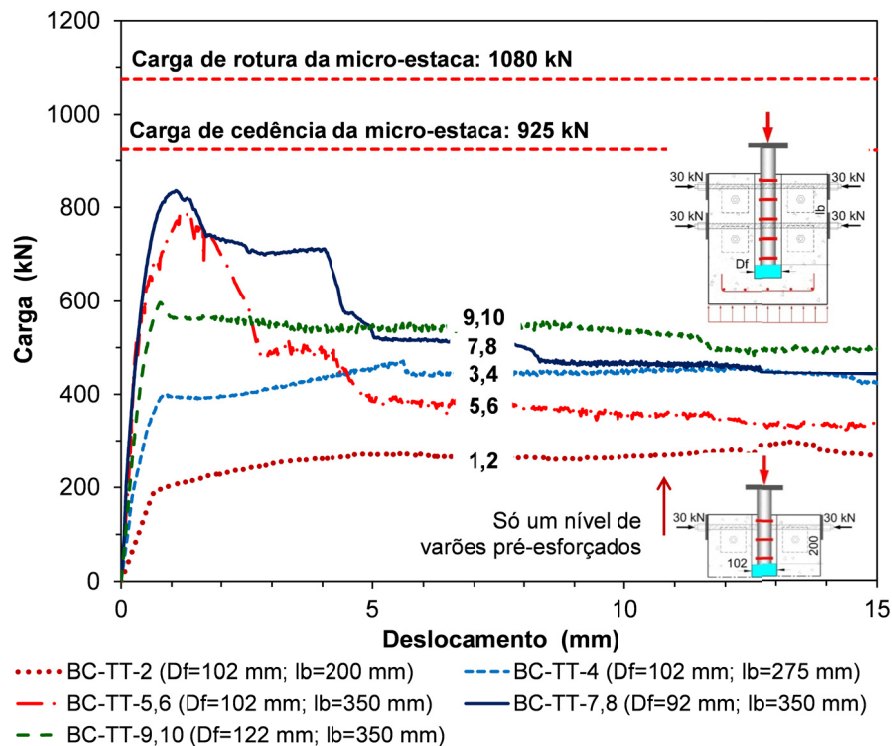


Figura 5.20 – Relações carga / deslocamento para diferentes diâmetros do furo e diferentes comprimentos de selagem (tubos texturados e superfície do furo rugosa)

O comportamento da ligação divide-se em três fases distintas. Na primeira fase, a ligação apresenta um comportamento linear, com diferentes valores da rigidez inicial,  $K_0$ , variando de acordo com o comprimento de selagem e o diâmetro do furo. Nos ensaios com o menor comprimento de selagem adotado, ensaios BT-TT-1,2, verifica-se que a rigidez inicial é inferior à dos outros ensaios, por se ter considerado apenas um nível de varões de confinamento, resultando num pré-esforço total de 120 kN. Numa segunda fase, correspondendo a 70-90 % do valor da carga máxima, o comportamento é não linear até se atingir a carga máxima. Os valores médios dos deslocamentos correspondentes à carga máxima variaram entre 1.3 mm e 13.6 mm. O comportamento pós-rotura observado depende das características de cada ensaio, tendo-se registado que:

- 1) Para comprimentos de selagem mais pequenos ( $l_b=200$  mm e  $l_b=275$  mm) e para o diâmetro do furo mais elevado ( $D_f=122$  mm), não se observou fendilhação dos blocos. O comportamento observado pós rotura foi um comportamento dúctil verificando-se que a ligação manteve uma elevada capacidade devido ao confinamento conferido pelo betão e pelo pré-esforço lateral inicialmente aplicado. De igual modo, após a rotura da ligação, as curvas correspondentes têm comportamento semelhante, indiciando que a capacidade da ligação é inteiramente controlada pelo atrito na interface calda / betão. Os valores da ductilidade obtidos foram elevados variando entre 8.1 e 12.7.
- 2) Para diâmetros do furo de 92 mm e 102 mm e comprimento de selagem mais elevado ( $l_b=350$  mm), a capacidade da ligação foi superior. No entanto, observou-se uma rotura frágil. Após a rotura verificou-se uma súbita redução da capacidade da ligação para valores residuais correspondentes a 40-50 % da carga máxima. Nestes ensaios foi visível a fendilhação na superfície e nas faces dos blocos, resultando no decréscimo do confinamento garantido pelo recobrimento. Os valores da ductilidade obtidos foram inferiores aos obtidos para as situações descritas no ponto 1) anterior, variando entre 2.4 e 4.5. A Figura 5.21 mostra a curva deslocamento / tempo correspondente ao ensaio BC-TT-6 ( $l_b=350$  mm), em que é bem visível o instante da fendilhação longitudinal que se propaga nas faces do bloco, correspondendo ao decréscimo acentuado da carga.

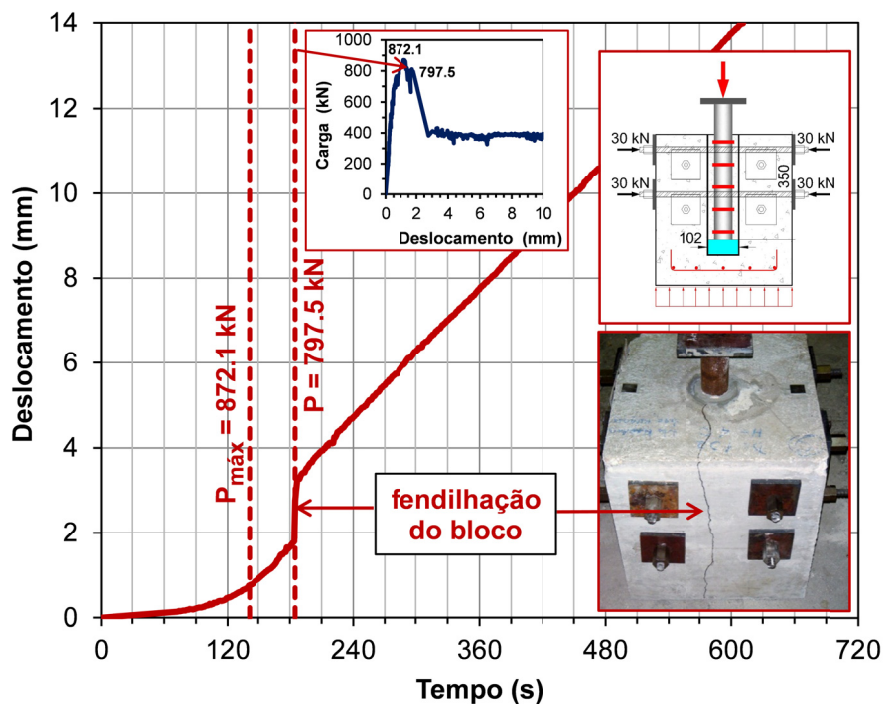


Figura 5.21 – Curva deslocamento / tempo do ensaio BC-TT-6

A fendilhação observada nos ensaios com maior comprimento de selagem é originada por elevadas compressões radiais nas paredes do furo. Para estabelecer o equilíbrio, são criados campos de trações na superfície do betão que provocam a fendilhação radial dos blocos, propagando-se longitudinalmente ao longo do comprimento de selagem. A Figura 5.22 ilustra o campo de trações na superfície dos blocos e a fendilhação radial observada.

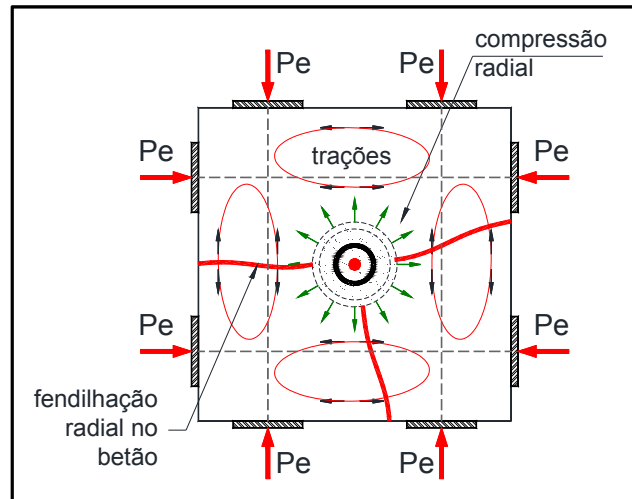


Figura 5.22 – Ilustração do campo de trações na superfície dos blocos e da fendilhação radial

Na Figura 5.23 são ilustradas as curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios realizados com micro-estacas seladas em furos de superfície indentada. No presente estudo, em todos os ensaios em que se utilizou este tipo de tratamento da superfície, o diâmetro do furo manteve-se constante ( $D_f=102$  mm).

Para os ensaios realizados com blocos não confinados, ensaios BC-TT-11,12, observou-se uma rotura do bloco de betão armado (rotura monolítica), verificando-se, após a rotura, uma perda instantânea da capacidade da ligação. Como consequência da rotura observada, a capacidade máxima da ligação não foi atingida, representando a carga obtida um limite inferior. O valor da capacidade residual que se observa na Figura 5.23 resulta do efeito da armadura inferior utilizada nos blocos que impediu uma rotura completa dos mesmos.

Nos ensaios com blocos confinados a carga máxima obtida foi superior (>15 %), aumentando com o confinamento. Nestes ensaios o comportamento da ligação é dividido em três fases. Numa primeira fase observa-se uma resposta linear, com valores da rigidez inicial,  $K_0$ , muito próximos (ver Quadro 5.6 na secção 5.2.3). Numa segunda fase verifica-se uma diminuição brusca da rigidez, correspondendo ao início da fendilhação dos blocos (BC-TT-13,14) e à

cedência da micro-estaca (BC-TT-15,16 e BC-TT-17,18. Nos blocos com os níveis 2 e 3 de confinamento a mudança súbita da rigidez é ainda mais acentuada e observa-se para um valor da carga próximo da carga de cedência da micro-estaca ( $P_{y,m}=925$  kN). Numa terceira fase, pós-rotura, observa-se um comportamento dúctil. Embora a utilização de confinamento não garanta, a manutenção da carga máxima, a carga decresce de uma forma muito menos pronunciada após se ter atingido a carga máxima. Como é ilustrado na Figura 5.23, o aumento do nível de confinamento conduz a valores superiores da carga máxima e do deslocamento correspondente [Nível 1:  $P_{máx}=980.5$  kN,  $\delta_{máx}=1.578$  mm; Nível 2:  $P_{máx}=1040.4$  kN,  $\delta_{máx}=4.535$  mm; Nível 3:  $P_{máx}=1097.6$  kN,  $\delta_{máx}=5.661$  mm]. A ductilidade da ligação aumenta com o nível de confinamento [Nível 1:  $\mu_{\delta}=2.53$ ; Nível 2:  $\mu_{\delta}=6.73$ ; Nível 3:  $\mu_{\delta}=8.29$ ]. Nos ensaios confinados com o Nível 2 e Nível 3 de pré-esforço, ocorreu a cedência da micro-estaca, e no caso dos ensaios BC-TT-17,18, é provável que tenha ocorrido a rotura da micro-estaca. Isto indicia que é possível definir um nível de confinamento lateral e um comprimento de selagem para que a capacidade da ligação exceda a da micro-estaca, tal como se observou para estas situações.

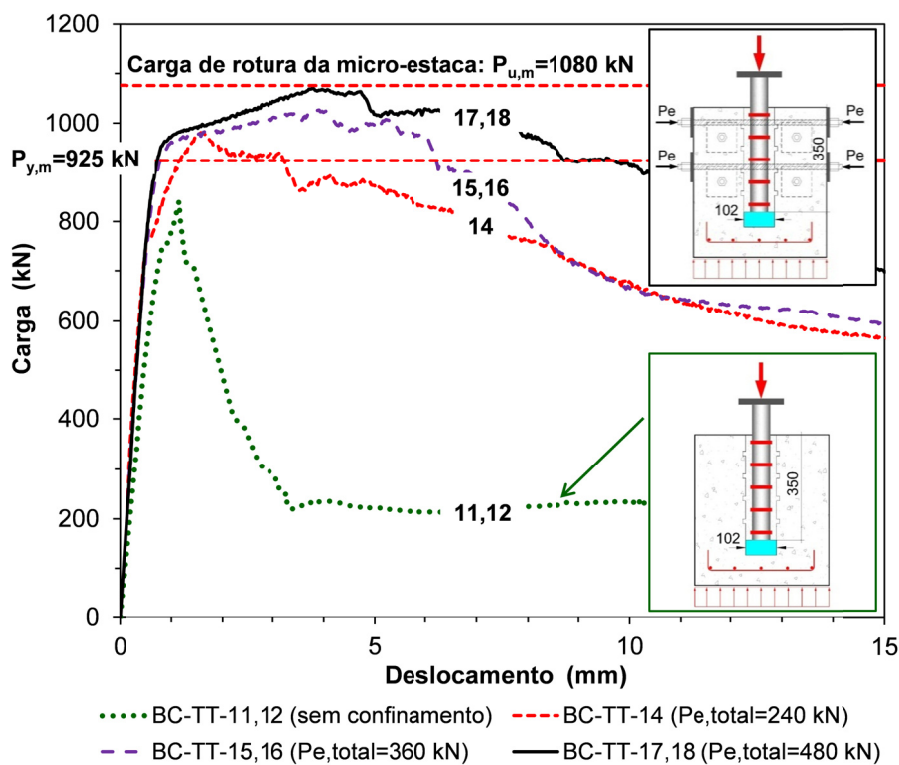


Figura 5.23 – Curvas carga / deslocamento para diferentes níveis de confinamento (tubos texturados e superfície do furo indentada)

Para ilustrar o início da fendilhação dos blocos e da rotura da ligação, nos ensaios com furos

de superfície indentada, a Figura 5.24 mostra a curva deslocamento / tempo do ensaio BC-TT-14, com o Nível 1 de confinamento.

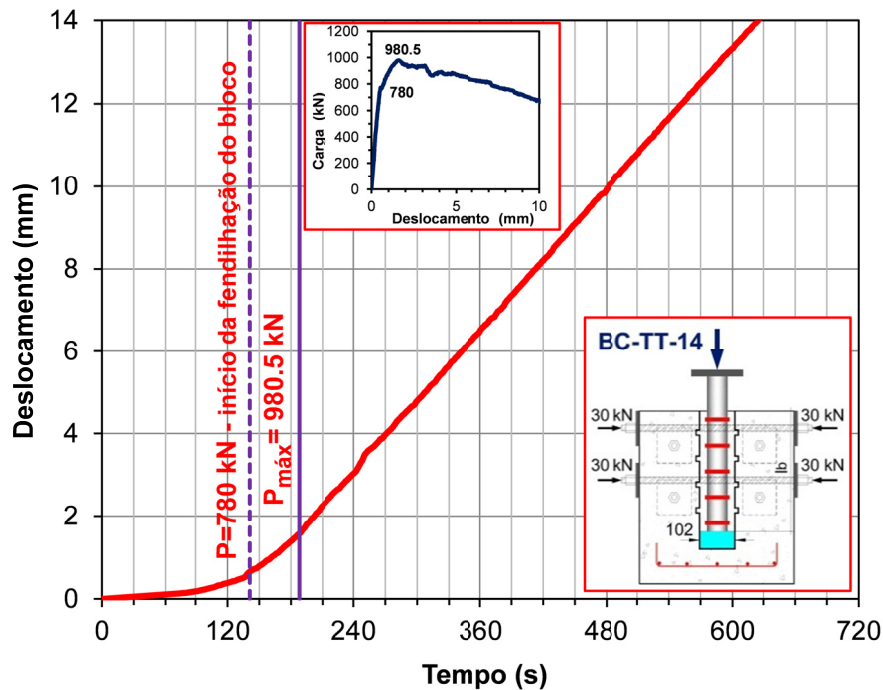


Figura 5.24 – Curva deslocamento / tempo do ensaio BC-TT-14

O acréscimo da capacidade da ligação verificado para os blocos confinados com superfície do furo indentada, resulta da mobilização do atrito garantido pelo confinamento. Se se considerar que nos ensaios confinados após a fendilhação da calda no espaço anelar, o deslizamento ocorre na interface calda / calda (corte da calda junto aos anéis), ou calda / betão, o coeficiente de atrito pode ser considerado entre 0.6 a 0.8 (DNV-OS-J101, 2011; Gómez *et al.*, 2005). Assim, o acréscimo da capacidade da ligação pode ser determinado multiplicando o pré-esforço total pelo coeficiente de atrito referido. Considerando o valor mais conservativo para o coeficiente de atrito,  $\mu=0.6$ , o acréscimo da capacidade da ligação,  $\Delta P$ , vem dado por:

- Ensaio BT-TT-13,14 (Nível 1 de confinamento):  $\Delta P = \mu \times P_{e,\text{total}} = 0.6 \times 240 = 144 \text{ kN}$
- Ensaio BT-TT-15,16 (Nível 2 de confinamento):  $\Delta P = \mu \times P_{e,\text{total}} = 0.6 \times 360 = 216 \text{ kN}$
- Ensaio BT-TT-17,18 (Nível 3 de confinamento):  $\Delta P = \mu \times P_{e,\text{total}} = 0.6 \times 480 = 288 \text{ kN}$

Adicionando estes valores ao valor da capacidade da ligação, obtido nos ensaios BC-TT-11,12, ensaios com blocos não confinados, obtém-se uma estimativa da carga,  $P_{\text{est}}$ :

- Ensaio BT-TT-13,14:  $P_{\text{est}} = P_{\text{máx},N0} + \Delta P_{(N1)} = 842.1 + 144 = 986.1 \text{ kN}$  ( $P_{\text{máx}} = 980.5 \text{ kN}$ )

- Ensaios BT-TT-15,16:  $P_{est}=P_{máx,N0}+\Delta P_{(N2)}=842.1+216=1058.1$  kN ( $P_{máx}=1040.4$  kN)
- Ensaios BT-TT-17,18:  $P_{est}=P_{máx,N0}+\Delta P_{(N3)}=842.1+288=1130.1$  kN ( $P_{máx}=1097.6$  kN)

Verifica-se que os valores da carga estimada são muito próximos dos valores da carga máxima obtidos experimentalmente. De referir que as diferenças registadas são maiores nos ensaios com um nível de confinamento superior, o que era expectável, na medida em que, provavelmente, nestes ensaios o valor da carga máxima corresponde, não à rotura da ligação, mas à rotura da micro-estaca (menor neste caso,  $P_{u,m}=1080$  kN).

Para ilustrar o comportamento dos varões de confinamento durante o carregamento é apresentada na Figura 5.25, a resposta da ligação do ensaio BC-TT-15, ensaio realizado com o Nível 2 de confinamento.

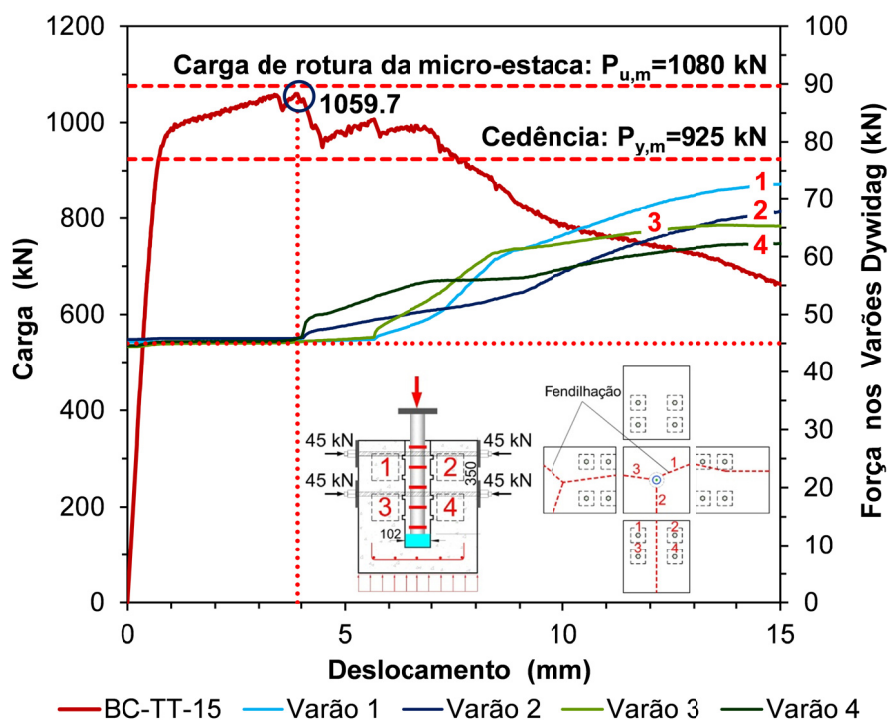


Figura 5.25 – Curvas carga / deslocamento e força nos varões Dywidag / deslocamento obtidas no ensaio BC-TT-15 (tubo texturado e superfície do furo indentada)

Da observação da Figura 5.25, verifica-se que a rotura da ligação coincide com a propagação da fendilhação no betão. As forças de tração, inicialmente aplicadas aos varões de confinamento, tendem a aumentar, de acordo com o padrão de fendilhação apresentado na Figura 5.25, até se atingir um valor constante para deslocamentos próximos de 14 mm. No troço pós-rotura, registando-se já a fendilhação longitudinal dos blocos, os varões de



confinamento limitam o aumento da largura de fendas. Foi igualmente observado que o aumento do confinamento diminui a variação da força nos varões de pré-esforço entre o início e o fim do ensaio. De igual modo se observa, que nos varões monitorizados, a variação da força é equivalente, indiciando uma igual deformação do bloco na zona das ancoragens. É de salientar que em nenhum dos ensaios com blocos confinados se atingiu a cedência nos varões de confinamento.

Dos modos de rotura observados e da análise dos resultados obtidos no presente estudo, pode concluir-se que no caso de ligações com tubos texturados a capacidade da ligação é controlada pela resistência ao corte e ao esmagamento da calda, pela resistência à tração do betão, pela aderência na interface calda / betão e pela capacidade resistente da micro-estaca. Neste contexto, o dimensionamento da ligação tem de ter em consideração a verificação do esmagamento localizado, a verificação da resistência na interface calda / betão e a verificação da capacidade da micro-estaca.

#### ***Verificação da resistência da ligação na interface calda / betão***

De acordo com a expressão (3.11) proposta por Orr et al. (2008) a verificação da resistência na interface calda / betão tem de ter em conta o tipo de superfície (rugosa e indentada), a aderência na interface rugosa e o corte calda / calda (nos dentes). Para aplicar esta expressão ao presente estudo deve ser igualmente considerado o atrito mobilizado pelo efeito do confinamento lateral dos blocos. Atendendo a estes pressupostos, a verificação da segurança à rotura na interface calda / betão pode ser realizada através da seguinte expressão:

$$P \leq \tau_g \cdot \pi \cdot D_f \cdot n_d \cdot h_d + f_{b, sr} \cdot \pi \cdot D_f \cdot (l_b - n_d \cdot h_d) + \mu \cdot P_{e, total} \quad (5.4)$$

em que P é a carga aplicada;  $\tau_g$  é o valor da tensão de corte da calda;  $D_f$  é o diâmetro do furo;  $n_d$  é o número de dentes na superfície indentada;  $h_d$  é a altura dos dentes;  $f_{b, sr}$  é o valor da tensão de aderência na interface calda / betão na superfície não denteada;  $l_b$  é o comprimento de selagem;  $\mu$  é o coeficiente de atrito calda / betão e calda / calda; e  $P_{e, total}$  é o pré-esforço total aplicado ao longo do comprimento de selagem.

De acordo com o trabalho de Barley (Barley, 1997), realizado com ancoragens seladas em cilindros de calda confinados com cintas helicoidais e tubos metálicos, os valores da tensão de corte da calda para relações água / cimento de 0.45 varia entre os 12 MPa e os 20 MPa. Na

secção 3.3.3 do Capítulo 3, foram igualmente referenciados outros estudos (Hyett *et al.*, 1995; Hyett *et al.*, 1992) sobre ancoragens seladas em meios confinados, em que foram utilizadas caldas com uma relação água / cimento de 0.4, o valor médio da tensão de corte da calda obtido experimentalmente foi de aproximadamente 15 MPa (ver Quadro 3.3). Atendendo ao anteriormente exposto e à relação água / cimento adotada para a calda no presente estudo ( $a / c = 0.4$ ), foi considerado o valor de 15 MPa para a tensão de corte da calda, na verificação da resistência na interface calda / betão através da expressão (5.4).

A tensão de aderência na interface calda / betão foi obtida a partir do valor médio da carga máxima dos ensaios BC-TT-5,6 ( $P_{m\acute{a}x} = 802.6$  kN), realizados com tubos texturados selados em furos rugosos com 102 mm de diâmetro do furo, com comprimento de selagem de 350 mm, e com blocos confinados com o Nível 1 de confinamento. Como foi demonstrado nesta secção, o acréscimo de carga nos blocos confinados é resultante do atrito mobilizado nas interfaces calda / calda ou calda / betão por efeito do pré-esforço. Com base neste pressuposto, a carga considerada para o cálculo da tensão de rotura da aderência na interface calda / betão foi deduzida de  $\Delta P = 0.6P_{e,240}$ , tendo sido obtido o seguinte valor:

$$P_{m\acute{a}x} (\text{ensaios BC-TT-5,6}) = 802.6 \text{ kN} \rightarrow P = P_{m\acute{a}x} - \Delta P_{e,240} = 802.6 - 0.6 \cdot 240 = 658.6 \text{ kN} \rightarrow$$

$$\rightarrow f_{b,sr} = \frac{P}{\pi \cdot D_f \cdot l_b} = \frac{658.6 \times 10^3}{\pi \cdot 102 \cdot 350} = 5.87 \text{ MPa}$$

No Quadro 5.7, são apresentados os valores da carga máxima obtida nos ensaios com furos de superfície indentada e blocos confinados, e o valor estimado pela expressão (5.4).

Quadro 5.7 – Valores obtidos da verificação da segurança na interface calda / betão, nos ensaios realizados com superfície do furo indentada com 102 mm de diâmetro

Ensaio	$l_b$ (mm)	$D_f$ (mm)	$n_d$	$h_d$ (mm)	$f_{b,sr}$ (MPa)	$\tau_g$ (MPa)	$\mu$	$P_{e,total}$ (kN)	$P_{m\acute{a}x}$ (kN)	$P_{est}$ (kN)
BC-TT-13,14	350	102	4	15	5.87	15.00	0.6	240.0	977.9	980.5
BC-TT-15,16	350	102	4	15	5.87	15.00	0.6	360.0	1049.9	1040.4
BC-TT-17,18	350	102	4	15	5.87	15.00	0.6	480.0	1121.9	1097.6

$l_b$  - Comprimento de selagem;  $D_f$  - Diâmetro do furo;  $n_d$  - Número de dentes na superfície do furo;  $h_d$  - Altura dos dentes;  $f_{b,sr}$  - Valor da tensão de aderência na interface calda / betão na superfície não dentada;  $\tau_g$  - Tensão de corte da calda;  $\mu$  - Coeficiente de atrito;  $P_{e,total}$  - Valor total do pré-esforço inicial aplicado;  $P_{m\acute{a}x}$  - Carga máxima;  $P_{est}$  - Carga estimada.

Da análise dos valores apresentados no Quadro 5.7, verifica-se que a carga máxima, estimada através da expressão (5.4), correspondente à resistência da interface calda / betão, é

semelhante aos valores obtidos nos ensaios realizados no presente estudo. Como foi referido nesta secção, e com base nos modos de rotura observados, nos ensaios com furos indentados nas zonas não confinadas com pré-esforço lateral verificou-se a rotura da ligação na interface calda / betão. Conclui-se que neste caso para garantir a segurança em relação à rotura da aderência nesta interface, seria necessário colocar um número superior de dentes nas paredes do furo de modo a aumentar a resistência e, desta forma evitar a rotura nesta interface.

### **Verificação da resistência ao esmagamento localizado da calda**

A capacidade resistente da ligação é proporcional ao número de anéis soldados na superfície do tubo e pode ser condicionada pelo esmagamento da calda abaixo dos anéis. Com base na clausula 6.7 do EC2 (2010), e nas recomendações da FHWA (FHWA-RD-96-017, 1997; FHWA-SA-97-070, 2000), o número de anéis necessário para evitar o esmagamento da calda pode ser estimado pela seguinte expressão:

$$P \leq n_r \cdot F_{Ru,g} \quad (5.5)$$

em que  $P$  é o valor da carga aplicada;  $n_r$  é o número de anéis; e  $F_{Ru,g}$  é a resistência ao esmagamento localizado da calda, determinada pela seguinte expressão:

$$F_{Ru,g} = v \cdot f_{c,g} \cdot A_0 \cdot \sqrt{A_1 / A_0} \leq 3.0 \cdot v \cdot f_{c,g} \cdot A_0 \quad (5.6)$$

em que  $v$  é um fator de redução ao corte (propõe-se um valor de 0.6 para ter em conta a fendilhação da calda); e  $A_0$  e  $A_1$ , são, respetivamente, a área carregada e a maior área de distribuição de cálculo homotética de  $A_0$ .

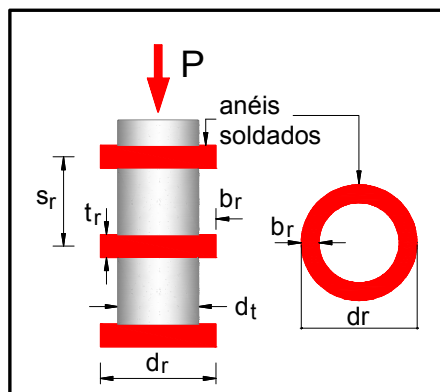


Figura 5.26 – Geometria dos anéis

### **Área carregada**

$$A_0 = \frac{\pi}{4} (d_r^2 - d_t^2) \quad (5.7)$$

em que  $d_r$  e  $d_t$  são, respetivamente, o diâmetro exterior dos anéis e o diâmetro exterior do tubo da micro-estaca

**Distância mínima entre anéis** (FHWA-RD-96-017, 1997)

$$s_r = 4(b_r) + t_r \quad (5.8)$$

Aplicando as expressões (5.5) a (5.7) e considerando uma carga de 1100 kN, um diâmetro

médio dos anéis de 73 mm (este valor do diâmetro dos anéis, têm em conta as variações medidas, verificando-se uma diferença de 2 mm em relação ao diâmetro dos anéis de 71 mm, adotado no planeamento dos ensaios), para uma resistência à compressão da calda de 53 MPa e o valor limite de  $F_{Ru,g} (3.0 \cdot \nu \cdot f_{c,g} \cdot A_0)$ , o número de anéis que seria necessário adotar para evitar o esmagamento da calda, nos ensaios realizados no presente estudo com o maior comprimento de selagem e com o Nível 3 de confinamento, seria de 7. Com base nas observações dos modos de rotura dos ensaios realizados no presente estudo, verifica-se que este valor é conservativo já que só se observou o esmagamento da calda nos ensaios com os níveis 2 e 3 de confinamento. Além disso, nos ensaios BC-TT-11,12 com blocos não confinados não se observou nem o esmagamento nem o corte da calda para uma carga máxima de 842.1 kN. Para as mesmas dimensões consideradas, e para a carga de 842.1 kN, era necessário considerar 6 anéis.

A expressão anterior permite obter, de uma forma simples, uma estimativa do número de anéis mas é conservativa, não tendo em conta o confinamento lateral aplicado. Por outro lado, o valor da tensão de rotura à compressão da calda, em meios confinados, pode ser bastante superior ao aqui considerado (Barley, 1997; Bentler e Yankey, 2006).

Por último, a aderência nas ligações seladas com tubos texturados é resultado da combinação de três mecanismos fundamentais: adesão, atrito e interação mecânica devido à reação dos anéis. Para os ensaios com superfície do furo rugosa, em que a rotura da ligação foi na interface calda / betão, o mecanismo de aderência é resultado apenas da adesão e do atrito nessa interface. Nos ensaios com furos de superfície indentada, em que a rotura se observou por corte e esmagamento da calda na interface aço / calda, o atrito calda / calda e a interação mecânica são os mecanismos fundamentais. Em ambas as situações, o comportamento pós-rotura depende inteiramente do atrito e do confinamento lateral.

A Figura 5.27 ilustra a curva tensão de aderência / deslocamento com a representação dos mecanismos de aderência descritos, correspondente ao ensaio BT-TT-18, ensaio realizado com tubo texturado selado num bloco de betão armado e confinado com o Nível 3 de pré-esforço. Os valores da aderência representados na Figura 5.27 foram calculados no perímetro dos anéis.

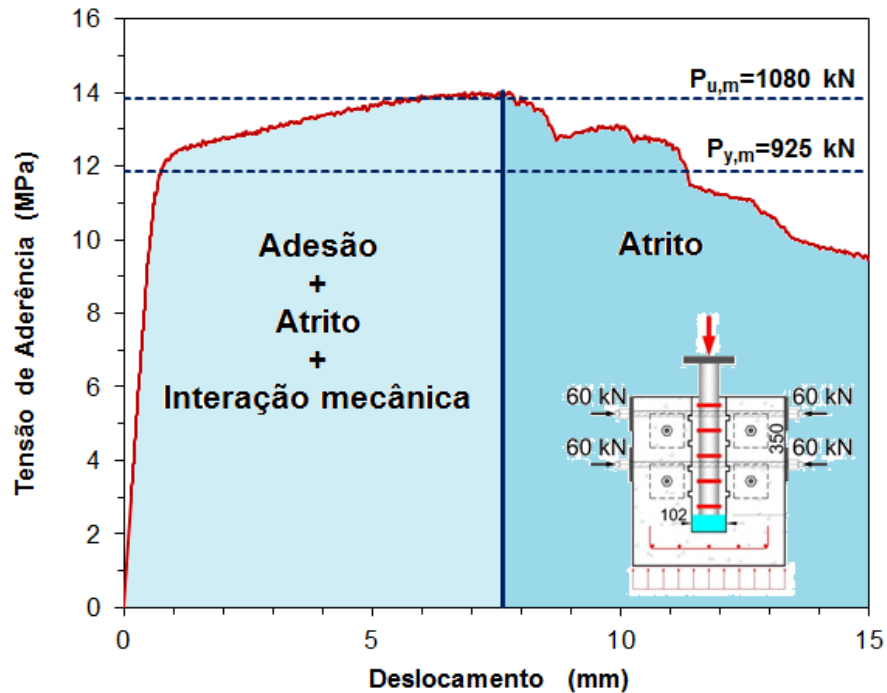


Figura 5.27 – Curva tensão de aderência / deslocamento do ensaio BC-TT-18

### 5.3.2 Parâmetros avaliados

Nesta secção são discutidos os resultados obtidos em termos dos parâmetros que se definiu como objetivo avaliar, em função dos valores obtidos da tensão de ruptura da aderência.

Para os ensaios realizados com tubos lisos são apresentadas as relações entre a tensão de ruptura da aderência e o confinamento passivo, o diâmetro do furo, o comprimento de selagem e a rugosidade da superfície do furo.

Para os ensaios realizados com tubos texturados, para além das relações referidas para os tubos lisos, é igualmente apresentada a relação entre a tensão de ruptura da aderência e o confinamento lateral (ativo). De igual modo, é feita uma análise da influência da textura da micro-estaca no comportamento e no valor da carga máxima obtida para a ligação e, uma análise da influência da rugosidade da superfície do furo na capacidade da ligação.

### 5.3.2.1 Ensaios com tubos lisos

#### *Relação tensão de rotura da aderência / confinamento*

Um dos principais objetivos dos ensaios realizados com tubos lisos era obter a tensão de rotura da aderência, na interface aço / calda, para diferentes tipos de confinamento. Os tubos de PVC representam um limite inferior do confinamento e foram utilizados para evitar a fendilhação da calda durante o processo de cura. Os tubos de aço foram utilizados para simular um confinamento moderado, com uma rigidez radial,  $K_r$ , equivalente à rigidez de um bloco de betão com dimensões em planta de  $450 \times 450 \text{ mm}^2$ , fabricado com um betão da classe de resistência C20/25. No Quadro 5.8 são apresentadas as características geométricas dos tubos de confinamento e dos blocos de betão, bem como a rigidez radial, obtida através da teoria da elasticidade, dada pela expressão (3.8).

Quadro 5.8 – Rigidez radial dos tubos de confinamento e dos blocos de betão

Confinamento	$E_{cm}$ GPa	$\nu$	$d_o$ mm	$d_i$ mm	$K_r$ MPa/mm
PVC	3 <sup>(1)</sup>	0.3	90	81	8.2
PVC	3 <sup>(1)</sup>	0.3	110	101	5.4
PVC	3 <sup>(1)</sup>	0.3	140	119	8.2
Aço	200 <sup>(1)</sup>	0.3	90	80	613.4
Aço	200 <sup>(1)</sup>	0.3	110	100	401.3
Aço	200 <sup>(1)</sup>	0.3	130	120	282.9
Betão	37.1 <sup>(2)</sup>	0.2	450	82	714.8
Betão	37.1 <sup>(2)</sup>	0.2	450	102	557.9
Betão	37.1 <sup>(2)</sup>	0.2	450	122	449.7

<sup>(1)</sup> Valores fornecidos pelo fabricante; <sup>(2)</sup> Valor estimado para o dia dos ensaios (107 dias (valor médio) após a betonagem dos blocos)

A Figura 5.28 ilustra a relação entre a tensão de rotura da aderência e a rigidez radial conseguida pelo confinamento, obtida com base nos resultados da investigação aqui descrita. Para estimar a tensão de rotura da aderência na interface aço / calda, propõe-se a seguinte relação:

$$0.30 + 0.0101K_r \leq f_{bu} \leq 1.75 + 0.0101K_r \quad (5.9)$$

em que  $f_{bu}$  é a tensão de rotura da aderência na interface aço / calda (em MPa); e  $K_r$  é a rigidez radial, obtida a partir da expressão (3.8) (em MPa/mm). Os limites de  $f_{bu}$  representam um intervalo de confiança de 95 %. A expressão (5.9) é válida para reforço com micro-estacas de

tubos lisos, seladas com calda de cimento, num furo previamente executado na fundação. Com base nos valores obtidos nos ensaios de caracterização da calda adotada no presente estudo, a calda tem de ter uma resistência mínima à compressão, aos 28 dias, de 53.0 MPa e um módulo de elasticidade mínimo de 14.0 GPa.

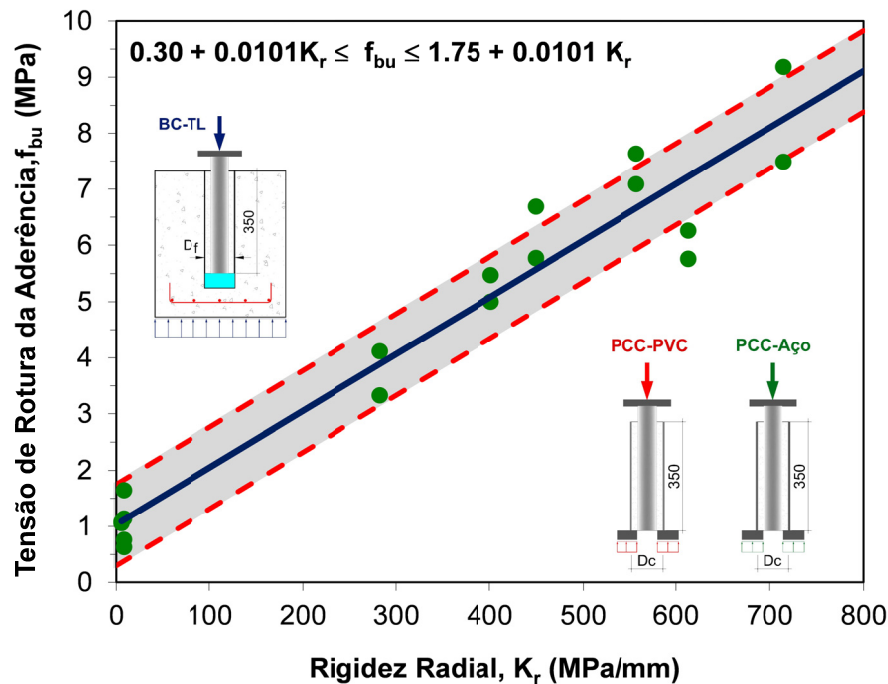


Figura 5.28 – Relação tensão de ruptura da aderência / rigidez radial obtida nos ensaios de compressão realizados com tubos lisos

Para a utilização da expressão (5.9) recomenda-se a utilização de um fator de segurança adequado para ter em conta as condições de serviço e o valor de cálculo da resistência da calda e do aço. Com base na regulamentação portuguesa, o EC0 (2009) e o EC2 (2010) o coeficiente parcial de segurança a aplicar às ações,  $\gamma_F$ , deve ser igual a 1.4, o coeficiente parcial de segurança para a calda,  $\gamma_c$ , é igual a 1.5, e o coeficiente parcial de segurança para o aço,  $\gamma_s$ , é igual a 1.5. Daqui resulta que deve ser adotado um fator de segurança de 2.5 ( $\gamma = \gamma_F \times \gamma_c \times \gamma_s = 1.4 \times 1.5 \times 1.15 \approx 2.5$ ).

Para estimar a tensão de ruptura da aderência a partir da expressão (5.9), é necessário determinar o valor do módulo de elasticidade e do coeficiente de Poisson do betão da fundação existente. Estes valores podem ser obtidos a partir das carotes extraídas da fundação, obtidas após a execução dos furos. Para a determinação direta da rigidez radial pode ser utilizado um dilatómetro de alta pressão (Reichert *et al.*, 1992).

### Relação tensão de rotura da aderência / diâmetro da calda

Na Figura 5.29 são ilustradas as relações entre a tensão de rotura da aderência e o diâmetro da calda (ou diâmetro do furo), obtidas nos ensaios realizados com tubos lisos selados em tubos de PVC, em tubos de aço e em blocos de betão.

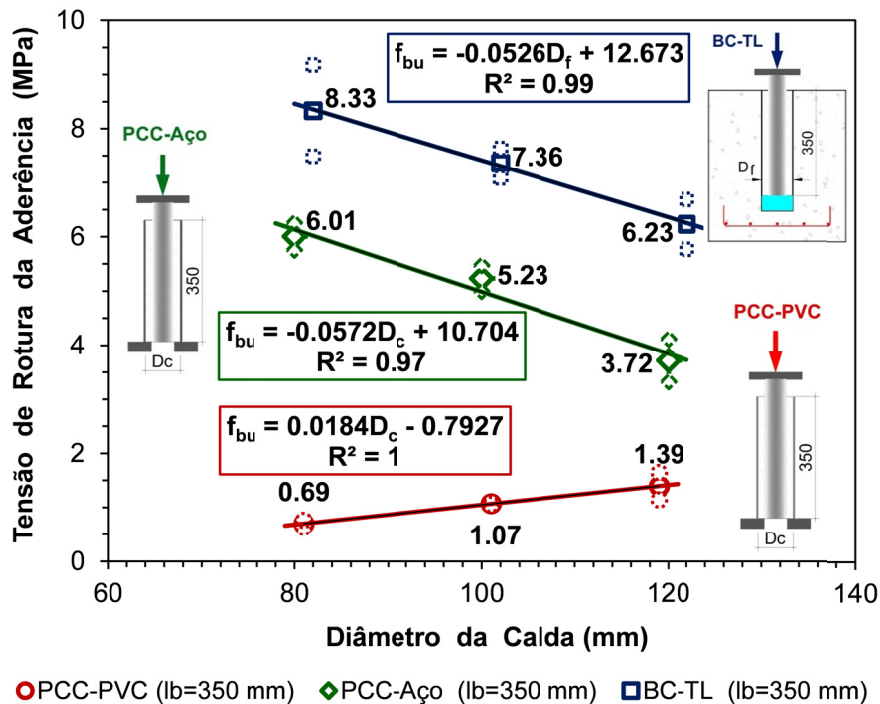


Figura 5.29 – Relações tensão de rotura da aderência / diâmetro da calda obtidas nos ensaios de compressão realizados com tubos lisos

Para materiais de confinamento com módulos de elasticidade superiores ao da calda, aço e betão, verifica-se que a tensão de rotura da aderência depende significativamente da rigidez radial, aumentando, por isso, com o decréscimo do diâmetro. As tensões radiais, originadas pelo movimento relativo entre a micro-estaca e a calda envolvente, geram tensões de compressão na interface, tanto maiores quanto maior a rigidez da calda envolvente. Desta forma, menores espessuras anelares conferem um maior confinamento e uma maior mobilização de atrito e, conseqüentemente, uma maior tensão de aderência.

No caso de micro-estacas seladas em blocos de betão a menor relação diâmetro do furo / diâmetro do tubo adotada ( $D_f/d_t = 1.4$ ), garante um acréscimo da tensão de rotura da aderência de 25 % em relação à maior relação adotada ( $D_f/d_t = 2$ ).

Para os provetes confinados com PVC, com um módulo de elasticidade inferior ao da calda



( $E_{PVC}=3$  GPa), a tensão de aderência aumenta com o diâmetro da calda. Neste caso, o aumento do diâmetro da calda implica um acréscimo da rigidez radial do confinamento e da tensão de rotura da aderência na interface.

Com base na teoria da elasticidade (Timoshenko e Goodier, 1980) pode-se obter uma estimativa aproximada do valor da tensão de rotura da aderência numa massa de calda não confinada. A pressão normal na interface aço / calda,  $p_n$ , pode ser estimada a partir da expressão (5.10):

$$p_n = \sigma_t \frac{d_g^2 - d_t^2}{d_g^2 + d_t^2} \quad (5.10)$$

em que  $\sigma_t$  representa a tensão tangencial radial;  $d_t$  o diâmetro do tubo; e  $d_g$  o diâmetro da calda envolvente. De acordo com a expressão anterior, a pressão normal na interface aumenta com o aumento do diâmetro da calda. O início da fendilhação da calda verifica-se quando o valor da tensão radial tangencial iguala a tensão de rotura à tração da calda  $f_{t,g}$ . Considerando que o valor de  $f_{t,g}$  é aproximadamente 10 % da tensão de rotura à compressão ( $f_{t,g}=0.1f_{c,g}$ ), o valor de  $p_n$ , considerando um  $d_g=101$  mm e  $d_t=60$  mm, vem igual a 2.54 MPa. Após o início do deslizamento do tubo na interface aço / calda, a tensão de rotura da aderência,  $f_{bu}$ , pode ser estimada através da expressão (5.11):

$$f_{bu} = \mu \cdot p_n \quad (5.11)$$

em que  $\mu$  é o coeficiente de atrito na interface aço / calda, o qual pode ser considerado igual a 0.4 (DNV-OS-J101, 2011); e  $p_n$  é a pressão normal na interface aço / calda. A utilização desta expressão conduz a um valor da tensão de rotura da aderência de 1.02 MPa. Este valor é muito aproximado ao obtido nos ensaios dos modelos PCC-PVC-11,12, em que se obteve uma tensão média de rotura da aderência de 1.07 MPa, confirmando que a componente de atrito na tensão de rotura da aderência é significativa.

### ***Relação tensão de rotura da aderência / comprimento de amarração***

Na Figura 5.30 são apresentadas as relações entre a tensão de rotura da aderência e o comprimento de selagem, obtidas nos ensaios realizados com tubos lisos selados em tubos de

PVC, em tubos de aço e em blocos de betão.

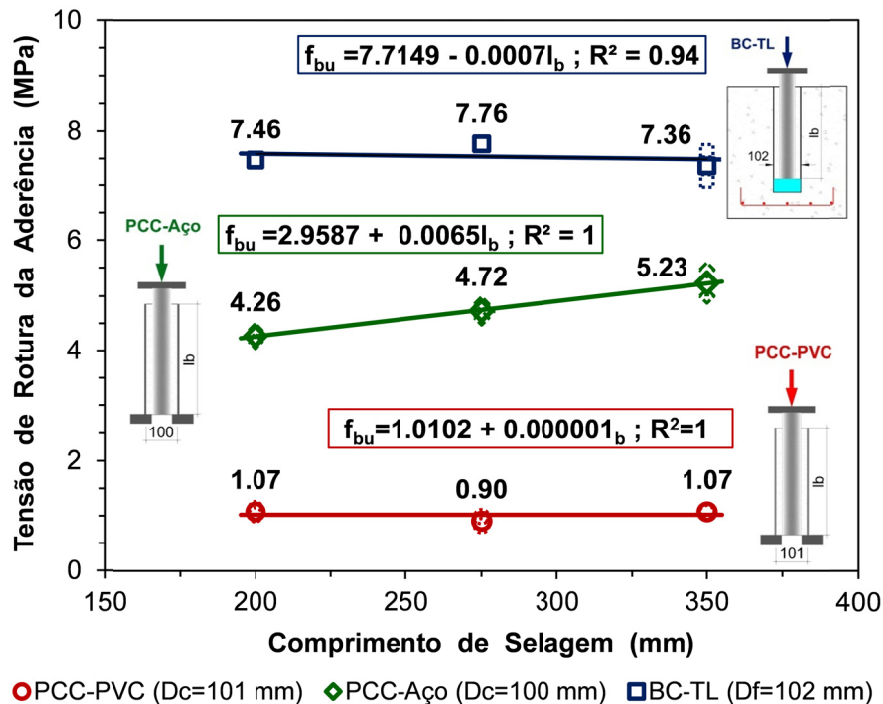


Figura 5.30 – Relações tensão de ruptura da aderência / comprimento de selagem obtidas nos ensaios de compressão realizados com tubos lisos

Da observação da Figura 5.30, verifica-se que a tensão de ruptura da aderência aumenta linearmente com o aumento do comprimento de selagem no caso de micro-estacas seladas em tubos de aço, enquanto no caso de micro-estacas seladas em blocos de betão e em tubos de PVC os resultados obtidos sugerem que a tensão de aderência não é influenciada pelo comprimento de selagem. Gómez *et al.* (2005) também não concluíram haver influência deste parâmetro em ensaios realizados com tubos lisos selados em blocos de betão.

No caso dos ensaios realizados com micro-estacas seladas nos blocos de betão dois dos ensaios para avaliação deste parâmetro foram rejeitados (ensaios BT-TL-2 e BC-TL-4). Como foi referido na secção 5.2.3, e devidamente assinalados no Quadro 5.6, os resultados destes ensaios não foram considerados por se tratar de provetes instrumentados em que os valores da carga última registada foram muito inferiores aos provetes com as mesmas características não instrumentados. Por esta razão, considera-se necessário realizar mais ensaios antes de se poder tirar conclusões sobre a influência deste parâmetro na aderência de micro-estacas de tubos lisos seladas em blocos de betão.

***Relação tensão de rotura da aderência / rugosidade da superfície do furo***

Na Figura 5.31 é ilustrada a relação entre a tensão de aderência e rugosidade da superfície do furo, obtida com os ensaios realizados com micro-estacas seladas em blocos de betão, com comprimentos de selagem de 350 mm e furos com 102 mm de diâmetro.

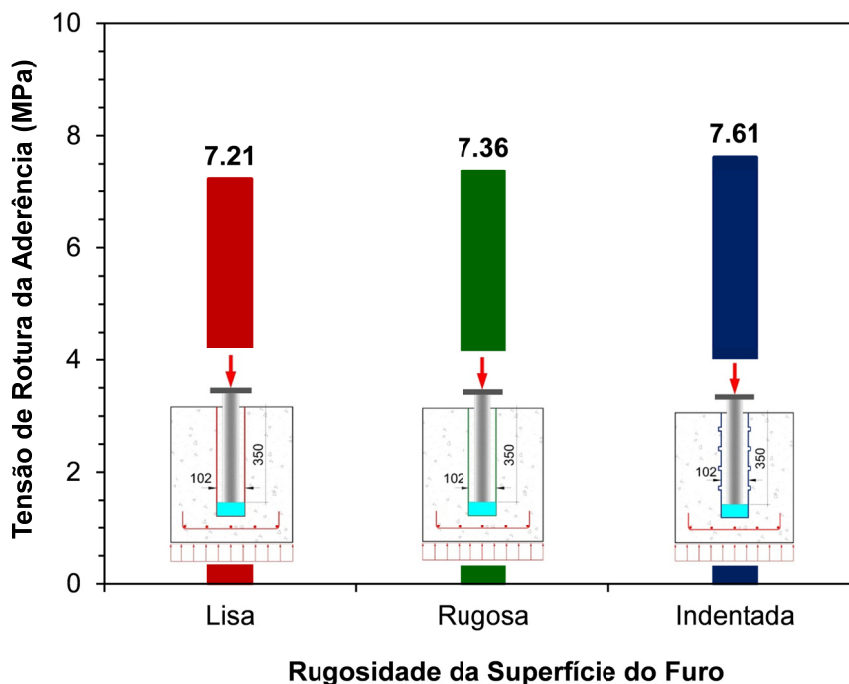


Figura 5.31 – Relação tensão de rotura da aderência / rugosidade da superfície do furo obtida nos ensaios de compressão realizados com tubos lisos

Nos ensaios de compressão realizados com micro-estacas de tubos lisos seladas em furos de superfície rugosa observou-se em todos os ensaios uma rotura por aderência na interface aço / calda. De igual modo, nos ensaios realizados com furos de superfície lisa e de superfície indentada observou-se o mesmo tipo de rotura. Conclui-se que, neste caso, a resistência na interface calda / betão é superior à que se verifica na interface aço / calda. Da observação da Figura 5.31, verifica-se que os valores obtidos para a tensão de rotura da aderência são semelhantes para as três situações consideradas. No entanto, este parâmetro pode ter uma influência significativa no comportamento de ligações com tubos texturados (FHWA-SA-97-070, 2000; JAMP, 2002), sendo avaliado na secção seguinte.

### 5.3.2.2 Ensaios com tubos texturados

#### *Relação tensão de rotura da aderência / diâmetro do furo*

A Figura 5.32 ilustra a relação entre a tensão de rotura da aderência e o diâmetro do furo, para ensaios realizados com furos de superfície rugosa, com comprimentos de selagem de 350 mm e blocos confinados com o Nível 1 de confinamento.

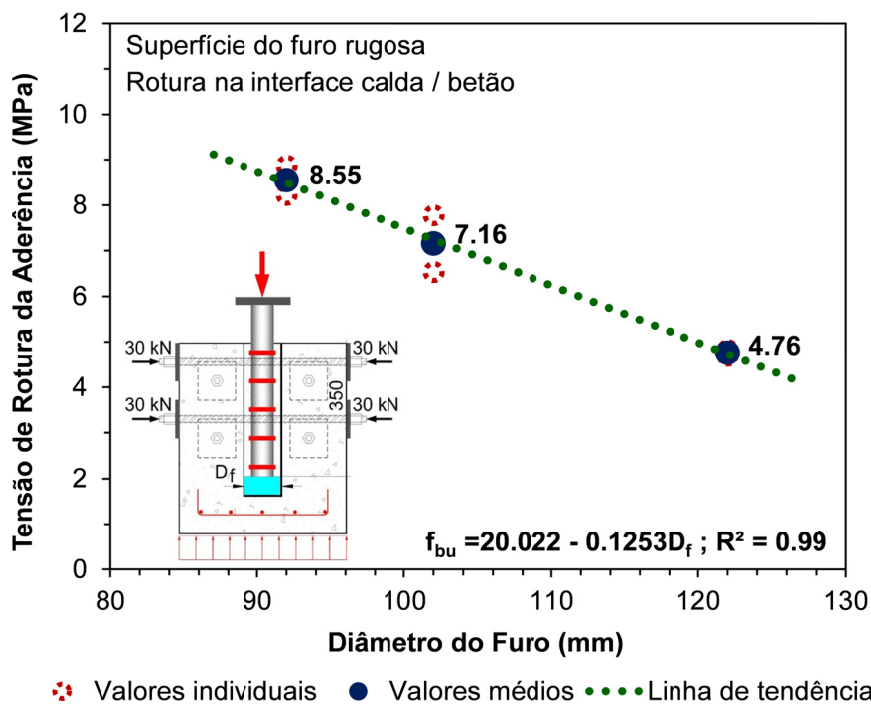


Figura 5.32 – Relação tensão de rotura da aderência / diâmetro do furo obtida nos ensaios de compressão realizados com tubos texturados

Da análise da Figura 5.32 conclui-se que a tensão de rotura da aderência decresce linearmente com o diâmetro do furo, observando-se uma forte correlação ( $R^2=0.99$ ). De igual modo observa-se que a dispersão dos valores individuais em torno dos valores médios é reduzida. Conclui-se que a utilização de uma relação diâmetro do furo ( $D_f$ ) / diâmetro do tubo ( $d_t$ ) de 1.5 garante um acréscimo da tensão de rotura da aderência de 40 % em relação à maior relação adotada  $D_f/d_t=2$ . Estes resultados confirmam a tendência obtida nos ensaios realizados com tubos lisos, mas verifica-se um maior aumento na tensão de aderência com a variação da relação  $D_f/d_t$ , indiciando que a aderência na interface calda / betão é mais sensível às variações desta relação do que a aderência na interface aço / calda.

**Relação tensão de rotura da aderência / comprimento de selagem**

A Figura 5.33 ilustra a relação entre a tensão de rotura da aderência e o comprimento de selagem, para os modelos com furos de superfície rugosa e 102 mm de diâmetro e, blocos confinados com o Nível 1 de confinamento.

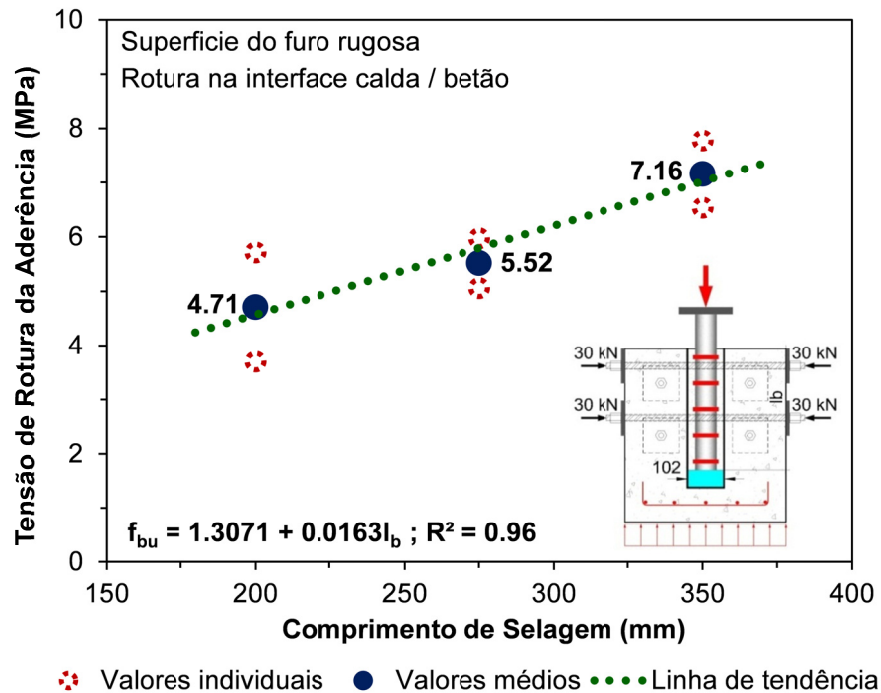


Figura 5.33 – Relação tensão de rotura da aderência / comprimento de selagem obtida nos ensaios de compressão realizados com tubos texturados

Da análise da Figura 5.33 conclui-se que a tensão de rotura da aderência aumenta linearmente com o aumento do comprimento de selagem, com uma forte correlação ( $R^2=0.96$ ), embora se tenha verificado uma dispersão considerável nos valores obtidos para os ensaios realizados com o menor comprimento de selagem ( $CV=30.2\%$ ). Conclui-se que o maior comprimento de selagem adotado ( $l_b=350$  mm) garantiu um aumento da tensão de rotura da aderência de 40 % em relação ao menor comprimento de selagem adotado ( $l_b=200$  mm). O aumento verificado está diretamente associado ao número de anéis utilizados na micro-estaca, para cada um dos comprimentos de selagem, concretamente 5 no caso de  $l_b=350$  mm e 3 para  $l_b=200$  mm.

É importante referir que estes resultados não são consistentes com os obtidos noutros estudos (Gómez *et al.*, 2005), nos quais não se observaram diferenças significativas na tensão de aderência com a variação do comprimento de selagem. Contudo, nos ensaios realizados por Gómez *et al.* (2005), os comprimentos de selagem definidos foram significativamente

diferentes, variando entre 450 e 900 mm, cerca de 2.5 vezes superiores aos adotados no presente estudo, assim como a textura das micro-estacas, tendo sido utilizados cordões de solda em vez de anéis.

### ***Relação tensão rotura da aderência / nível inicial de confinamento***

A Figura 5.34 ilustra a relação entre a tensão de rotura da aderência e o nível inicial de confinamento lateral, para ensaios realizados com micro-estacas seladas em furos de superfície indentada e com 102 mm de diâmetro.

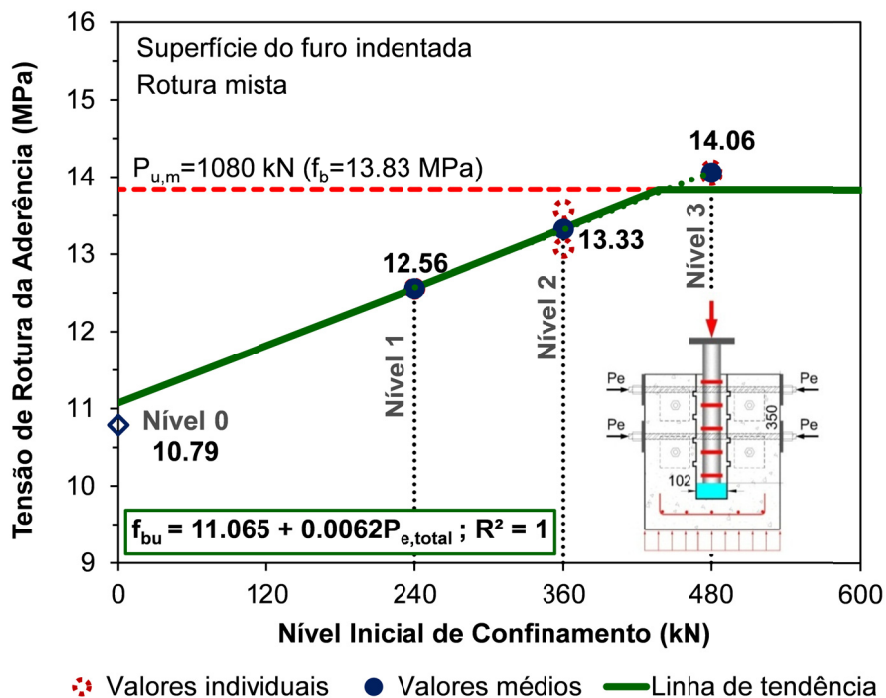


Figura 5.34 – Relação tensão de rotura da aderência / nível inicial de confinamento obtida nos ensaios de compressão realizados com tubos texturados

Da observação da Figura 5.34, verifica-se que a tensão de rotura da aderência aumenta linearmente com o nível de confinamento, com uma excelente correlação ( $R^2=1$ ) devendo ser limitada a um dos seguintes valores: (i) rotura estrutural da micro-estaca; (ii) rotura dos varões Dywidag de confinamento; e (iii) rotura por esmagamento do betão nas zonas de ancoragem dos varões de confinamento. Um aumento de 200 % no pré-esforço total aplicado garantiu um aumento de 10 % na tensão de rotura da aderência.

De acordo com os trabalhos de Malvar (1992) e de Eligehausen *et al.* (1983) e, igualmente,

segundo o *draft* final do código CEB-FIP Model Code 2010, a partir de uma certa percentagem da armadura de confinamento a aderência entre varões nervurados e o betão é constante. Isto é devido à deterioração mais acelerada da interface aço / betão, a qual se verifica para confinamentos mais elevados, traduzindo-se na prática por um limite a partir do qual o confinamento não melhora o comportamento da aderência.

### ***Relação carga máxima / rugosidade da superfície do furo***

A Figura 5.35 ilustra a relação entre a capacidade de carga e a rugosidade da superfície do furo obtida com ensaios realizados com tubos texturados, furos com 102 mm de diâmetro, comprimentos de selagem de 350 mm e blocos confinados com o Nível 1 de pré-esforço.

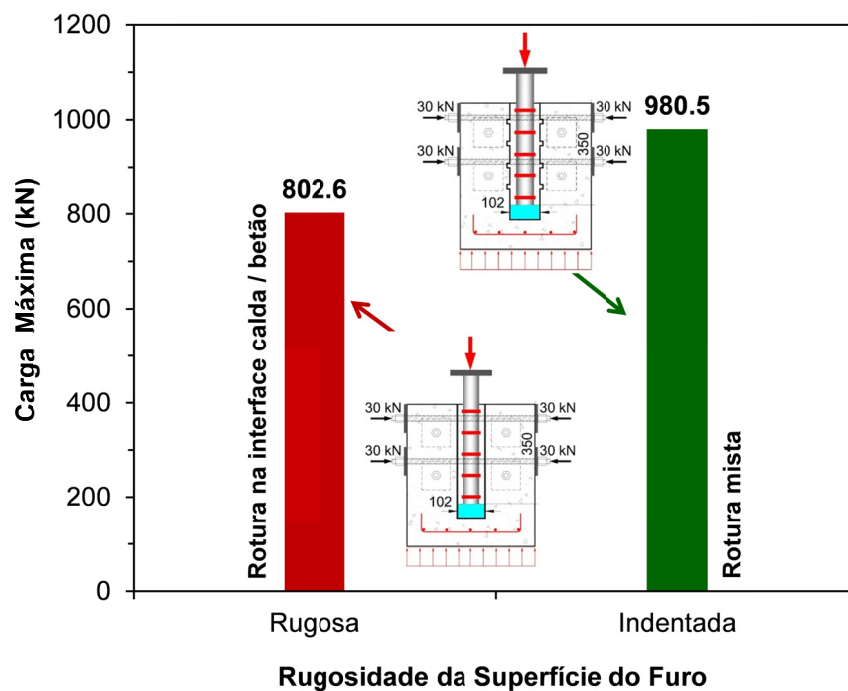


Figura 5.35 – Relação carga máxima / rugosidade da superfície do furo obtida nos ensaios de compressão realizados com tubos texturados

Da observação da Figura 5.35, e dos modos de rotura observados (ver Figura 5.7, secção 5.2.2), concluiu-se que a rugosidade da superfície do furo influencia a capacidade e o modo de rotura da ligação. Conforme referido anteriormente, para os blocos confinados foram observados dois tipos de rotura: (i) rotura na interface calda / betão, nos ensaios realizados com furos de superfície rugosa; e (ii) rotura mista por corte e esmagamento da calda na

interface aço / calda e rotura da aderência na interface calda / betão, nos ensaios realizados com superfície do furo indentada.

A execução de dentes na superfície do furo (superfície indentada), para o mesmo nível de confinamento, aumentou em 20 % a capacidade da ligação.

### *Relações carga / deslocamento para tubos lisos e texturados*

Na Figura 5.36 são apresentadas as curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios realizados com tubos lisos e texturados, furos de superfície indentada e diâmetro de 102 mm e, comprimentos de selagem de 350 mm.

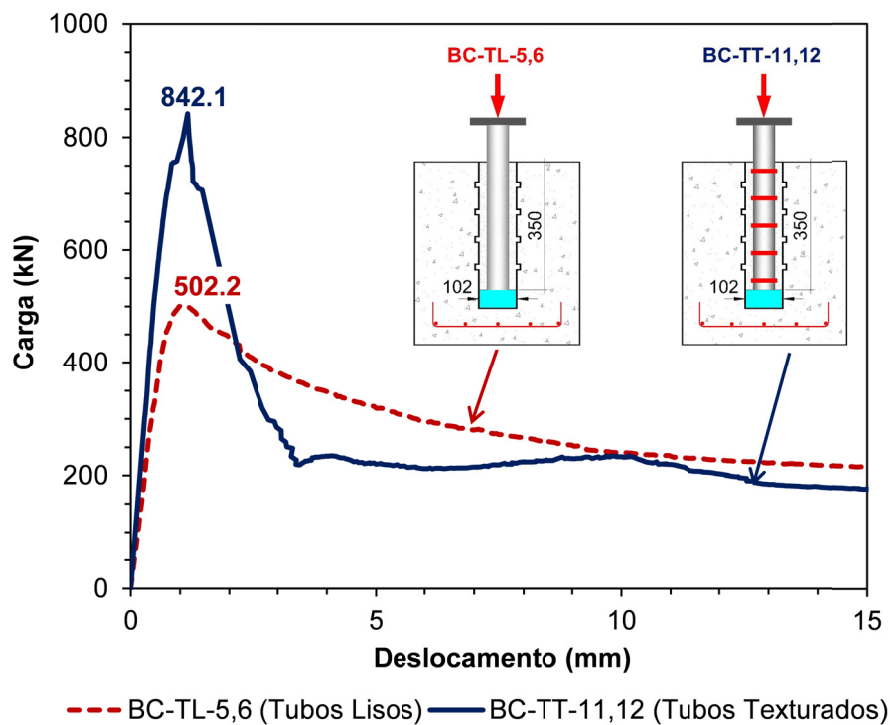


Figura 5.36 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios realizados com tubos lisos e texturados selados em furos com superfície indentada

Da observação da Figura 5.36, conclui-se que a utilização de anéis soldados na superfície do tubo aumentou a capacidade da ligação, em pelo menos 70 %. Com efeito, os valores obtidos nos ensaios BC-TT-11,12 representam um limite inferior da capacidade da ligação, em consequência da rotura monolítica observada.



Em ambas as situações, apresentadas na Figura 5.36, observa-se um comportamento frágil pós-rotura, com um decréscimo acentuado da carga até um valor residual. Nos ensaios com tubos texturados, verificou-se a rotura do bloco por insuficiente confinamento.

A utilização de anéis e furos com superfície indentada pode, em determinadas situações, provocar uma fendilhação excessiva da fundação a reforçar. Esta situação pode ocorrer no caso das dimensões da fundação e a distância da ligação aos limites da fundação serem reduzidas, podendo implicar o reforço da fundação com pré-esforço lateral (ativo).

## **5.4 Comparação com trabalhos de referência e com os códigos de betão**

Nesta secção são comparados os resultados obtidos nos ensaios realizados no contexto do presente estudo, com os resultados obtidos noutros estudos e ainda com as recomendações dos regulamentos de betão armado referidos na secção 3.2.2.

### **5.4.1 Comparação com trabalhos de referência**

Os ensaios realizados na Fase I, com micro-estacas seladas em tubos de PVC e de aço, permitiram verificar claramente o efeito do confinamento na capacidade da ligação e nos valores obtidos para a tensão de rotura da aderência na interface aço / calda. Para uma maior rigidez radial do confinamento, verificou-se uma maior capacidade da ligação e maiores valores da tensão de aderência mobilizada na interface aço / calda.

Conforme referido na secção 3.4.2, Gómez *et al.* (2005) realizaram ensaios de compressão com micro-estacas de tubos lisos e texturados, seladas em blocos de betão armado. Pode afirmar-se que o presente estudo confirma as conclusões relativas ao comportamento geral da ligação apresentadas por Gómez *et al.*, mas difere consideravelmente nos valores obtidos da

tensão de rotura da aderência para situações equivalentes, que podem ser justificadas pelas diferentes características dos modelos ensaiados por Gómez *et al.* (2005) e as adotadas no presente estudo: (1) diferentes relações água / cimento da calda; (2) diferentes relações comprimento de selagem / diâmetro do tubo; e (3) diferentes métodos utilizados para produzir a textura dos tubos e executar os furos.

Para os ensaios com tubos lisos, em qualquer um dos dois estudos referidos, verificou-se uma rotura frágil. De igual modo verifica-se, em ambos os estudos, que a tensão de rotura da aderência aumenta com a diminuição do diâmetro do furo, não sendo contudo significativamente influenciada pelo comprimento de selagem da micro-estaca.

Na Figura 5.37 são apresentados os resultados obtidos por Gómez *et al.* (2005) e os resultados obtidos na presente tese para os ensaios realizados com tubos lisos. São igualmente apresentados os resultados obtidos por Gómez *et al.* (2005) corrigidos, para ter em conta a diferença da rigidez da calda e permitir a comparação com os resultados do presente estudo. Conforme referido anteriormente, a calda utilizada por Gómez *et al.* (2005) apresentou valores nominais do módulo de elasticidade de 6.9 GPa, enquanto que a calda adotada no presente estudo apresentou um valor nominal do módulo de elasticidade de 14.2 GPa, tendo-se por isso adotado um coeficiente de correção  $\lambda = E_g / E_{g(\text{Gómez et al.})} = 14.2 / 6.9 = 2.06$  para ter em conta esta diferença, considerando que a tensão de aderência aumenta linearmente com o aumento do valor do módulo de elasticidade da calda.

Da observação da Figura 5.37 verifica-se que os resultados obtidos no presente estudo são superiores aos obtidos por Gómez *et al.* (2005). No entanto, os valores corrigidos acompanham a tendência observada nos resultados do presente estudo. Conclui-se que as características da calda, em especial a sua relação água / cimento, é um parâmetro fundamental para o estudo destas ligações, verificando-se que a tensão de rotura da aderência aumenta proporcionalmente com o módulo de elasticidade da calda.

No presente estudo foi proposta a expressão (5.9), para a estimativa da tensão de rotura da aderência em ligações seladas com tubos lisos, que considera implicitamente o nível de confinamento. Relativamente à expressão (3.10) proposta por Gómez *et al.* (2005), verifica-se que esta depende da espessura da calda,  $e_a$ . No entanto, Gómez *et al.* (2005) consideram que os resultados obtidos dependem consideravelmente do confinamento conferido pelas

armaduras passivas utilizadas nos blocos.

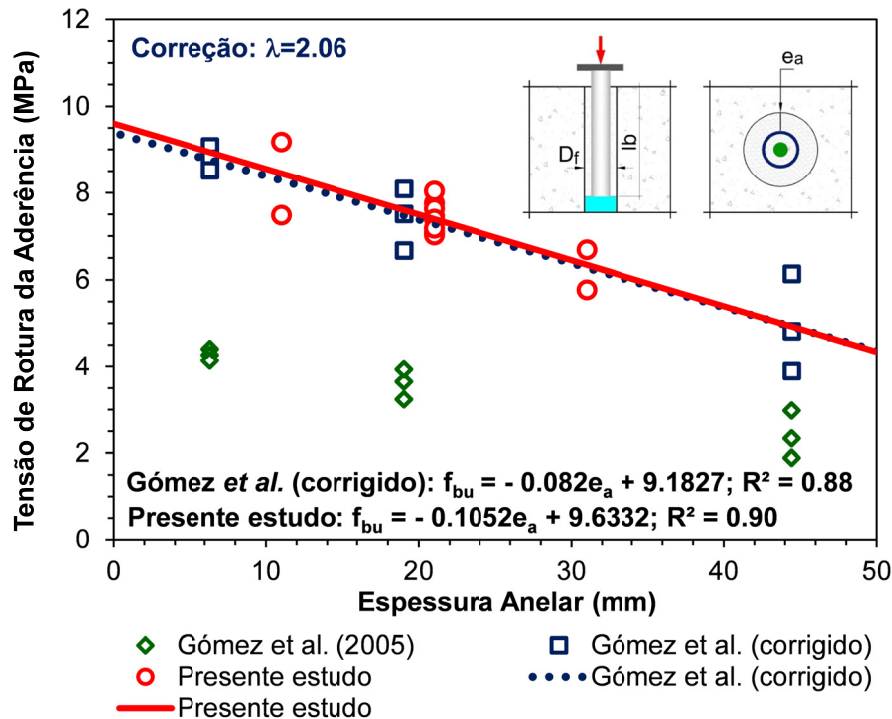


Figura 5.37 – Comparação dos resultados obtidos por Gómez *et al.* (2005) e os do presente estudo, nos ensaios realizados com tubos lisos

Para ensaios com tubos texturados, o comportamento da ligação observado no presente estudo foi idêntico ao observado por Gómez *et al.* (2005) e a ruptura observada foi igualmente uma ruptura dúctil. No entanto, os modos de ruptura observados e os valores obtidos por Gómez *et al.* (2005) para a tensão de ruptura da aderência são diferentes dos obtidos no presente estudo, não sendo diretamente comparáveis. São vários os fatores que contribuem para a diferença registrada:

- 1) O método utilizado por Gómez *et al.* (2005) para a furação, percussão, garantiu uma elevada rugosidade na interface calda / betão condicionando a ruptura à interface aço / calda. No presente estudo, observou-se uma ruptura na interface calda / betão no caso de furos rugosos (tratamento com escova de aço), e uma ruptura mista, ruptura por corte e esmagamento da calda abaixo dos anéis e na interface calda / betão, nos ensaios com superfície do furo indentada.
- 2) O método utilizado nos dois estudos para produzir a textura da micro-estaca foi claramente diferente. Gómez *et al.* (2005) adotou a colocação de cordões de solda, ao passo que no presente estudo optou-se por anéis soldados com geometria

consideravelmente diferente. Na primeira situação, a capacidade da ligação depende do atrito na interface aço / calda mobilizado por efeito da dilatação e do confinamento passivo das armaduras. Na segunda situação, e de acordo com o observado na presente investigação, a capacidade da ligação é controlada pela resistência ao corte e ao esmagamento da calda, e pela aderência na interface calda / betão;

- 3) Em ambos os trabalhos, verificou-se que a capacidade da ligação depende fortemente do nível de confinamento. Contudo, também aqui há diferenças a assinalar. No trabalho de Gómez *et al.* (2005), foi utilizado um confinamento passivo conferido pelas armaduras do bloco (com uma percentagem elevada) e, no presente estudo, adotou-se uma percentagem reduzida de armaduras no bloco e foi utilizado um confinamento ativo através de varões pré-esforçados.

Conforme referido no Capítulo 3, secção 3.4.2, Orr *et al.* (2008) testaram com sucesso a utilização de uma superfície de furo indentada no reforço de fundações existentes para a selagem de varões rugosos. Estes autores utilizaram a expressão (3.11) apresentada na secção 3.4.2 do Capítulo 3, para a estimativa da capacidade da ligação baseada na resistência ao corte longitudinal na interface calda / betão. No entanto, a expressão (3.11) não tem em conta o efeito do pré-esforço lateral no aumento da capacidade da ligação. No caso de fundações reforçadas com pré-esforço lateral, para utilizar a expressão (3.11) é necessário considerar esse efeito de acordo com a expressão (5.4) apresentada na secção 5.3.1.2.

No presente estudo, nos ensaios realizados com tubos texturados, furos de superfície indentada, e com blocos confinados com o nível mais elevado de confinamento, Nível 3, verificou-se uma rotura próxima da rotura por arrancamento (*pull-out failure*). Esta rotura é observada em varões amarrados em betão armado com confinamento passivo elevado (Eligehausen *et al.*, 1983). Eligehausen *et al.* (1983) propuseram uma expressão para a determinação da área de armadura necessária para garantir um confinamento elevado e simultaneamente uma rotura por arrancamento do varão:

$$\sum A_{sv} = 0.3 \cdot n_{l,c} \cdot A_s \cdot \frac{\sigma_s}{\sigma_{sv}} \quad (5.12)$$

em que  $\sum A_{sv}$  e  $\sigma_{sv}$ , são, respetivamente a área total e a tensão admissível da armadura

transversal de confinamento;  $n_{l,c}$  é número de varões longitudinais confinados; e  $A_s$  e  $\sigma_s$ , são, respetivamente, a área da secção e a tensão de tração no varão confinado.

Considerando uma tensão  $\sigma_s = 706$  MPa (tensão de rotura à tração do tubo API N80-valor do fabricante),  $n_{l,c}=1$ , e  $\sum A_{sv}=1608$  mm<sup>2</sup> (8 varões com diâmetro de 16 mm com uma área da secção transversal de 201 mm<sup>2</sup>), a aplicação da expressão (5.12) no presente estudo conduziria a uma tensão  $\sigma_{sv}=384$  MPa para os varões de confinamento. Para se atingir este valor, seria necessário aplicar uma força aproximada em cada varão de 75 kN e garantir uma rotura por arrancamento.

## 5.4.2 Comparação com os códigos de betão

Nenhum dos regulamentos atuais para dimensionamento de estruturas de betão armado, o EC2 (2010) e o ACI 318 (2008), referidos na secção 3.2.2 do Capítulo 3, apresenta expressões para o cálculo do comprimento de selagem, nem especificações para a aderência de ligações com micro-estacas, de tubos lisos ou texturados, ou varões selados em furos previamente executados em estruturas de betão.

A aplicação direta das expressões dos regulamentos referidos, para o cálculo do comprimento de selagem das micro-estacas, conduziria a valores inviáveis do ponto de vista prático, tanto economicamente como por limitação da altura da grande maioria das fundações existentes, mesmo nas situações em que as micro-estacas são executadas com inclinação.

Como exemplo, para um varão indentado com uma tensão de cedência de 550 MPa (valor próximo da tensão de cedência do aço do tubo utilizado, 562 MPa) e com 60 mm de diâmetro, selado numa calda com uma tensão de rotura à compressão de 53 MPa, a utilização das expressões do EC2 (2010) conduziria a valores da tensão de rotura da aderência de 3.40 MPa e a uma relação comprimento de amarração / diâmetro do furo de 28.3, que corresponde a um comprimento de amarração de 1700 mm (para o cálculo da tensão de rotura da aderência foi considerado um coeficiente de 1.4 para varões indentados, de acordo com o código CEB-FIP Model Code 1990, em vez de um coeficiente de 2.25 considerado pelo EC2 (2010) para varões nervurados; não foram considerados coeficientes parciais de segurança para o aço e

para o betão; e para o cálculo do comprimento de amarração foi admitido o confinamento máximo permitido pelo EC2). Para as mesmas condições anteriores, mas considerando um varão nervurado, a utilização das expressões do EC2 (2010) conduziria a valores da tensão de rotura da aderência de 5.47 MPa e a uma relação comprimento de amarração / diâmetro do furo de 17.6, que corresponde a um comprimento de amarração de 1050 mm.

Nos ensaios realizados no presente estudo com tubos lisos, o modo de rotura observado foi uma rotura idêntica à que se observa na ancoragem de varões ao betão, rotura por fendilhação da calda. Considerando que a carga máxima aumentou linearmente com o comprimento de selagem de acordo com a relação representada na Figura 5.18 (secção 5.3.1.1), obtida para os ensaios realizados com micro-estacas de tubos lisos reutilizados (tubos com 60 mm de diâmetro e uma rugosidade de 0.7 mm) seladas em blocos não confinados, a adoção de uma relação comprimento de selagem / diâmetro do furo de 11 seria suficiente para atingir a cedência da micro-estaca ( $P_{y,m}=925$  kN), e uma relação de 13 para que a rotura da ligação fosse condicionada à rotura da micro-estaca ( $P_{u,m}=1080$  kN).

Com base na análise anterior, conclui-se que nas ligações com micro-estacas, de tubos lisos, seladas em blocos não confinados, é possível adotar relações comprimentos de selagem / diâmetro do furo inferiores a 13, correspondendo a metade do valor a que se é conduzido com a aplicação das expressões do EC2 (2010). Considerando uma relação linear entre a tensão de rotura da aderência e o comprimento de amarração, as diferenças verificadas correspondem a adotar em ligações seladas tensões de aderência duplas das obtidas pelos referidos regulamentos para confinamentos moderados. Neste contexto, é de referir que, no trabalho desenvolvido por Gómez *et al.* (2005), os ensaios realizados com micro-estacas betonadas conjuntamente com os blocos conduziram a uma tensão de aderência 50% inferior aos valores obtidos com micro-estacas seladas (ver Quadro 3.9). Estes autores (Gómez *et al.*, 2005) justificam a diminuição da tensão de aderência na interface aço / calda pela existência de agregados junto desta interface.

Nos ensaios realizados, no presente estudo, com micro-estacas de tubos texturados seladas em blocos de betão confinados e furos de superfície indentada, concluiu-se que o maior comprimento de selagem adotado,  $l_b=350$  mm (relação  $l_b / d_t \approx 6.0$ ), foi suficiente para garantir a cedência da micro-estaca, para o Nível 1 de confinamento, e para garantir a

provável rotura da micro-estaca, para o Nível 3 de confinamento. Para blocos com a mesma relação  $l_b / d_t$  (6.0), e não confinados, verificou-se a rotura do betão, concluindo-se que esta relação foi igualmente adequada já que não se verificou a rotura da aderência nas interfaces aço / calda / betão.

## 5.5 Síntese de Conclusões

Nesta secção, apresentam-se as principais conclusões extraídas da análise e discussão dos resultados obtidos nos ensaios realizados à compressão com tubos lisos e texturados.

O comportamento geral da ligação e os modos de rotura observados dependem do tipo de armadura utilizada, sendo, por esse motivo, o resumo das conclusões apresentado separadamente.

### *Ensaio realizados com tubos lisos*

A capacidade da ligação é inicialmente controlada pela adesão na interface aço / calda e, depois, pelo atrito nesta interface, sendo este proporcional ao nível do confinamento aplicado. Assim, a capacidade da ligação aumenta com a rigidez radial do confinamento.

Concluiu-se que o confinamento influencia igualmente o modo de rotura da ligação. Quando o valor do módulo de elasticidade do material do confinamento é inferior ao módulo de elasticidade da calda, caso de confinamentos com tubos de PVC, a rotura ocorre por fratura radial da calda. Nestas situações, verifica-se que o confinamento conferido pelo diâmetro da calda é essencial. Para níveis de confinamento superiores (tubo de aço e blocos de betão), as propriedades mecânicas e o diâmetro da calda são os parâmetros críticos, ocorrendo uma rotura por fendilhação da calda (*splitting failure*) e consequente deslizamento da micro-estaca. A tensão de rotura da aderência, na interface aço / calda, está fortemente correlacionada com o nível de confinamento, sendo um parâmetro fundamental no comportamento da ligação.

Com base nos resultados exclusivamente obtidos no presente estudo, é proposta a

expressão (5.9) para análise / dimensionamento de micro-estacas de tubos lisos, seladas em furos com vários níveis de confinamento. A expressão (5.9) permite determinar a tensão de rotura da aderência ( $f_{bu}$ , em MPa) em função da rigidez radial do confinamento ( $K_r$ , em MPa / mm):

$$0.30 + 0.0101K_r \leq f_{bu} \leq 1.75 + 0.0101K_r$$

O valor de  $K_r$  pode ser obtido com base em ensaios *in situ* ou através da expressão (3.8).

Da análise dos restantes parâmetros avaliados foram extraídas as seguintes conclusões:

- O diâmetro do furo tem uma influência significativa no valor da tensão de rotura da aderência. A tensão de rotura da aderência aumenta linearmente com o decréscimo do diâmetro do furo. Com base nas relações diâmetro do furo / diâmetro do tubo ( $D_f / d_i$ ) adotadas no presente estudo conclui-se que uma diminuição da relação de 30 % conduz a um acréscimo de 25 % na tensão de rotura da aderência;
- O comprimento de selagem parece não influenciar a tensão de rotura da aderência. No entanto, o número de resultados considerados válidos para a avaliação da influência deste parâmetro na tensão de rotura da aderência pode ter condicionado esta observação. Por esta razão, considera-se necessário realizar mais ensaios para se poderem tirar conclusões sobre a influência deste parâmetro na tensão de aderência;
- A adoção de relações comprimento de selagem / diâmetro do tubo de 11 e 13, são, respetivamente, adequadas para garantir a cedência e a rotura de micro-estaca seladas em blocos não confinados, considerando uma relação diâmetro do furo / diâmetro do tubo inferior a 1.7. Estes valores representam menos de metade dos valores a que se seria conduzido com a aplicação das expressões do EC2.

Da comparação dos resultados obtidos no presente estudo e no estudo de Gómez *et al.* (2005) concluiu-se que as características mecânicas da calda de selagem têm um papel fundamental na capacidade da ligação, com a tensão de aderência a aumentar proporcionalmente ao módulo de elasticidade.



### ***Ensaio realizados com tubos texturados***

Concluiu-se que a utilização de tubos texturados conduz a valores da capacidade da ligação muito superiores (incrementos superiores a 70%) aos obtidos com tubos lisos.

A rugosidade da superfície do furo tem uma influência significativa no comportamento e nos modos de rotura da ligação:

- Concluiu-se que, nos modelos com superfície do furo rugosa, a rotura verifica-se na interface calda / betão. Para blocos confinados com pré-esforço lateral, o comportamento pós-rotura depende do confinamento conferido pelo betão: para blocos não fendilhados o comportamento é dúctil; e para blocos fendilhados o comportamento é frágil.
- A utilização de uma superfície indentada garantiu, considerando o mesmo nível de confinamento, uma capacidade da ligação 20 % superior à obtida nos ensaios com superfície de furo rugosa. A utilização de uma superfície indentada deve ser acompanhada com confinamentos adequados para evitar uma rotura por tração do betão. A utilização de uma superfície indentada, em zonas confinadas, garante uma resistência adequada na interface-calda tubo, com a rotura a verificar-se por corte e esmagamento da calda abaixo dos anéis.
- A verificação da segurança à rotura na interface calda / betão tem de ter em consideração a aderência na interface calda / betão e o nível de confinamento. Com base na análise efetuada na secção 5.3.1.2, a expressão (5.4) pode ser utilizada para obter uma estimativa da capacidade da ligação na interface calda / betão.

Da análise dos restantes parâmetros avaliados foram extraídas as seguintes conclusões:

- A tensão de rotura da aderência aumenta linearmente com a diminuição do diâmetro do furo. Com base nas relações diâmetro do furo / diâmetro do tubo ( $D_f / d_t$ ) adotadas, no presente estudo, concluiu-se que uma diminuição da relação de 25 % conduz a um acréscimo de 40 % na tensão de rotura da aderência;
- A tensão de aderência aumenta linearmente com o comprimento de selagem. Este aumento está diretamente relacionado com o aumento do número de anéis.

- A utilização de relações comprimento de selagem / diâmetro do tubo de 6 são suficientes para garantir a cedência da micro-estaca e, para confinamentos elevados a sua rotura;
- O aumento do nível de confinamento garante um aumento da carga máxima, um aumento da ductilidade pós-rotura e uma diminuição da fendilhação dos blocos. O acréscimo da capacidade da ligação correspondente ao pré-esforço lateral aplicado é devido ao atrito mobilizado na interface em que se observa a rotura ( $\Delta P = \mu P_{e, total}$ );
- As micro-estacas texturadas com anéis soldados conduzem a valores da capacidade da ligação superiores aos obtidos com a utilização de micro-estacas texturadas com cordões de solda (utilizadas no trabalho de Gómez *et al.* (2005));
- O dimensionamento da ligação deve ter em conta o dimensionamento dos anéis (espaçamento e dimensões) e ser realizado com base na resistência da calda, de modo a evitar o seu esmagamento;

Como síntese das conclusões aqui descritas, extraídas dos resultados dos ensaios com micro-estacas de tubos texturados, pode afirmar-se que a análise e o dimensionamento destas ligações deve incluir as seguintes verificações: (1) rotura na interface calda / betão; (2) esmagamento localizado da calda; e (3) capacidade resistente da micro-estaca.

Normalmente, as armaduras nas fundações existentes a reforçar são insuficientes, na medida em que não foram dimensionadas para este tipo de ligação, devendo por isso ser reforçadas com a aplicação de pré-esforço lateral de modo a evitar uma possível rotura do betão da fundação. De igual modo, no cálculo destas ligações tem de ser igualmente considerada a rotura por punçoamento, sendo por isso necessário adotar um posicionamento adequado da micro-estaca na zona de selagem.

## Capítulo 6

### Comportamento à Tração da Ligação

### Micro-Estaca/Calda/Fundação

#### 6.1 Introdução

Neste capítulo são tratados e discutidos os resultados obtidos na Fase III, correspondentes aos ensaios realizados com micro-estacas de tubos lisos e texturados, seladas em blocos de betão, e submetidas a esforços de tração. O Quadro 6.1 apresenta um resumo dos ensaios realizados nesta fase.

Quadro 6.1 – Descrição dos modelos submetidos a ensaios de tração (Fase III)

<i>Fase</i>	<i>Modelos</i>	<i>Nº de ensaios</i>	<i>Descrição</i>
<i>Fase III</i>	<i>BT-TL</i>	<i>11</i>	<i>Micro-estacas de tubos lisos seladas em blocos de betão não confinados</i>
	<i>BT-TT</i>	<i>17</i>	<i>Micro-estacas de tubos texturados seladas em blocos de betão confinados</i>

Na secção 6.2, são inicialmente apresentados os resultados obtidos nos ensaios realizados com provetes instrumentados (secção 6.2.1). Seguidamente, são ilustrados e descritos os modos de rotura observados (secção 6.2.2). Na secção 6.2.3, são apresentados os resultados obtidos para cada par de ensaios com as mesmas características. Finalmente, na secção 6.2.4, são apresentadas as curvas carga / deslocamento. Os resultados individuais de cada ensaio e as respetivas curvas carga / deslocamento são apresentados no Anexo C.

Na secção 6.3, é discutido o comportamento geral da ligação (secção 6.3.1), bem como a influência dos vários parâmetros avaliados (secção 6.3.2): diâmetro do furo, comprimento de selagem da micro-estaca, rugosidade da superfície do furo, textura da micro-estaca e confinamento ativo (lateral).

Na secção 6.4, os resultados do presente estudo são confrontados com outros estudos e com os

regulamentos de dimensionamento de estruturas de betão armado referidos neste estudo.

Por último, na secção 6.5, são apresentadas as principais conclusões obtidas relativamente a micro-estacas, de tubos lisos e texturados, sujeitas a esforços de tração.

Para cada um dos ensaios realizados foi registada a carga máxima, e o correspondente deslocamento axial. A partir do registo efetuado em dois ensaios com as mesmas características, obteve-se uma curva média carga / deslocamento. Com base nas curvas carga / deslocamento foi determinada a rigidez inicial e a rigidez secante. Nos ensaios com registo do comportamento pós-rotura, o valor médio da capacidade residual da ligação corresponde ao valor da carga para um deslocamento axial máximo de 15 mm. Foi igualmente determinada a ductilidade da ligação com base nos deslocamentos. A definição de cada uma destas variáveis foi feita na secção 5.2.3 do capítulo anterior. Para os ensaios realizados com micro-estacas de tubos texturados, e confinados com pré-esforço lateral, foi monitorizada a força em cada varão de confinamento.

Para apoiar a discussão dos parâmetros avaliados, foram elaborados gráficos que relacionam a tensão de rotura da aderência com cada um destes.

Sempre que considerado relevante, os resultados apresentados no presente capítulo nos ensaios de tração são comparados com os resultados obtidos nos ensaios de compressão.

Nos ensaios de tração verificou-se uma elevada exsudação da calda. Como foi referido no Capítulo 4, secção 4.2, os blocos de tração foram fabricados no exterior do laboratório. A selagem das micro-estacas foi realizada com temperaturas relativamente baixas (temperatura diurna máxima registada de 10°C) o que provocou uma enorme instabilidade da calda, com um tempo de presa superior a 20 horas, muito acima do tempo que se tinha verificado na Fase I e na Fase II (3 a 5 horas). Este aumento do tempo de cura provocou uma segregação anormal da calda e uma exsudação muito superior à esperada. Foi observada uma maior exsudação nos ensaios realizados com micro-estacas de tubos lisos e que aumentou com o diâmetro do furo. Nos ensaios com tubos texturados, com menor espaço anelar, verificou-se uma menor exsudação, devido à existência de anéis que dificultaram a sedimentação da calda.

A Figura 6.1 ilustra a exsudação observada em três dos blocos ensaiados na Fase III. Atendendo à exsudação observada, para os cálculos efetuados neste capítulo foram

considerados comprimentos efetivos de selagem inferiores aos definidos inicialmente no programa experimental ( $l_{b1}=150$  mm,  $l_{b2}=225$ mm, e  $l_{b3}=300$  mm). De igual modo, foi tida em conta a diferente exsudação verificada nos ensaios realizados com tubos lisos e tubos texturados, e nos ensaios realizados com furos de diferentes diâmetros. Os comprimentos de selagem finais considerados são apresentados no Quadro 6.2.

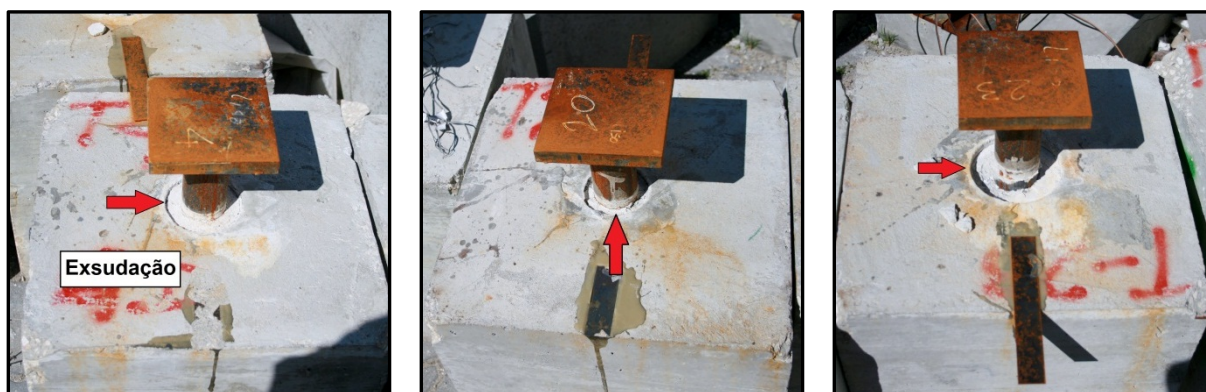


Figura 6.1 – Exsudação observada na calda nos ensaios de tração

Quadro 6.2 – Comprimentos de selagem considerados nos ensaios de tração

Comprimento de selagem inicial (mm)	Diâmetro do furo (mm)	Comprimento de selagem final (mm)	
		Tubos lisos	Tubos texturados
300	92	290	295
	102	285	290
	122	280	285
225	102	215	220
150	102	145	145

## 6.2 Resultados

### 6.2.1 Provetes instrumentados

Foram instrumentadas e ensaiadas à tração duas micro-estacas, uma com tubo liso e outra com tubo texturado, apresentando-se, na Figura 6.2, as respectivas curvas carga / deslocamento.

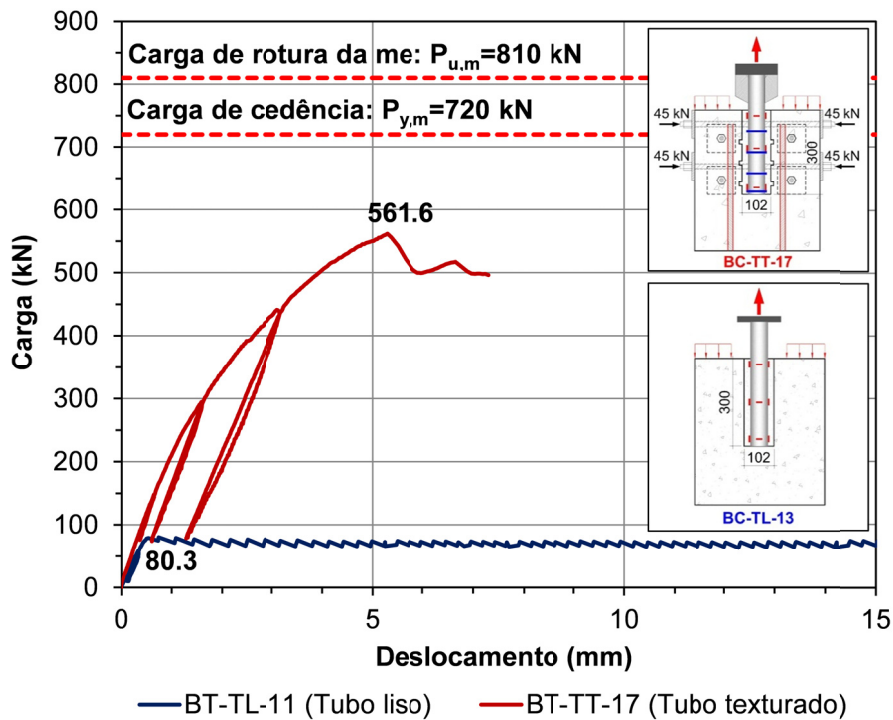


Figura 6.2 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios realizados, na Fase III, com modelos instrumentados

Conforme ilustrado na Figura 6.2, no ensaio realizado com micro-estaca de tubo liso (BT-TL-11), verificou-se um comportamento dúctil pós-rotura, com rotura a verificar-se na interface aço / calda. O valor da carga máxima obtido ( $P_{m\acute{a}x}=80.3$  kN) é muito inferior ao valor obtido nos ensaios teste realizados à tração ( $P_{m\acute{a}x}=279.4$  kN – valor médio dos dois ensaios teste realizados à tração). Conforme referido no Capítulo 4, secção 4.3.3, foram utilizados tubos com características diferentes nas fases I/II e na Fase III. Os tubos utilizados na Fase III eram novos e apresentavam uma superfície muito lisa. Os ensaios teste foram realizados com dois blocos fabricados na campanha da Fase II, em que se utilizaram tubos lisos reutilizados com uma rugosidade de 0.7 mm. Além da diferença na rugosidade dos tubos, os ensaios teste foram realizados com comprimentos de selagem de 350 mm, ao passo que os ensaios com provetes instrumentados na Fase III foram realizados com comprimentos de selagem de 300 mm. Estas alterações foram responsáveis pela grande diferença observada no valor da carga máxima, principalmente as diferentes rugosidades dos tubos utilizados. Os resultados da instrumentação do modelo BT-TT-11 não são aqui apresentados, por se ter verificado um número excessivo de falhas na leitura dos extensómetros.

No ensaio realizado com micro-estaca de tubo texturado (BT-TT-17), verificou-se uma rotura

frágil, conforme é ilustrado na Figura 6.2, tendo-se observado um modo de rotura misto: rotura na interface calda / betão, acompanhada com rotura por corte do betão na zona superior da ligação. A curva correspondente, consiste num tramo linear até se atingir cerca de 50% da carga última, seguido de um tramo não-linear até se atingir a carga máxima registada. O ensaio continuou após a rotura da ligação, tendo-se extraído completamente o cilindro de calda. Da análise dos resultados dos extensómetros verificou-se que os mesmos funcionaram até ao fim do carregamento. As observações registadas são indiciadoras de que a rotura se verificou na interface calda / betão. A rigidez na descarga é semelhante à rigidez que se obteve durante o carregamento.

A Figura 6.3 ilustra a variação da força nos varões pré-esforçados com a carga aplicada, obtida no ensaio BT-TT-17.

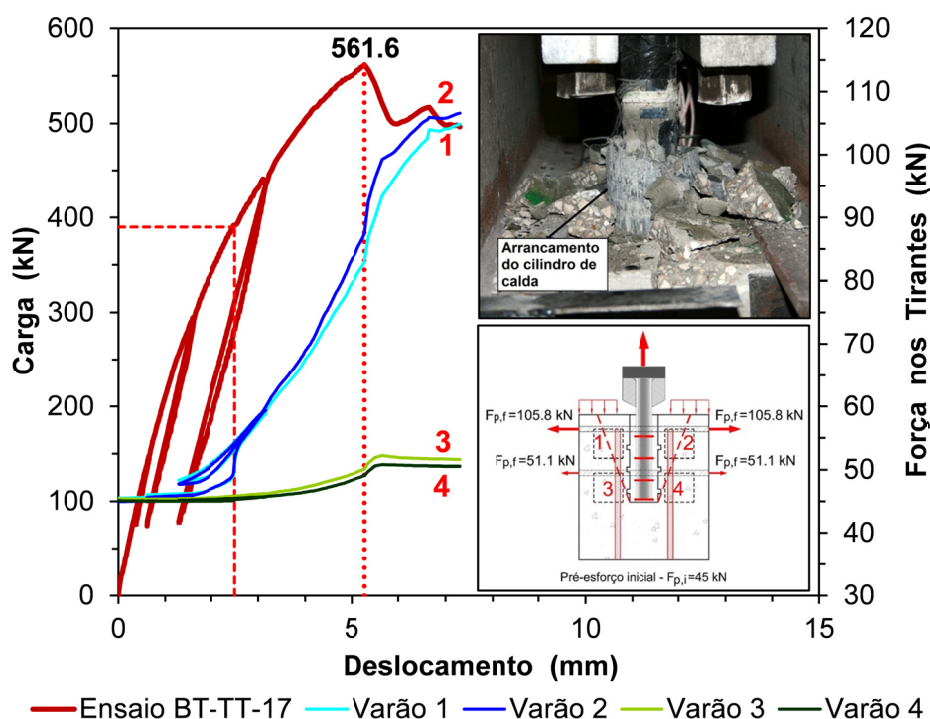


Figura 6.3 – Curvas carga / deslocamento e força nos varões Dywidag / deslocamento obtidas no ensaio BT-TT-17 (tubo texturado)

Da observação da Figura 6.3 verifica-se uma variação localizada da força nos varões do alinhamento superior (varões 1 e 2) para uma carga próxima dos 400 kN, correspondente ao início da fendilhação dos blocos. A partir deste valor, a força nos varões superiores continua a crescer, verificando-se que ao atingir a carga máxima uma nova variação brusca da força

nestes varões. No fim do ensaio, o valor médio da força nos varões de pré-esforço do alinhamento superior foi igual a 105.5 kN, indiciando que estes varões se encontravam sujeitos a uma tensão muito próxima da carga de rotura ( $P_{u,varão}=115.5$  kN). É importante referir que a elevada variação da força de tração observada nos varões superiores indicia elevadas trações no bloco na zona superior da ligação provocadas pelo esquema de ensaio adotado, e que provavelmente diminui a aderência nas interfaces aço / calda / betão.

A Figura 6.4 mostra a variação das extensões, circunferenciais e axiais, em profundidade com a carga, para vários níveis de carregamento, obtidas no ensaio BT-TT-17.

Da análise da Figura 6.4, verifica-se um decréscimo das extensões axiais em profundidade, de uma forma aproximadamente linear. No entanto, ao contrário do observado nos ensaios de compressão instrumentados realizados com micro-estacas de tubos lisos (ver Figura 5.2 na secção 5.2.1), no ensaio de tração só uma percentagem da carga é transferida ao longo do comprimento de selagem. Este valor elevado das extensões axiais à profundidade de 280 mm pode ser explicado quer pelo mau funcionamento dos extensómetros, pela fendilhação e degradação da calda (ver Figura 6.3), pelo arrancamento parcial da micro-estaca da calda, ou a rotura por corte da soldadura do último anel da micro-estaca.

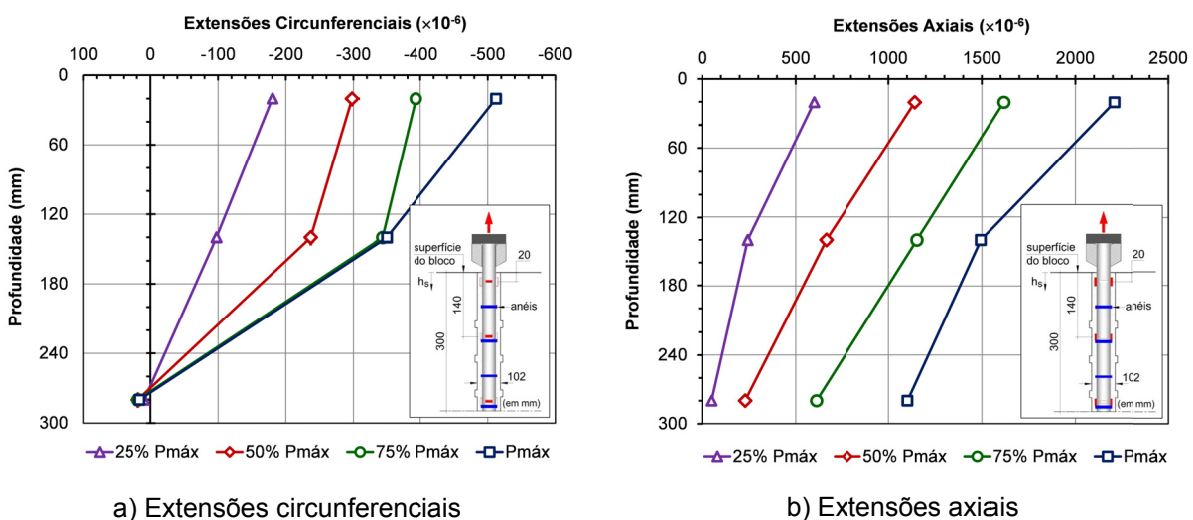


Figura 6.4 – Variação das extensões em profundidade (modelo BC-TT-17)

De igual modo se observa na Figura 6.4 que as extensões circunferenciais decrescem em profundidade, verificando-se um decréscimo não linear para os escalões intermédios do carregamento. O valor do coeficiente de Poisson estimado, correspondente à carga máxima,



foi de 0.23 [ $\varepsilon_c = -\nu \cdot \varepsilon_a \rightarrow \nu = -\varepsilon_c / \varepsilon_a = -(-512.2 \cdot 10^{-6} / 2209.4 \cdot 10^{-6}) = 0.23$ ). Este valor confirma os resultados obtidos nos modelos instrumentados na Fase I e Fase II, verificando-se uma redução do coeficiente de Poisson em meios confinados, e os resultados obtidos noutros estudos (Bentler e Yankey, 2006).

Na Figura 6.5, é ilustrada a variação das extensões axiais em profundidade com o carregamento para o ensaio BT-TT-17. Observa-se um comportamento não linear nos extensómetros colocados a uma profundidade de 280 mm da superfície do bloco, pelas possíveis razões apontadas anteriormente.

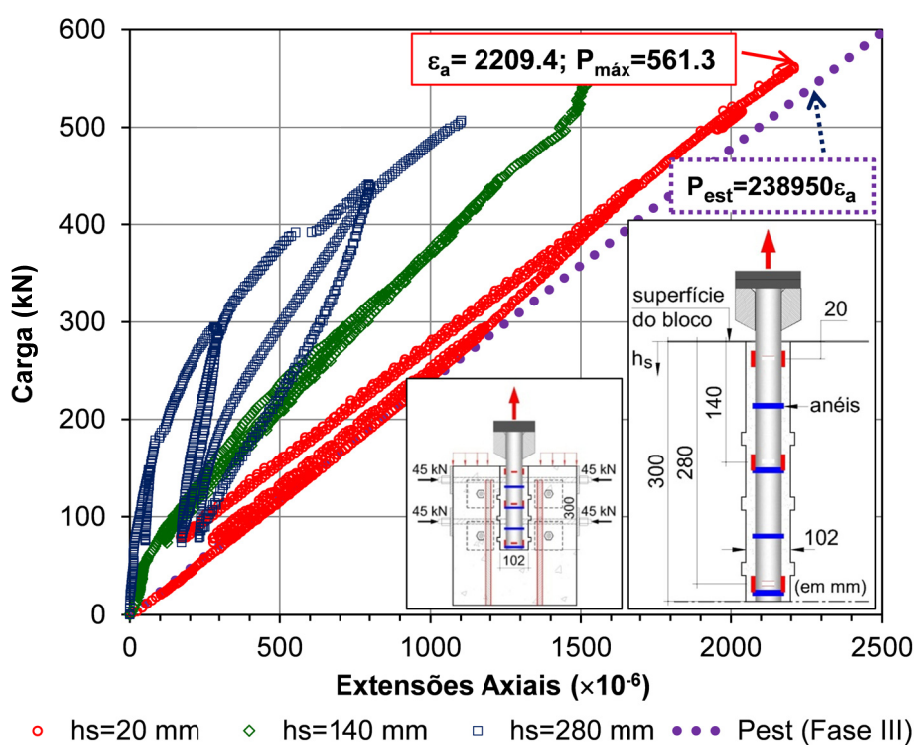


Figura 6.5 – Curvas carga / extensões axiais obtidas no ensaio BT-TT-17

No Quadro 6.3 são apresentados os resultados do modelo instrumentado, ensaiado na Fase III, bem como a estimativa da carga,  $P_e$ , obtida a partir das extensões axiais e da rigidez axial da micro-estaca (ver secção 4.3.4 do Capítulo 4). A carga  $P^*$  apresentada no Quadro 5.4, foi obtida a partir da carga máxima registada durante o ensaio admitindo uma variação linear da carga ao longo do comprimento de selagem e tendo em conta a exsudação verificada neste ensaio. A estimativa da carga, a uma profundidade de 20 mm, é muito semelhante ao valor lido experimentalmente apresentando uma diferença inferior a 3%.

Quadro 6.3 – Resultados obtidos e estimados do modelo instrumentado analisado (BT-TT-17)

Ensaio	Geometria		Valores lidos		Valores estimados		
	$D_c$ (mm)	$l_b^*$ (mm)	$P_{m\acute{a}x}$ (kN)	$\varepsilon_a$ ( $\times 10^{-6}$ )	$P^*$ (kN) ( $h_s=20\text{mm}$ )	$(EA)_m$ (kN)	$P_{est}$ (kN) ( $h_s=20\text{mm}$ )
BT-TT-17	102	290	561.3	2209.4	542.1	238950	527.9

$D_f$  - Diâmetro do furo;  $l_b^*$  - Comprimento de selagem considerado;  $P_{m\acute{a}x}$  - Carga máxima;  $\varepsilon_a$  - Extensão axial;  $P_{est}$  - Carga estimada;  $(EA)_m$  - Rigidez axial da micro-estaca;

## 6.2.2 Modos de rotura

Nos ensaios com tubos lisos, a rotura verificou-se sempre na interface aço / calda, com o arrancamento da micro-estaca e sem fendilhação visível da calda. Na Figura 6.6 é ilustrado o modo de rotura observado nos ensaios com micro-estacas de tubos lisos.

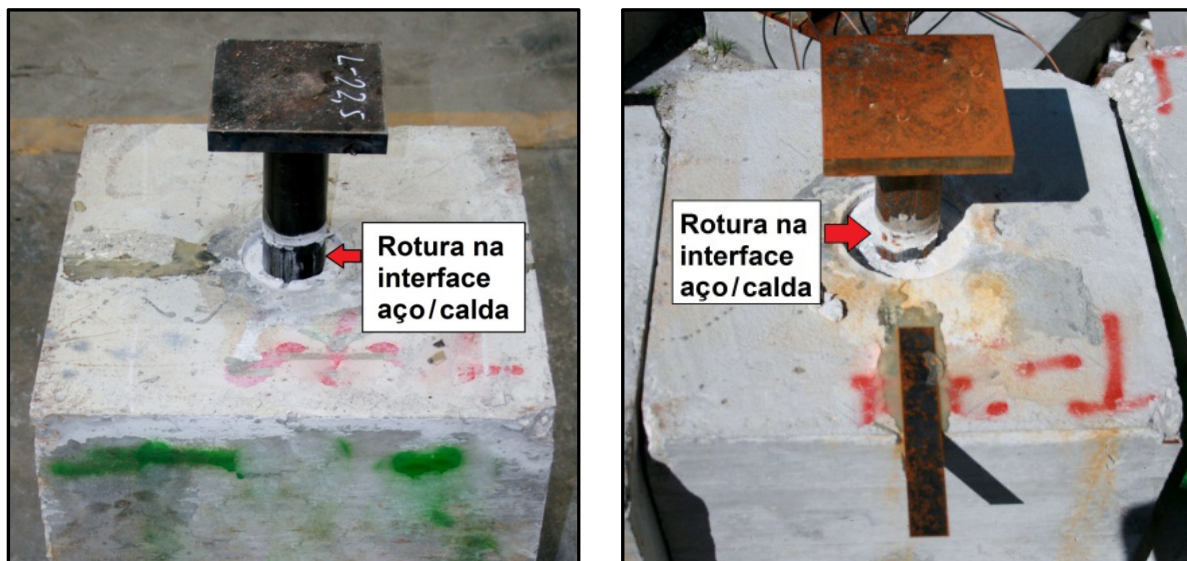
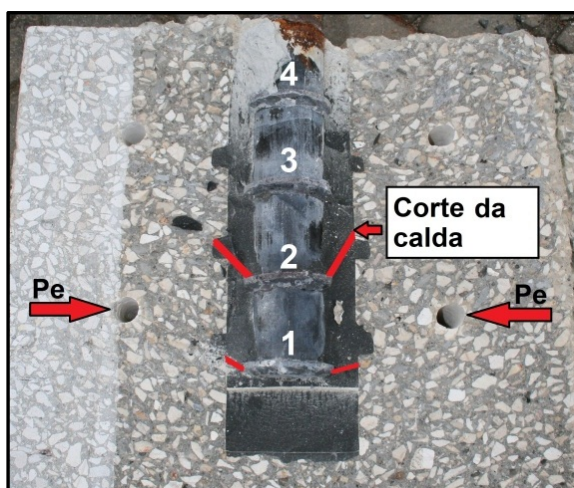
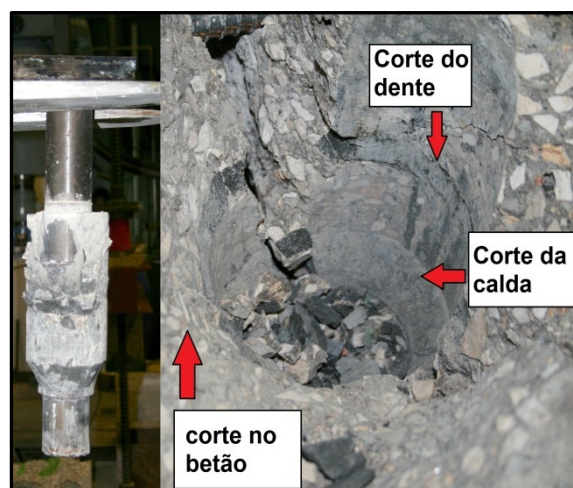


Figura 6.6 – Modo de rotura observado nos ensaios de tração realizados com tubos lisos

Nos ensaios com tubos texturados, observaram-se dois modos de rotura: (1) rotura por punçamento; e (2) rotura da aderência na interface calda / betão, acompanhada da rotura por corte do betão na zona superior da ligação. Foi observado, igualmente, a rotura da soldadura na ligação do prato e das chapas de reforço na cabeça da micro-estaca. Em todos os ensaios realizados com micro-estacas de tubos texturados observou-se fendilhação longitudinal e transversal dos blocos. Na Figura 6.7 são ilustrados os modos de rotura observados durante os ensaios de tração realizados com micro-estacas de tubos texturados.

a) Modo de rotura (1): ensaio com  $l_b = 150$  mm (BT-TT-2)

b.1) Abertura do bloco de ensaio BT-TT-5



b.2) Rotura observada no ensaio BT-TT-6



b.3) Rotura observada no ensaio BT-TT-17



b.4) Rotura observada no ensaio BT-TT-9

b) Modo de rotura (2): ensaios com superfície do furo indentada



c.1) Rotura observada no ensaio BT-TT-14

c.2) Micro-estaca extraída

c) Modo de rotura (2): ensaios com superfície do furo rugosa)

Figura 6.7 – Modos de rotura observados nos ensaios de tração realizados com tubos texturados

Na Figura 6.7 a) é ilustrado o modo de rotura (1), observado nos ensaios realizados com o menor comprimento de selagem (BT-TT-1,2;  $l_b=150$  mm;  $D_f=102$  mm; e metade do Nível 2 de confinamento com apenas 4 varões de confinamento) e não reforçados com varões verticais. Observou-se uma rotura por punção, sendo o cone de rotura condicionado pelo posicionamento das vigas de reação. Esta rotura, sendo frágil, é indesejável, indiciando que o comprimento de selagem foi insuficiente.

Nas Figura 6.7 b) é ilustrado o modo de rotura (2) observado nos ensaios realizados com furos de superfície indentada:

- No ensaio BT-TT-5 ( $l_b=300$  mm;  $D_f=102$  mm; Nível 2 de confinamento) verificou-se uma rotura na soldadura para uma carga de 441.2 kN. No final deste ensaio, o bloco foi aberto para análise das interfaces. Observou-se o corte da calda no espaço anelar, com início no primeiro e segundo anel, propagando-se até a interface calda / betão (Figura 6.7 b.1).
- No ensaio BT-TT-6, ensaio com as mesmas características do ensaio BT-TT-5, observou-se o corte da calda junto ao segundo anel e acima deste uma rotura na interface calda/ betão (Figura 6.7 b.2). Abaixo do segundo anel verificou-se uma rotura na interface aço /calda devido ao deslocamento do primeiro anel, provavelmente por insuficiência da resistência ao corte da soldadura.

- Na Figura 6.7 b.3) é ilustrado o modo de rotura observado no ensaio BT-TT-17, ensaio com as mesmas características que os ensaios descritos no parágrafo anterior, mas com micro-estaca instrumentada, sendo bem visível a superfície de rotura originada pelo corte do betão.
- Na Figura 6.7 b.4) é ilustrado o modo de rotura observado no ensaio BT-TT-9 ( $l_b=300$  mm;  $D_f=102$  mm; Nível 3 de confinamento), sendo bem visível a extração do cilindro de calda induzindo uma rotura por aderência na interface calda / betão.

Na Figura 6.7 c) é ilustrado o modo de rotura dos modelos com superfície de furo rugosa, observada no ensaio BT-TT-14 ( $l_b=300$  mm;  $D_f=102$  mm; Nível 2 de confinamento). A rotura observada foi igualmente uma rotura mista com corte do betão e rotura da aderência na interface calda / betão (Figura 6.7 c.1). No fim do ensaio, a micro-estaca foi extraída exibindo uma rotura na interface calda / betão e uma aderência perfeita na interface aço / calda (Figura 6.7 c.2).

A Figura 6.8 ilustra a rotura das soldaduras observada no ensaio BT-TT-11 ( $l_b=300$  mm;  $D_f=92$  mm; Nível 2 de confinamento).

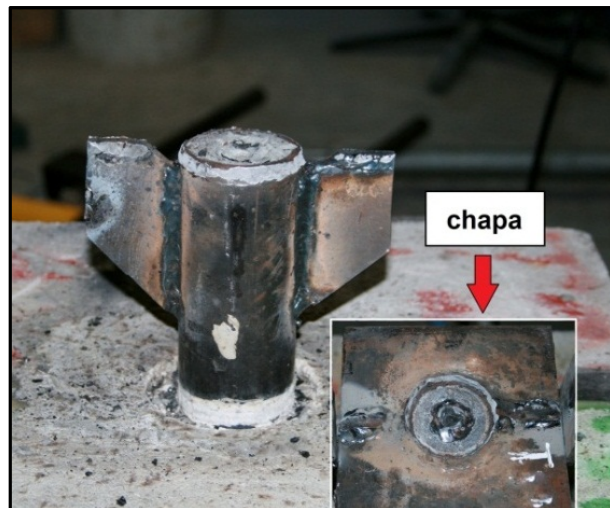


Figura 6.8 – Rotura da soldadura verificada no ensaio BT-TT-12

### 6.2.3 Resumo dos resultados

Nesta secção são apresentados os resultados correspondentes aos valores médios da carga máxima,  $P_{máx}$ , definida como o valor máximo registado em cada ensaio, e os correspondentes deslocamentos,  $\delta_{Pmáx}$ , assim como os valores médios da tensão de rotura da aderência,  $f_{bu}$ , obtidos para a carga máxima.

A partir das curvas carga / deslocamento foi obtida a rigidez inicial,  $K_0$ , a rigidez secante,  $K_{Pmáx}$ , o deslocamento associado à cedência,  $\delta_y$ , e a ductilidade da ligação,  $\mu_\delta$ , utilizando um procedimento semelhante ao adotado nos ensaios de compressão (ver secção 5.2.3 e Figura 5.10 do Capítulo 5).

Os valores do deslocamento são referidos à superfície horizontal dos blocos, tendo sido corrigidos para ter em conta a deformação elástica do comprimento exposto da micro-estaca. O comprimento considerado para a determinação da deformação elástica, para a Fase III, foi de 125 mm correspondente ao comprimento exposto da micro-estaca ( $l_1$ ). A rigidez axial considerada foi a rigidez teórica, calculada na secção 4.3.4 do Capítulo 4, com um valor de 238950 kN.

O deslocamento associado à cedência da ligação foi determinado através da intersecção da reta correspondente à rigidez inicial com o valor da carga máxima ( $\delta_y = P_{máx} / K_0$ ).

A ductilidade da ligação foi avaliada através da relação deslocamento correspondente a  $P_{máx}$  e o deslocamento de cedência.

A rigidez inicial foi obtida a partir dos valores da carga e do deslocamento correspondentes a 20 % e 60 % da carga máxima, considerando que se verifica um comportamento linear nesse intervalo.

A rigidez secante foi obtida a partir da carga última e do respetivo deslocamento ( $K_{Pmáx} = P_{máx} / \delta_{Pmáx}$ ).

No Quadro 6.4 são apresentados os resultados relevantes de todos os ensaios realizados. Com base nos modos de rotura observados e descritos na secção anterior, a tensão de rotura da

aderência foi calculada na interface aço / calda, para todos os ensaios realizados com tubos lisos, e na interface calda / betão, para ensaios realizados com tubos texturados.

No ensaio BT-TT-3 verificou-se uma falha no sistema de aquisição de dados, não havendo registo de resultados. Nos ensaios BT-TT-5 e BT-TT-11 verificou-se uma rotura das soldaduras. O ensaio BT-TT-5 foi considerado inválido porque a carga registada no fim do ensaio ( $P=441.2$  kN), foi bastante inferior à registada nos outros dois ensaios com as mesmas características: o ensaio BT-TT-6 ( $P_{m\acute{a}x}=618.6$  kN) e o ensaio BT-TT-17 ( $P_{m\acute{a}x}=561.6$  kN) com micro-estaca instrumentada (ver Figura 6.2). No ensaio BT-TT-11 obteve-se uma carga semelhante ao valor da carga máxima obtida no ensaio BT-TT-12 tendo sido por esse motivo considerado para o cálculo dos valores médios apresentados no Quadro 6.4.

Quadro 6.4 – Resultados obtidos nos ensaios de tração realizados na Fase III

Ensaio	Superfície do furo	$D_f$ (mm)	$l_b^*$ (mm)	$P_{m\acute{a}x}$ (kN)	$P_r$ (kN)	$f_{bu}$ (MPa)	$\delta_{P_{m\acute{a}x}}$ (mm)	$K_0$ (kN/mm)	$K_{P_{m\acute{a}x}}$ (kN/mm)	$\delta_y$ (mm)	$\mu_\delta$	NC (kN)
BT-TL-1,2	Lisa	102	145	52.2	36.2	1.91	0.410	185.4	130.0	0.282	1.46	--
BT-TL-3,4	Lisa	102	215	68.5	45.9	1.69	0.477	147.9	144.8	0.463	1.03	--
BT-TL-5,6	Lisa	102	280	85.9	66.5	1.60	0.739	157.8	121.5	0.544	1.36	--
BT-TL-7,8	Lisa	92	285	90.5	57.9	1.66	0.470	223.6	194.5	0.405	1.16	--
BT-TL-9,10	Lisa	122	280	76.2	55.4	1.44	0.504	158.0	152.4	0.482	1.04	--
BT-TT-1,2 <sup>(1)</sup>	Indentada	102	145	131.5*	--	2.83	1.003	135.1	131.2	0.973	1.03	120
BT-TT-3 <sup>(2)</sup> ,4	Indentada	102	220	441.1	--	6.26	4.590	315.8	96.1	1.397	3.29	360
BT-TT-5 <sup>(3)</sup> ,6	Indentada	102	290	618.6	--	6.66	3.613	349.8	171.2	1.769	1.56	360
BT-TT-7,8	Indentada	102	290	516.9	--	5.56	2.560	315.5	201.8	1.638	1.56	240
BT-TT-9,10	Indentada	102	290	687.4	--	7.40	3.812	354.7	189.6	1.938	1.97	480
BT-TT-11 <sup>(3)</sup> ,12	Rugosa	92	295	580.3	--	6.81	3.350	402.9	189.0	1.440	2.33	360
BT-TT-13,14	Rugosa	102	290	580.1	--	6.24	2.515	353.6	228.2	1.641	1.55	360
BT-TT-15,16	Rugosa	122	285	546.1	--	5.00	2.666	309.2	216.3	1.766	1.49	360

<sup>(1)</sup> Rotura do bloco por punçoamento; <sup>(2)</sup> Sem registo de resultados, devido a falha no sistema de aquisição de dados;

<sup>(3)</sup> Rotura na soldadura;  $D_f$  - Diâmetro do furo;  $l_b^*$  - Comprimento de selagem considerado;  $P_{m\acute{a}x}$  - Carga máxima;  $P_r$  - Carga residual;  $f_{bu}$  - Tensão de rotura da aderência;  $\delta_{P_{m\acute{a}x}}$  - Deslocamento correspondente a  $P_{m\acute{a}x}$ ;  $K_0$  - Rigidez inicial;  $K_{P_{m\acute{a}x}}$  - Rigidez secante;  $\delta_y$  - Deslocamento de cedência;  $\mu_\delta$  - Parâmetro de ductilidade; NC - Nível de confinamento

## 6.2.4 Curvas carga / deslocamento

A Figura 6.9 e Figura 6.10 ilustram as curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios realizados com tubos lisos e tubos texturados.

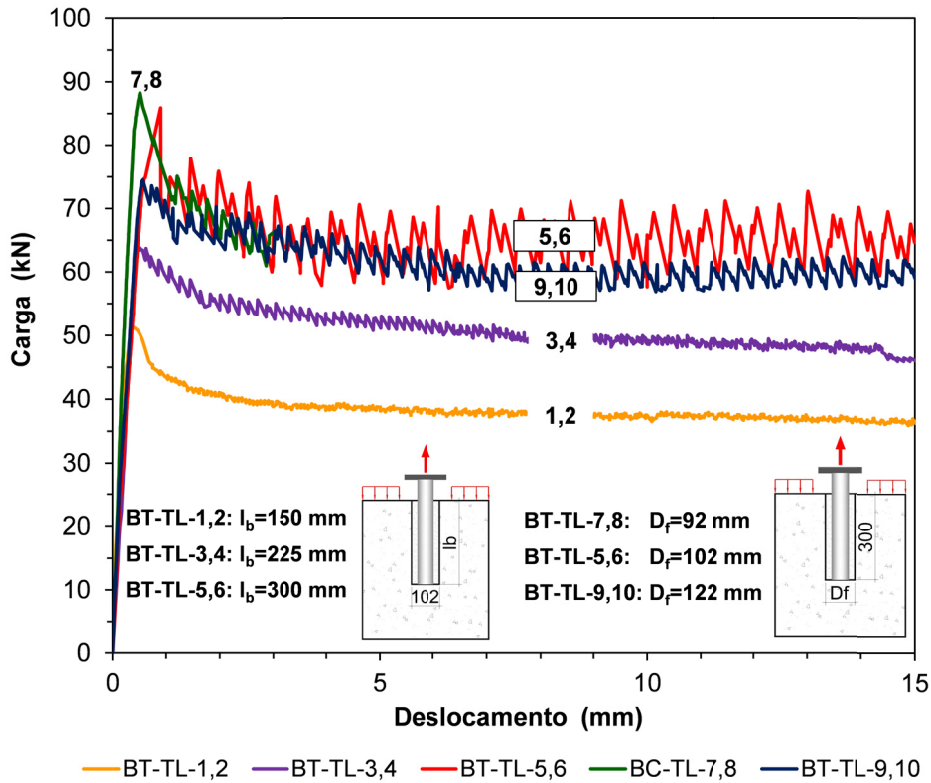


Figura 6.9 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios de tração realizados com tubos lisos

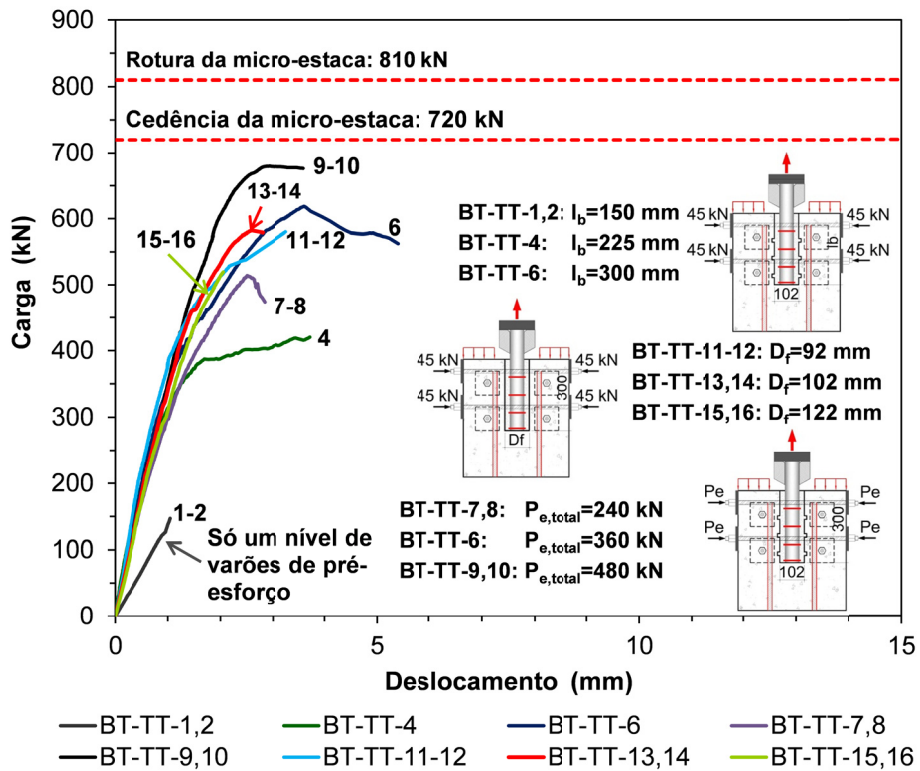


Figura 6.10 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios de tração realizados com tubos texturados



## 6.3 Discussão dos resultados

### 6.3.1 Comportamento geral

A discussão apresentada nesta secção é realizada separadamente para ligações com tubos lisos e tubos texturados, por se ter verificado que o seu comportamento é diferente (ver modelos instrumentados na secção 6.2.1), incluindo a ocorrência de diferentes modos de rotura (ver secção 6.2.2).

#### 6.3.1.1 Ensaios com tubos lisos

Observou-se uma rotura por arrancamento (*pull-out failure*), deixando intacta a calda no espaço anelar, observando-se em alguns ensaios um pequeno destacamento junto da interface aço / calda, na zona superior da ligação, mas sem registo de fendilhação da calda ou do betão. Nos ensaios de compressão, descritos no Capítulo 5, o modo de rotura observado foi por fendilhação da calda (*splitting failure*). A explicação dos diferentes modos de rotura observados prende-se com as diferentes características dos tubos utilizados. Nos ensaios de compressão foram usados tubos lisos reutilizados (com uma rugosidade de 0.7 mm) e nos ensaios de tração foram utilizados tubos lisos novos.

As curvas carga / deslocamento obtidas em cada um dos ensaios são similares (ver Figura 6.9, secção 6.2.4). Cada curva consiste num tramo linear até se atingir 90-95% da carga de rotura, verificando-se um decréscimo da rigidez com a aproximação da carga máxima. A rigidez inicial,  $K_0$ , calculada é muito semelhante, sendo ténues as diferenças observadas para diferentes comprimentos de selagem e diferentes diâmetro do furo (ver Quadro 6.4 e Figura 6.9). A rotura é frágil, na interface aço / calda, seguida de um decréscimo na capacidade da ligação até se atingir uma capacidade residual constante, para deslocamentos superiores a 10 mm. A capacidade residual foi sempre superior a 65 % da carga máxima. Os deslocamentos correspondentes à rotura foram inferiores a 0.74 mm. A rigidez secante,  $K_{Pmáx}$ ,

obtida é semelhante à rigidez inicial indiciando uma ductilidade da ligação bastante reduzida.

Para ilustrar o comportamento da ligação, apresentam-se na Figura 6.11, as curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios realizados com micro-estacas de tubos lisos e diferentes comprimentos de selagem, seladas em furos lisos com 102 mm de diâmetro. Da análise da Figura 6.11, observa-se que as curvas são semelhantes para os três ensaios representados e verifica-se que a carga máxima aumenta linearmente com o aumento do comprimento de selagem, confirmando desta forma os resultados obtidos nos ensaios de compressão. Com base nos resultados obtidos verifica-se que os deslocamentos na rotura aumentam linearmente com a carga máxima (ver Quadro 6.3). Observa-se igualmente que o comportamento pós-rotura é semelhante para os três comprimentos de selagem, indiciando que a capacidade da ligação é controlada pelo atrito na interface aço / calda.

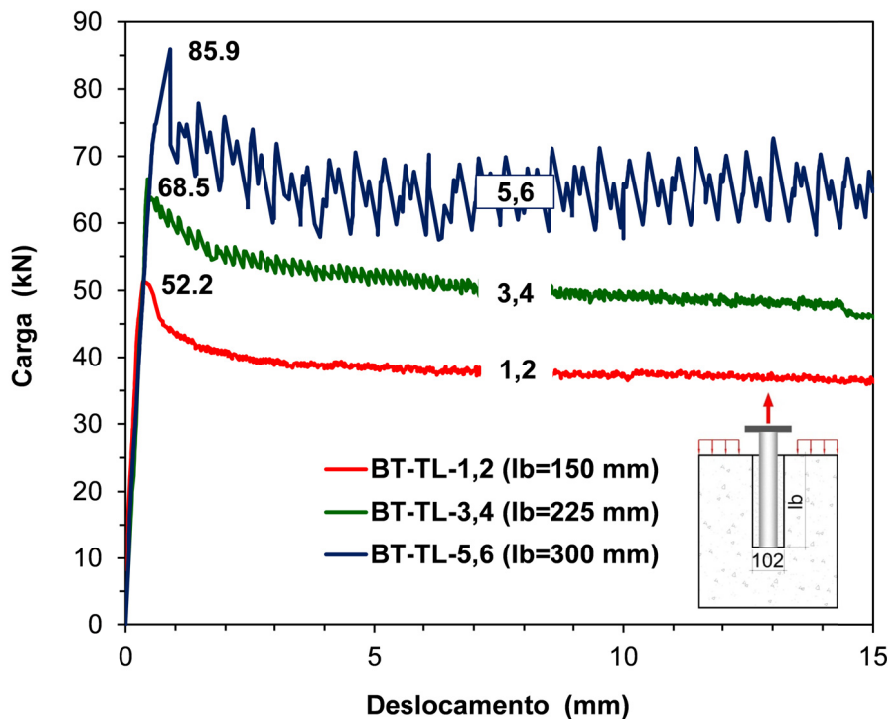


Figura 6.11 – Curvas típicas carga / deslocamento obtidas nos ensaios realizados com tubos lisos, solicitados à tração, e com diferentes comprimentos de selagem

A capacidade da ligação depende da aderência na interface aço / calda, associada a dois mecanismos: adesão e atrito. Para os valores mais baixos do carregamento, o mecanismo de aderência condicionante é a adesão. Após a quebra da adesão, resultante da rugosidade quase nula do tubo, e do efeito de Poisson, a ligação passa a ser controlada pelo atrito. O comportamento pós-rotura é igualmente condicionado pelo atrito, dependendo da rigidez da

calda no espaço anelar e do confinamento conferido pelo recobrimento de betão.

A Figura 6.12 ilustra as curvas tempo / deslocamento obtidas nos ensaios com diferentes comprimentos de selagem (ensaios BT-TL-1, BT-TL-3 e BT-TL-5). Apresentam-se igualmente os diferentes mecanismos associados à aderência nestas ligações. Os valores indicados da carga máxima, e os limites da adesão, são referentes ao ensaio com o maior comprimento de selagem adotado, o ensaio BT-TL-5 ( $l_b=300$  mm). Da observação da Figura 6.12, é visível o diferente comportamento no início do carregamento, controlado pela adesão, em que se verifica um deslocamento praticamente nulo. A carga associada ao fim desta fase corresponde a valores superiores a 20 % da carga máxima.

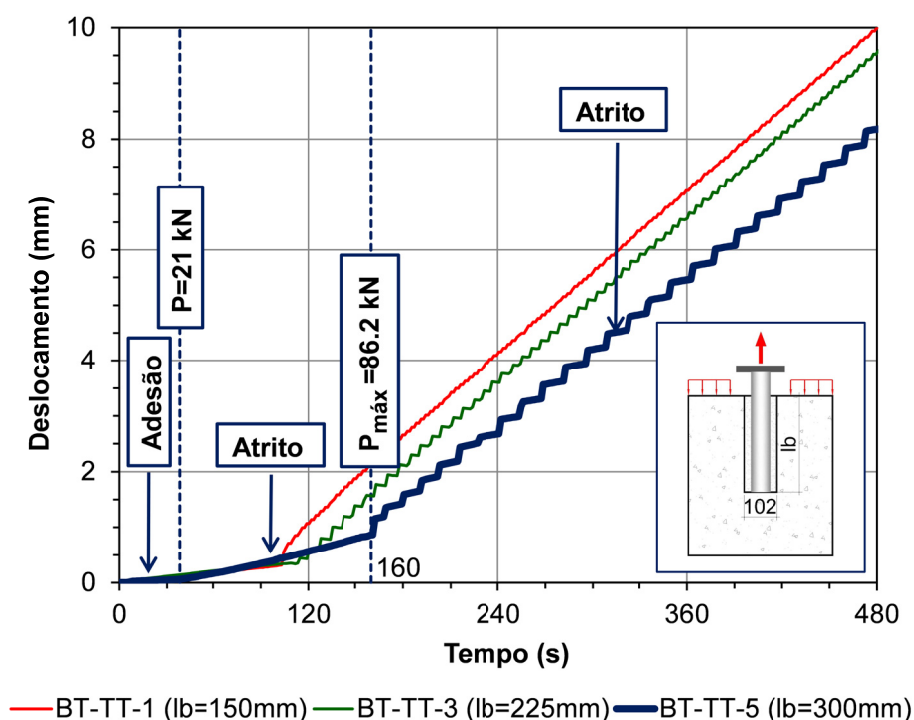


Figura 6.12 – Curvas deslocamento / tempo obtidas nos ensaios realizados com tubos lisos, solicitados à tração, e com diferentes comprimentos de selagem

Os resultados obtidos nos ensaios realizados com micro-estacas de tubos lisos novos demonstraram que a capacidade obtida para a ligação é bastante reduzida inviabilizando a sua utilização no reforço de fundações. É importante referir que os ensaios teste, realizados com tubos lisos reutilizados (com uma rugosidade de 0.7 mm), conduziram a valores da tensão de rotura da aderência significativamente superiores ( $f_{bu}=4.24$  MPa), representando 60 % do valor obtido nos ensaios de compressão com as mesmas características. Esta diferença é justificada pelo efeito de Poisson, pela menor diltância gerada na interface aço / calda, e

consequentemente menores confinamentos e menor atrito nesta interface e, ainda, pelo esquema de ensaio adotado que induz trações no bloco na zona superior da ligação, contribuindo igualmente para a redução da aderência.

### 6.3.1.2 Ensaios com tubos texturados

Na secção 6.2.2 foram ilustrados os dois modos de rotura observados nos ensaios de tração realizados com tubos texturados: rotura por punçoamento; e rotura mista por corte do betão e na interface calda / betão. A Figura 6.13 ilustra as potenciais superfícies de rotura idealizadas com base nas observações dos modos de rotura.

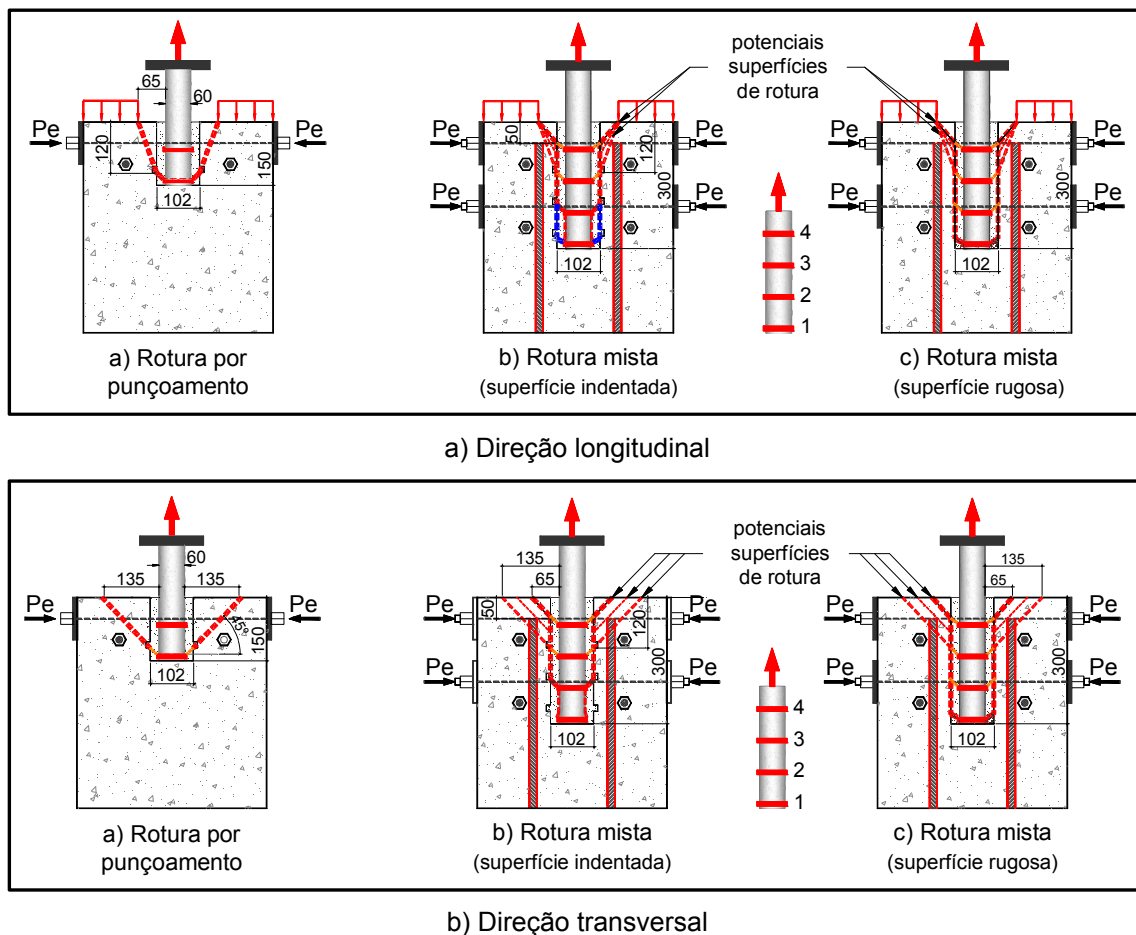


Figura 6.13 – Ilustração dos modos de rotura observados nos ensaios de tração com tubos texturados e potenciais superfícies de rotura dos blocos

O objetivo principal destes ensaios consistia no estudo da aderência nas interfaces aço / calda e calda / betão. No entanto, verificou-se que os modos de rotura observados foram

condicionados pelo esquema de ensaio adotado (ver Figura 4.32 do Capítulo 4). A carga máxima obtida não corresponde, em alguns casos, à carga devido à rotura por aderência, mas antes a um limite inferior. De igual modo, a tensão de aderência obtida é sempre um limite inferior da tensão de rotura da aderência. Esta análise é sustentada pela observação das curvas tempo / deslocamento, representadas na Figura 6.14.

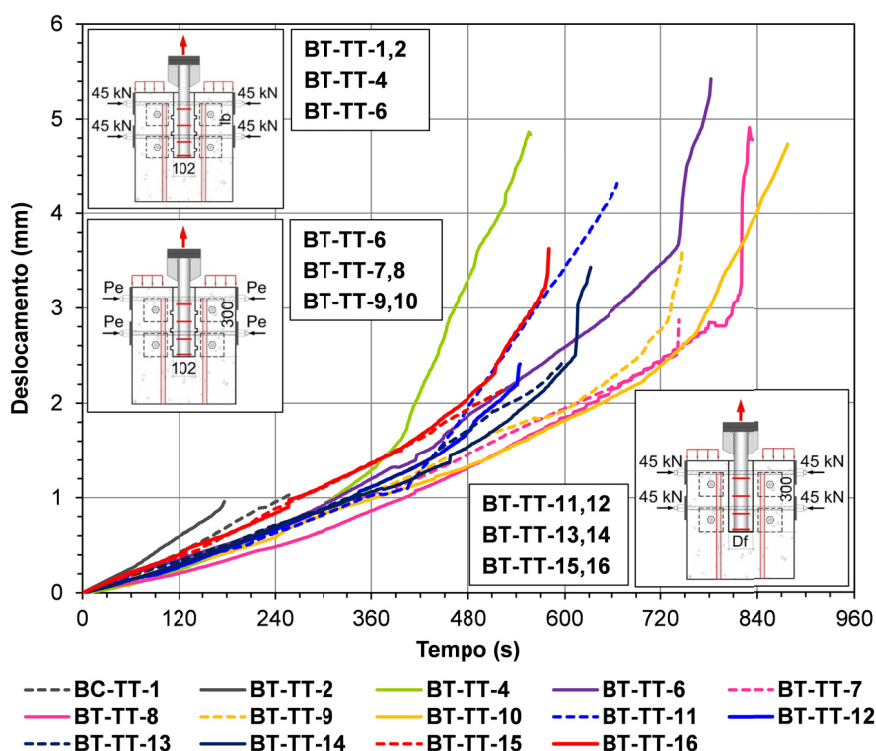


Figura 6.14 – Curvas deslocamento / tempo dos ensaios realizados com tubos texturados solicitados à tração

Da análise da Figura 6.14, observa-se uma alteração súbita do declive nos diagramas representados, indicando que nestes ensaios não ocorreu rotura por aderência em todas as secções, tendo esta sido condicionada pela rotura do betão na zona superior da ligação ou no caso do ensaio BT-TT-11 pela rotura das soldaduras. Nos ensaios BT-TT4, BT-TT10, BT-TT-12 e BT-TT-16 a transição é mais suave, com diagramas semelhantes aos obtidos nos ensaios realizados na Fase I e na Fase II.

O reforço dos blocos com varões verticais selados impediu a rotura por tração dos blocos. Apesar disso, a sua utilização não impediu o destacamento do betão na zona superior da ligação, verificando-se uma reduzida intersecção dos varões verticais de reforço com as superfícies de rotura observadas, conforme ilustrado na Figura 6.13 b). Com base nos modos de rotura observados, pode afirmar-se que a capacidade da ligação depende da resistência ao

corte do betão e da calda, e da aderência na interface calda / betão. O modo de rotura por corte do betão e da aderência na interface calda / betão é correntemente observado em ancoragens seladas (Cook *et al.*, 1998; James *et al.*, 1987).

A execução de uma superfície indentada não impediu a rotura na interface calda / betão. No entanto, a rotura observada nos ensaios BT-TT-6 e BT-TT-17 (ensaio com superfície de furo indentada e Nível 2 de confinamento) sugere que a rotura na interface calda / betão só se verificou acima do segundo anel numa zona menos confinada (ver Figura 6.13 desta secção, e Figura 6.7 b.2 na secção 6.2.2). Contrariamente no ensaio BT-TT-13 (ensaio com superfície do furo rugosa e Nível 2 de confinamento) observou-se que a rotura na interface calda / betão ocorreu acima do primeiro anel (anel colocado a maior profundidade).

Na Figura 6.15 são apresentadas as curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios realizados com micro-estacas seladas em furos rugosos e em furos com superfície indentada, com 102 mm de diâmetro, com comprimentos de selagem de 300 mm e blocos confinados com pré-esforço lateral (ativo).

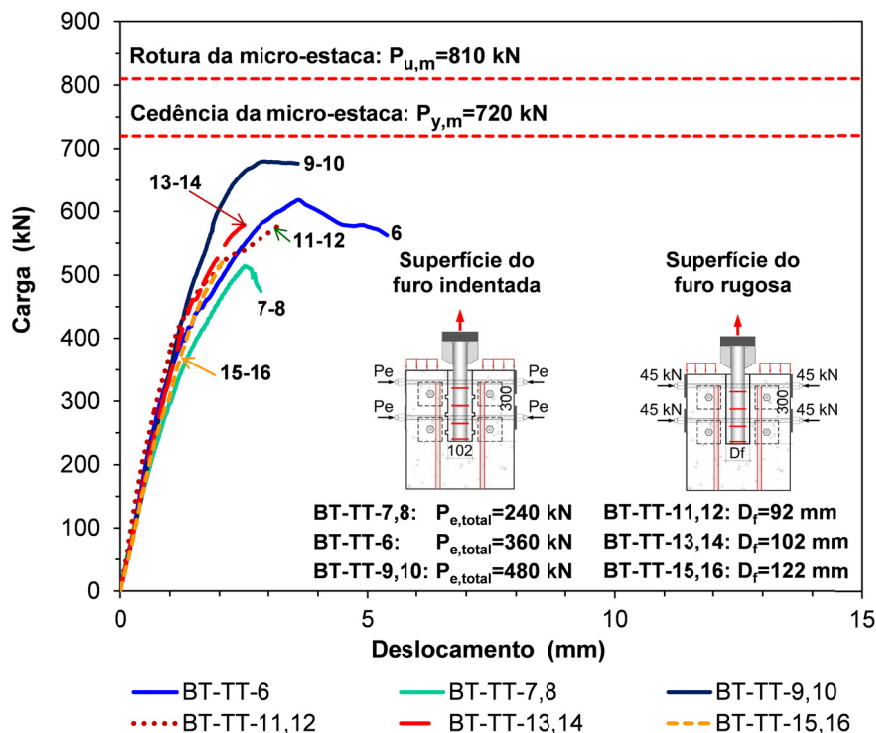


Figura 6.15 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios realizados com tubos texturados e comprimentos de selagem de 300 mm

As curvas apresentadas na Figura 6.15 revelam claramente que o aumento do confinamento

garante um aumento da capacidade da ligação. De igual modo se verifica que a capacidade da ligação nos ensaios com furos de superfície indentada é superior à dos ensaios equivalentes mas com furos de superfície rugosa, verificando-se um aumento de 7%.

Da observação da Figura 6.15, verifica-se que o comportamento da ligação está dividido em três fases distintas:

- Na primeira fase, a ligação apresenta um comportamento linear, com valores da rigidez inicial,  $K_0$ , semelhantes, até uma percentagem da carga última que depende do nível de confinamento: 60 % da carga máxima para o Nível 1 de confinamento; 70 % da carga para o Nível 2 de confinamento; e 85 % da carga máxima para o Nível 3 de confinamento.
- Numa segunda fase, a ligação apresenta um comportamento não linear até se atingir a carga máxima. Para o ensaio com o Nível 1 de confinamento (ensaios BT-TT-7,8), a partir do valor da carga de 300 kN, verifica-se que a diminuição rigidez. Para o Nível 2 de confinamento, a rigidez mantém-se constante até um valor da carga próximo dos 400 kN. Conforme referido na secção 6.2.2, o ensaio BT-TT-5, com as mesmas características do ensaio BT-TT-6, terminou para uma carga de 441.2 kN. Após a abertura do bloco, observou-se o corte da calda junto ao segundo anel. Para o Nível 2 de confinamento, o decréscimo da rigidez coincide assim com o início do corte da calda no espaço anelar e a diminuição do confinamento garantido pela calda. Para o Nível 3 de confinamento, verifica-se que o diagrama é aproximadamente linear até uma carga de 600 kN. Os deslocamentos correspondentes à carga máxima foram inferiores a 4.6 mm, valor registado no ensaio com comprimento de selagem considerado,  $l_b^*=220$  mm. Nos restantes ensaios, os valores médios do deslocamento correspondentes à carga máxima variaram entre 2.6 mm e 3.9 mm. Observa-se que os deslocamentos na rotura tendem a aumentar com o aumento da carga máxima e do nível de confinamento.
- Numa terceira fase, pós-rotura, a informação obtida é insuficiente para se proceder a uma análise comparativa dos vários ensaios. Nestes ensaios, após se atingir a carga máxima registada, atendendo ao modo de rotura dos provetes, os LVDT,s 1 e 2 (ver Figura 4.32, secção 4.4.3 do Capítulo 4) soltaram-se havendo, por esse motivo, um registo insuficiente de leituras na fase pós-rotura. No entanto, regista-se que nos

ensaios com furos de superfície indentada um decréscimo pouco acentuado da carga máxima registada indicando alguma ductilidade da ligação mais pronunciada nos ensaios com blocos confinados com o Nível 3.

Os valores obtidos nos ensaios de tração realizados com tubos texturados não são diretamente comparáveis com os valores obtidos nos ensaios de compressão por se terem adotado comprimentos de selagem inferiores, que implicaram igualmente um menor número de anéis e de dentes executados nas paredes dos furos, e ainda por se terem observado modos de rotura diferentes. Assim, a comparação dos resultados dos ensaios de tração com os ensaios de compressão tem de ter em conta estas diferenças considerando a normalização dos valores em relação ao comprimento de selagem e ao nível de confinamento. A comparação dos ensaios de tração e de compressão realizados com tubos texturados é apresentada na secção seguinte.

Para ilustrar o comportamento dos varões de confinamento durante o carregamento, na Figura 6.16 é representada a resposta da ligação do ensaio BT-TT-6 [ $l_b=300$  mm;  $D_f=102$  mm; superfície do furo indentada; e Nível 2 de confinamento (Figura 6.16 a)] e do ensaio BT-TT-14 (Figura 6.16 b), com as mesmas características mas com superfície do furo rugosa.

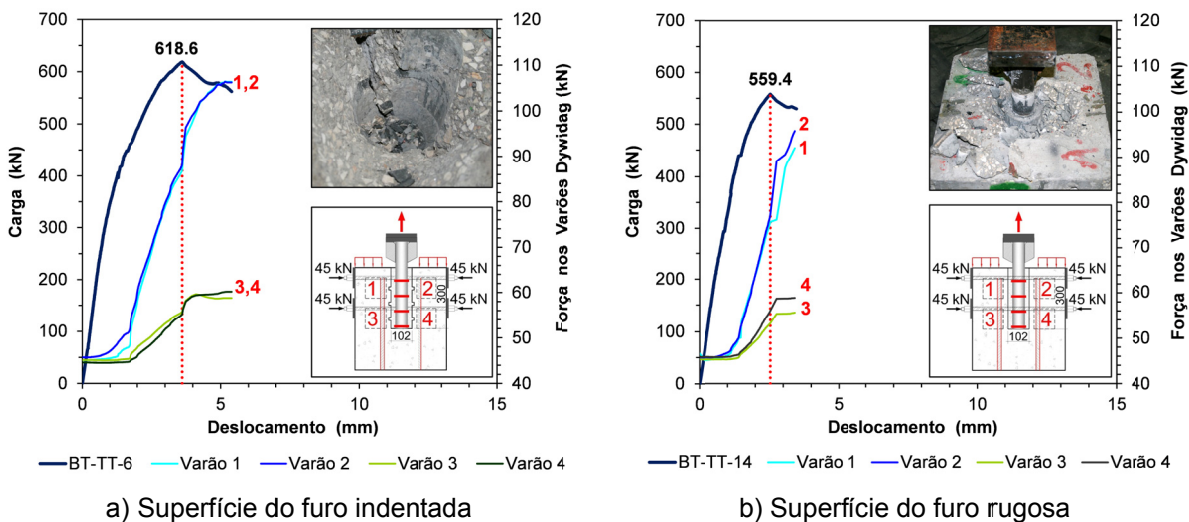


Figura 6.16 – Curvas carga / deslocamento e força nos varões Dywidag / deslocamento, obtidas nos ensaios BT-TT-6 e BT-TT-14

Como anteriormente referido para os dois tratamentos do furo adotados, obtiveram-se cargas máximas próximas, verificando-se um aumento de 7% nos ensaios com furos indentados. Estes resultados eram expeáveis, já que após o corte da calda, verificado acima do segundo anel, a superfície do furo é muito semelhante em ambas as situações (superfície rugosa; e



superfície rugosa com um dente nos furos indentados). Na Figura 6.16, observa-se que os varões de confinamento começam a ser solicitados para uma carga próxima dos 400 kN. Com o aumento do carregamento, verifica-se um aumento considerável da força de tração nos varões superiores indicando a degradação e a fendilhação do betão nesta zona, principalmente por efeito da reação do sistema de fixação dos blocos. No ensaio BT-TT-6, em que se obteve a maior capacidade da ligação ( $P_{m\acute{a}x}=618.6$  kN), os varões superiores entraram em cedência com cargas muito próximas de 115.5 kN, carga de rotura de um varão Dywidag com 16 mm, de acordo com o fabricante.

No capítulo anterior, na secção 5.3.1.2, foi apresentada a expressão (5.4), para a verificação da segurança da rotura da ligação na interface calda / betão, podendo, igualmente, ser utilizada para estimar a capacidade da ligação. Como exemplo, no Quadro 6.5 são apresentados os valores da carga máxima obtida no ensaio BT-TT-6 (ensaio com  $l_b^*=290$  mm;  $D_f=102$  mm; e Nível 2 de confinamento), e o valor estimado pela expressão (5.4). O valor da tensão de aderência adotado para a zona rugosa (entre os dentes) foi de 6.24 MPa, tensão média obtida nos ensaios BT-TT-13,14, ensaios com as mesmas características do ensaio BT-TT-6 mas com superfície do furo rugosa. De acordo com as justificações apresentadas na secção 5.3.1.2 do capítulo anterior, para a tensão de corte da calda foi igualmente adotado um valor de 15 MPa.

Quadro 6.5 - Valores obtidos da verificação da segurança na interface calda / betão no ensaio BT-TT-6

Ensaio	$l_b$ (mm)	$D_f$ (mm)	$n_d$	$h_d$ (mm)	$f_b$ (MPa)	$\tau_g$ (MPa)	$\mu$	$P_{e,total}$ (kN)	$P_{m\acute{a}x}$ (kN)	$P_{est}$ (kN)
BC-TT-6	290	102	3	15	6.24	15.00	0.6	240.0	618.6	687.4

$l_b$  - Comprimento de selagem;  $D_f$  - Diâmetro do furo;  $n_d$  - Número de dentes executados na superfície do furo;  $h_d$  - Altura dos dentes;  $f_{bu}$  - Tensão de aderência na superfície rugosa;  $\tau_g$  - Tensão de corte da calda;  $\mu$  - Coeficiente de atrito;  $P_{e,total}$  - Valor total do pré-esforço aplicado;  $P_{m\acute{a}x}$  - Carga máxima;  $P_{est}$  - Carga estimada.

Verifica-se que o valor estimado é superior em 10 % ao valor obtido no ensaio e pressupõe uma resistência suficiente da interface considerada. Esta diferença é justificada pelo modo de rotura observado neste ensaio (ver Figura 6.7 b.2, secção 6.2.2), rotura mista por corte do betão e na interface calda / betão. De igual modo se concluiu, com base no diagrama deslocamento / tempo (ver Figura 6.14) que não se verificou a rotura por aderência em todas as secções.

No capítulo anterior, na secção 5.3.1.2, foi apresentada a expressão (5.5) para a determinação do número de anéis que é necessário adotar para impedir o esmagamento localizado da calda. A utilização da expressão (5.5) conduziria a um número de anéis de 5 para garantir a segurança ao esmagamento da calda (considerando o valor da carga máxima atingida no ensaio BT-TT-10,  $P_{\text{máx}}=705$  kN, ensaio com comprimento de selagem considerado de 290 mm e Nível 3 de confinamento). No entanto, e como foi discutido na mesma secção do capítulo anterior, a expressão (5.5) pode conduzir a um número de anéis conservativo. Das observações efetuadas é pouco provável que esta situação tenha ocorrido nos ensaios de tração.

Da análise realizada nesta secção pode concluir-se que os resultados obtidos nos ensaios de tração foram influenciados pelo esquema de ensaio adotado e pela deficiente amarração dos varões verticais de reforço, que não evitaram a rotura por corte do betão. Desta forma, o dimensionamento das ligações com micro-estacas seladas em fundações existentes tem igualmente de ter em consideração a verificação da rotura por punçoamento. O esquema de ensaio adotado provocou trações na zona superior da ligação tendo solicitado consideravelmente os varões de pré-esforço realçando a importância do confinamento adotado. Esta situação pode igualmente acontecer em condições reais devido à flexão dos blocos provocada pela ação das tensões do solo. A Figura 6.17 ilustra o esquema de ensaio utilizado, uma situação de reforço de micro-estacas solicitadas à tração e as respetivas forças provocadas pela flexão do bloco.

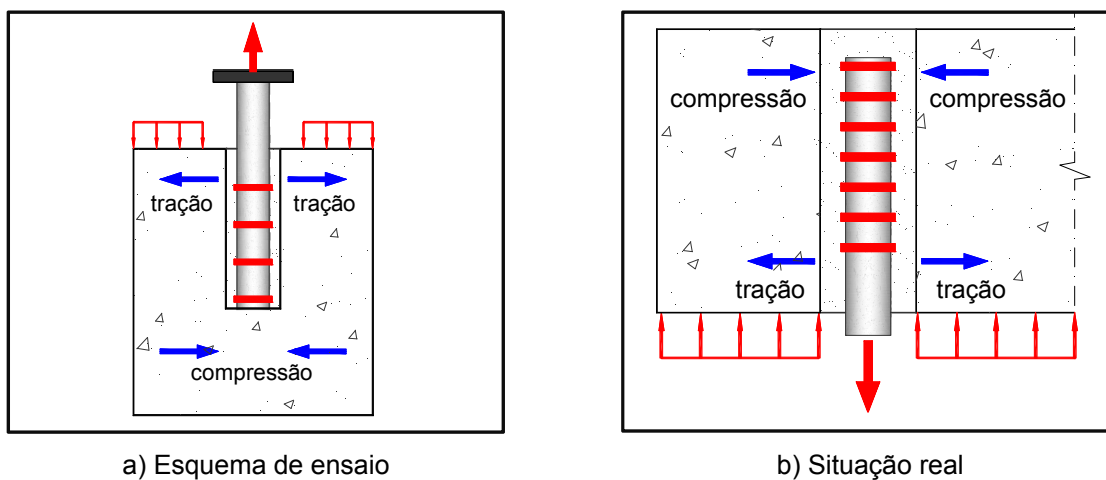


Figura 6.17 – Ilustração dos esforços provocados por flexão

Em situações reais de reforço e recalçamento de fundações existentes, o aparecimento de

esforços de tração na sapata depende das dimensões e da forma das fundações, do posicionamento das micro-estacas e do sentido da solicitação. Neste contexto, pode ser necessário a colocação de tirantes nas zonas tracionadas de modo a garantir a segurança da ligação.

Os mecanismos que contribuem para a aderência em micro-estacas texturadas encontram-se discutidos na secção 5.3.1 do capítulo anterior para os ensaios de compressão.

Nos ensaios de tração a rugosidade da superfície do furo não foi suficiente, para garantir a segurança da ligação na interface calda / betão. Conclui-se que o número de dentes utilizados nos ensaios de tração e o seu espaçamento não foram os mais adequados para evitar a rotura na interface calda / betão e o sistema de reação adotado impediu na grande maioria dos ensaios que se verificasse uma rotura por aderência em todas as secções da ligação. Acresce que a calda demonstrou uma resistência ao corte e ao esmagamento localizado suficientes para impedir o deslocamento na interface calda / tubo, não sendo o estudo conclusivo quanto ao efeito do mecanismo de interação mecânica.

## 6.3.2 Parâmetros avaliados

Nesta secção discute-se a influência dos parâmetros avaliados na tensão de aderência: (1) diâmetro do furo; (2) comprimento de selagem; (3) rugosidade do furo; (4) textura da micro-estaca; e (5) confinamento lateral (ativo).

Para os ensaios realizados com micro-estacas de tubos lisos, apresentam-se as relações entre a tensão de rotura da aderência e o diâmetro do furo e o comprimento de selagem. A tensão de rotura da aderência foi calculada na interface tubo /calda.

Para os ensaios realizados com micro-estacas de tubos texturados, são apresentadas as relações entre a tensão de aderência e o diâmetro do furo, o comprimento de selagem, a rugosidade do furo e o confinamento lateral. Para os ensaios com tubos texturados a tensão de aderência foi calculada na interface calda / betão.

É igualmente feita uma comparação dos valores obtidos para a carga máxima nos ensaios

realizados com tubos lisos e nos ensaios realizados com tubos texturados.

Em cada um dos gráficos, são apresentados os valores individuais, assim como os valores médios de dois ensaios com as mesmas características e as respectivas linhas de tendência.

Sempre que considerado necessário, foi realizada uma comparação dos resultados obtidos nos ensaios realizados na Fase III e os resultados obtidos nos ensaios realizados nas Fase I e Fase II, com micro-estacas solicitadas à compressão.

### 6.3.2.1 Ensaios com tubos lisos

#### *Relação tensão de ruptura da aderência / diâmetro do furo*

Na Figura 6.18 é ilustrada a relação tensão de ruptura da aderência e o diâmetro do furo, nos ensaios realizados com comprimento de selagem de 300 mm.

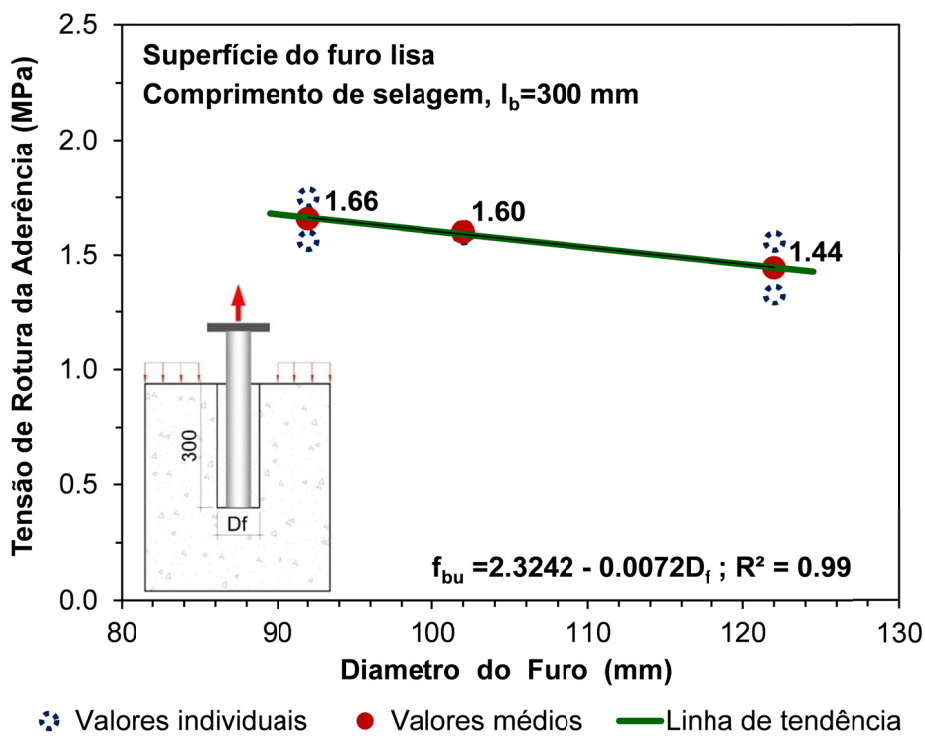


Figura 6.18 – Relação tensão de ruptura da aderência / diâmetro do furo obtida nos ensaios de tração realizados com tubos lisos

Da análise da Figura 6.18, verifica-se que a tensão de rotura da aderência diminui com o aumento do diâmetro do furo. Verifica-se que uma diminuição da relação diâmetro do furo / diâmetro do tubo ( $D_f / d_t$ ) de 25 % conduz a um aumento da tensão de rotura da aderência de 13 %. Estes resultados confirmam a tendência observada nos ensaios de compressão realizados com tubos lisos mas com uma variação menos significativa (observou-se um aumento da tensão de rotura da aderência de 25 % no ensaios de compressão). Este resultado indica que, com a utilização de tubos novos lisos, a rigidez da calda tem menos influência nos valores da aderência, provavelmente devido ao efeito de Poisson e à menor dilatação gerada na interface e simultaneamente com menor confinamento. Por outro lado o esquema de ensaio adotado, ao induzir trações na zona superior da ligação provoca uma maior deformação radial da calda e do betão.

#### *Relação tensão de rotura da aderência / comprimento de selagem*

A Figura 6.19 ilustra a relação tensão de rotura da aderência e o comprimento de selagem, obtida nos ensaios realizados com furos com 102 mm de diâmetro.

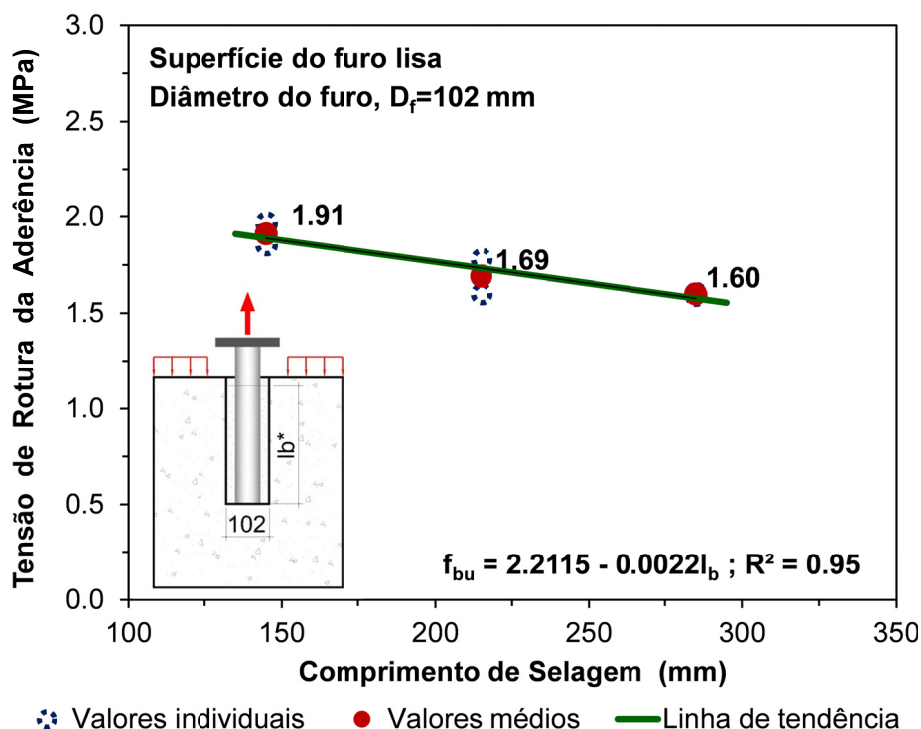


Figura 6.19 – Relação tensão de rotura da aderência / comprimento de selagem obtida nos ensaios de tração realizados com tubos lisos

Da observação da Figura 6.19, conclui-se que a tensão de ruptura da aderência é pouco influenciada pelo comprimento de selagem, confirmando os resultados obtidos nos ensaios realizados na Fase II com micro-estacas de tubos lisos. De igual modo o esquema de ensaio adotado pode ter influenciado estes valores. Para maiores forças aplicadas a tração na zona superior aumenta condicionando os valores obtidos para a aderência dos maiores comprimentos de selagem.

### 6.3.2.2 Ensaio com tubos texturados

#### *Relação tensão de aderência / diâmetro do furo*

A Figura 6.20 ilustra a relação tensão de ruptura da aderência e o diâmetro do furo, para ensaios realizados com furos tratados com escova de aço, com comprimentos de selagem considerados de 300 mm, e blocos confinados com o Nível 2.

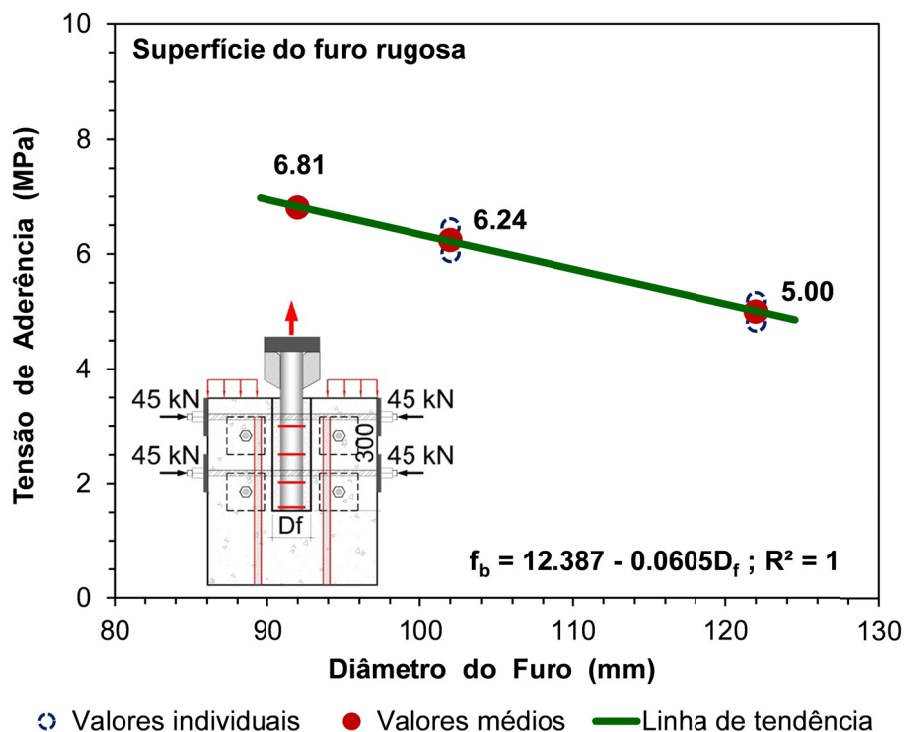


Figura 6.20 – Relação tensão de aderência / diâmetro do furo obtida nos ensaios de tração realizados com tubos texturados

Os resultados indicam que a tensão de aderência decresce linearmente com o diâmetro do furo, com uma forte correlação ( $R^2=1$ ). Verificou-se igualmente uma reduzida dispersão dos

resultados, com coeficientes de variação inferiores a 5%. Para as relações diâmetro do furo / diâmetro do tubo ( $D_f / d_t$ ) adotadas, verificou-se um acréscimo de 20 % da tensão de aderência, da maior para a menor relação ( $D_f / d_t$ ).

A Figura 6.21 ilustra as relações obtidas da tensão de aderência normalizada / diâmetro do furo, para os ensaios realizados com tubos texturados na Fase II e na Fase III e furos de superfície rugosa. Os ensaios de compressão, para a avaliação da influência deste parâmetro na aderência, foram realizados com um Nível 1 de confinamento ( $P_{e,total}=240$  kN). Por outro lado, os ensaios de tração foram realizados com o Nível 2 de confinamento ( $P_{e,total}=360$  kN), sendo esta opção justificada por se admitir que os blocos seriam mais solicitados na zona superior da ligação, devido ao esquema de ensaio adotado, e desta forma garantir maiores confinamentos nessa zona. Para os ensaios de compressão, os valores apresentados na Figura 6.21 foram corrigidos para ter em conta esta diferença. O aumento da capacidade da ligação, por efeito do confinamento, é calculado pela seguinte expressão:  $\Delta P = \mu \times (P_{e,N2} - P_{e,N1})$ , tendo-se obtido um valor de 72 kN [ $\Delta P = 0.6 \times (360 - 240) = 72$  kN]. Assim, aos valores obtidos nos ensaios de compressão para a tensão de aderência foi acrescentado um valor de 0.64 MPa [ $\Delta f_b = \Delta P / (\pi \times l_b \times D_f) = 72000 / (3.14 \times 350 \times 102) = 0.64$  MPa].

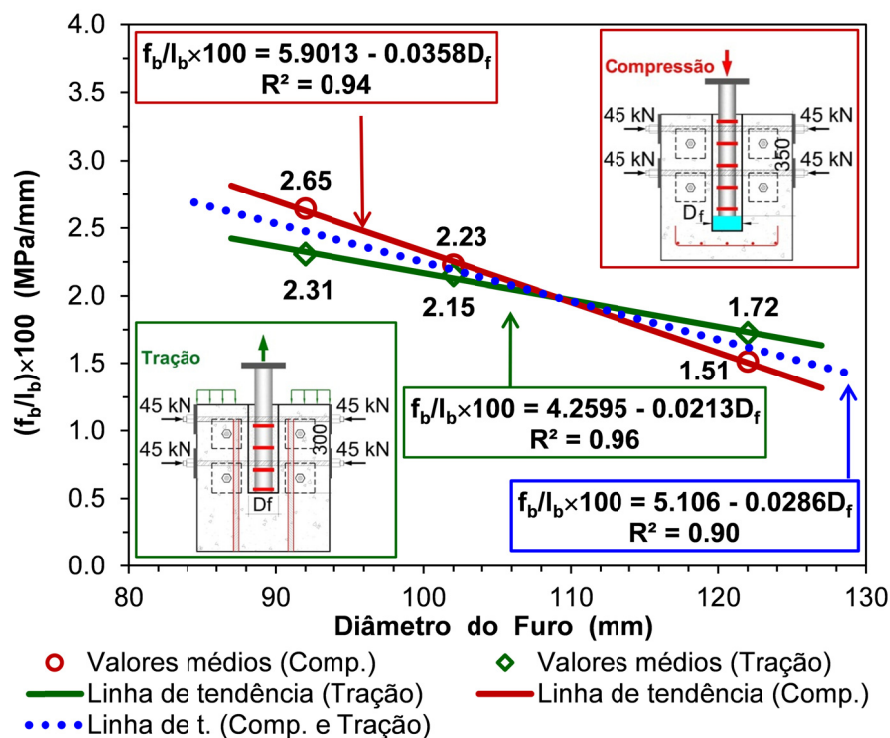


Figura 6.21 – Relações tensão de aderência normalizada / diâmetro do furo obtidas nos ensaios, de tração e compressão, realizados com tubos texturados

Nas duas situações apresentadas, verifica-se a mesma tendência do aumento da aderência com a diminuição do diâmetro do furo, observando-se uma forte correlação entre estes dois parâmetros ( $R^2=0.96$  na tração e  $R^2=0.94$  na compressão).

Os valores obtidos para cada uma das fases são semelhantes, verificando-se que a correlação entre os valores dos ensaios de compressão e de tração é igualmente alta ( $R^2=0.90$ ). No caso dos ensaios de tração, alguns dos valores são limites inferiores da tensão de rotura da aderência, sendo expectável que, para valores correspondentes à rotura, estas relações se aproximem ainda mais, já que os mecanismos de rotura da aderência são os mesmos.

Estes resultados confirmam que o diâmetro do furo é um parâmetro chave no estudo de ligações seladas com micro-estacas, indicando claramente que devem ser adotadas relações baixas entre o diâmetro do furo e o diâmetro da micro-estaca, com um mínimo de 10 mm de espessura anelar, a partir do perímetro dos anéis, para permitir uma selagem efetiva da micro-estaca. Com base nos resultados desta investigação não foi possível definir um valor máximo da relação diâmetro do furo / diâmetro da micro-estaca. Será necessário considerar relações superiores a 2 (relação máxima considerada no presente estudo) e verificar o limite máximo desta relação para o qual a rigidez da calda deixa de influenciar positivamente a tensão de aderência.

### ***Relação tensão de aderência / comprimento de selagem***

A Figura 6.22 ilustra a relação tensão de aderência e o comprimento de selagem, para os modelos com furos de superfície indentada e com 102 mm de diâmetro e blocos confinados com o Nível 2.

Nos ensaios realizados para avaliar a influência do comprimento de selagem, observaram-se dois tipos de rotura distintos, condicionando os valores obtidos. O valor assinalado com um círculo na Figura 6.22, corresponde aos ensaios realizados com o menor comprimento de selagem inicial ( $l_b=150$  mm), em que se observou uma rotura por punçoamento. Nos ensaios realizados com os restantes comprimentos de selagem adotados ( $l_b=225$  mm e  $l_b=300$  mm), verificou-se uma rotura mista. Para os maiores comprimentos, a tensão de aderência aumenta com o aumento do comprimento de selagem, confirmando igualmente os resultados obtidos nos ensaios realizados na Fase II nos ensaios realizados com tubos texturados.



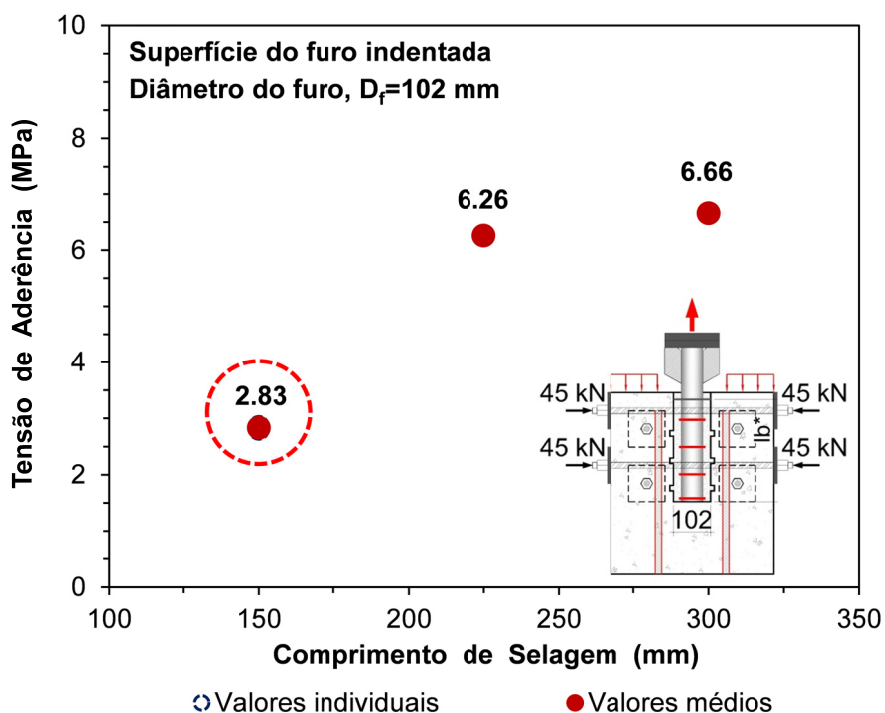


Figura 6.22 – Relação tensão de aderência / comprimento de selagem obtida nos ensaios de tração realizados com tubos texturados

### ***Relação tensão de aderência / nível inicial de confinamento***

A Figura 6.23 ilustra a relação tensão de aderência e o nível inicial de confinamento lateral (ativo) obtida nos ensaios realizados com tubos texturados selados em furos de superfície indentada e com 102 mm de diâmetro e comprimentos de selagem de 300 mm. Verifica-se que a tensão de aderência aumentou linearmente com o nível de confinamento, com uma forte correlação entre os dois parâmetros ( $R^2=0.99$ ). Para aumentos da força total de pré-esforço de 200 % verifica-se um aumento de 25 %.

A Figura 6.24 ilustra a variação da tensão de aderência normalizada (em relação ao comprimento de selagem) com o nível de confinamento, obtida nos ensaios realizados na Fase II e Fase III com tubos texturados, com furos de superfície indentada e com blocos confinados com diferentes níveis de pré-esforço lateral (ativo). Os valores apresentados na Figura 6.24, da tensão de aderência, não são diretamente comparáveis já que a rotura nas duas situações se observou em diferentes interfaces, além de que, na Fase III, alguns dos valores não correspondem à tensão de rotura da aderência.

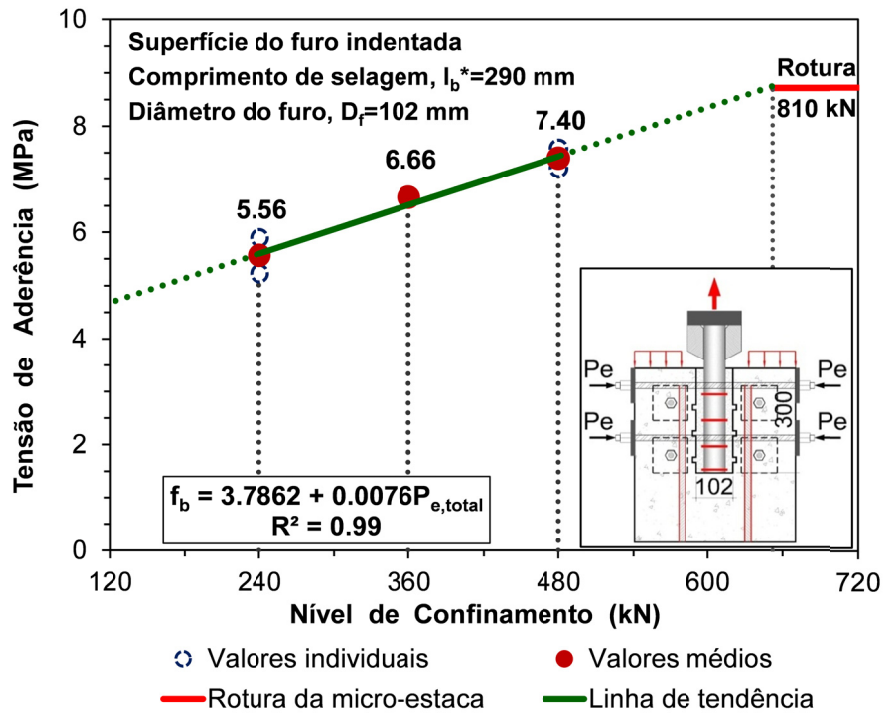


Figura 6.23 – Relação tensão de aderência / nível inicial de confinamento ativo lateral, obtida nos ensaios de tração com tubos texturados

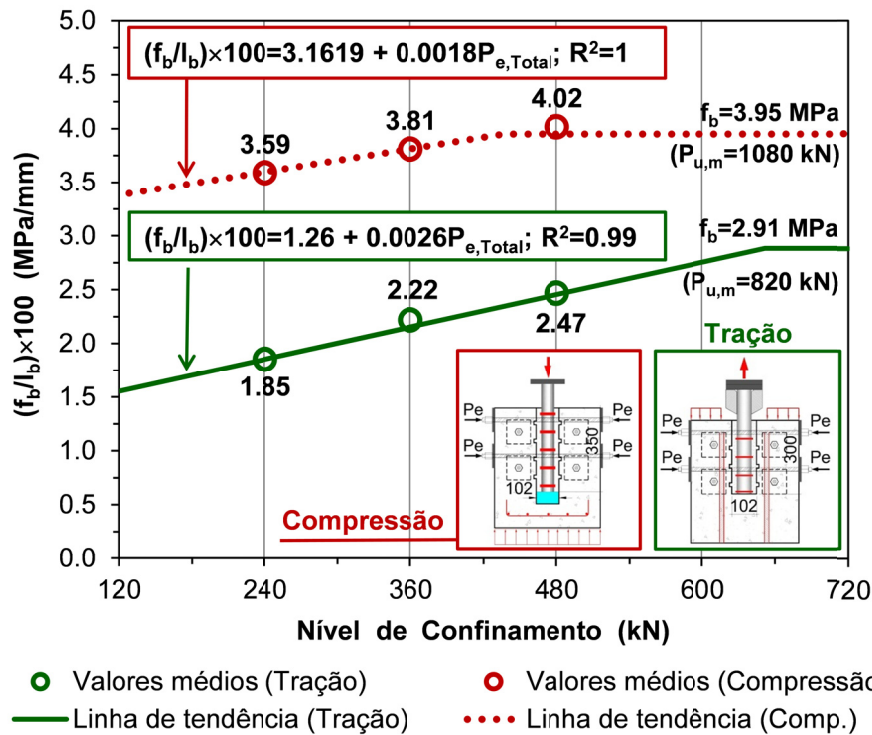


Figura 6.24 – Relações tensão de aderência normalizada / nível inicial de confinamento obtidas nos ensaios de tração e de compressão realizados com tubos texturados

Verifica-se que a tendência observada para a tensão de aderência para cada uma das duas situações é semelhante e resulta da mobilização do atrito nas interfaces em que se verificou a

rotura. O declive mais acentuado, que se observa nos ensaios de tração, está igualmente relacionado com os valores obtidos, que representam limites inferiores da tensão de rotura da aderência, principalmente os valores obtidos nos ensaios realizados com blocos confinados com o Nível 1 e o Nível 2 (só foi considerado o resultado do ensaio BT-TT-6).

### *Relação tensão de aderência / rugosidade da superfície do furo*

A Figura 6.25 ilustra a relação capacidade de carga e a rugosidade da superfície do furo, obtida para os ensaios realizados com micro-estacas seladas em furos com 102 mm de diâmetro, com comprimentos de selagem de 300 mm e em blocos confinados com o Nível 2 de confinamento.

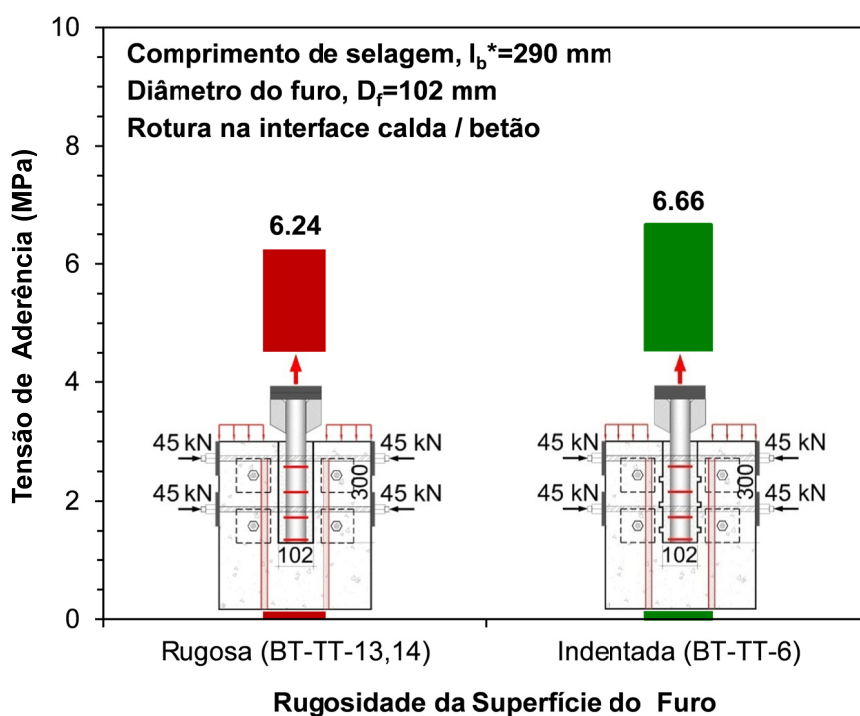


Figura 6.25 – Relação tensão de aderência / rugosidade da superfície do furo obtida nos ensaios de tração

Contrariamente ao que foi observado nos ensaios de compressão, realizados com tubos texturados, nos ensaios de tração a rugosidade do furo não condicionou o modo de rotura da ligação e, pelos resultados obtidos e apresentados na Figura 6.25, não teve influência significativa no valor da tensão de aderência (diferença de 7 %).

### *Relações carga / deslocamento para tubos lisos e texturados*

Na Figura 6.26 são apresentadas as relações carga / deslocamento obtidas no ensaio BT-TL-6 realizado com tubos lisos novos, no ensaio BT-TT-14 realizado com tubos texturados e blocos confinados e no ensaio teste de tração, ensaio teste T1, realizado com tubos lisos reutilizados (com uma rugosidade igual a 0.7 mm).

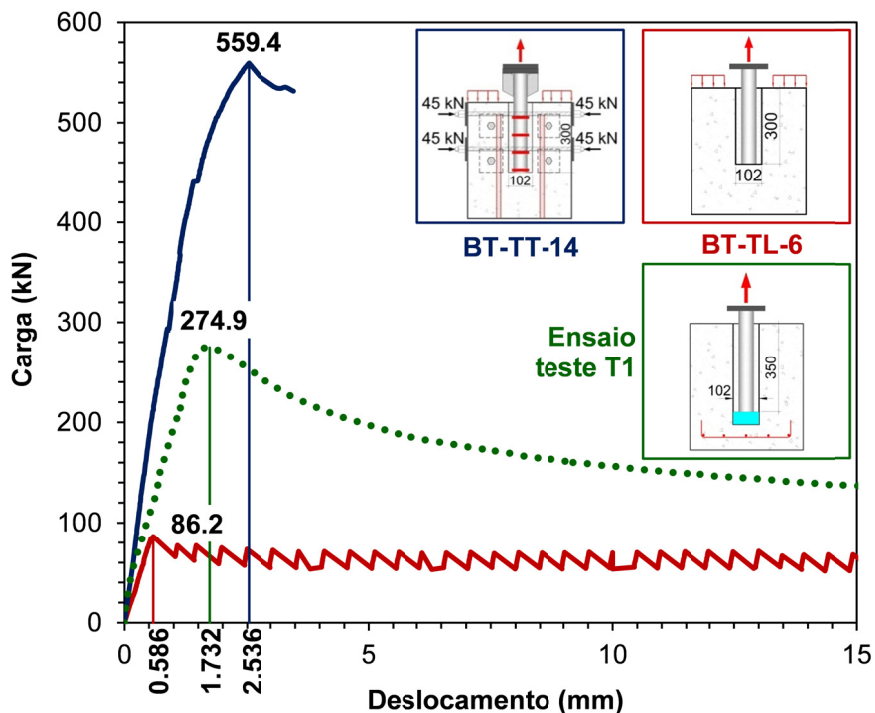


Figura 6.26 – Curvas carga / deslocamento tipo obtidas nos ensaios de tração, realizados com micro-estacas de tubos lisos e tubos texturados

A Figura 6.26 ilustra três tipos de comportamentos distintos para as três situações apresentadas. Nos ensaios com tubos lisos novos, ensaio BT-TL-6, verificou-se uma ruptura por arrancamento observando-se um comportamento dúctil pós-ruptura. No ensaio BT-TT-14, com tubos texturados e com blocos confinados lateralmente e reforçados com varões verticais, observou-se que a carga de ruptura foi próxima da carga máxima com um patamar muito reduzido pós-ruptura. No ensaio teste de tração, ensaio teste T1, com tubos lisos reutilizados, observou-se uma ruptura por fendilhação da calda com uma queda acentuada da capacidade da ligação após de atingir a carga máxima. Conclui-se que a textura da micro-estaca e a rugosidade da superfície dos tubos influenciou o comportamento da ligação e os modos de ruptura observados.

A comparação direta dos valores da carga última obtidos nos ensaios com tubos novos, lisos e texturados, não é possível devido ao confinamento dos blocos com tubos texturados. Se for considerado que o acréscimo de carga no ensaio BT-TT-14 devido ao pré-esforço é de aproximadamente 200 kN ( $\Delta P = \mu \times P_{e, total} = 0.6 \times 360 = 204$  kN) verifica-se um acréscimo da capacidade da ligação de 400 % em relação ao ensaio BT-TL-6.

## 6.4 Comparação com trabalhos de referência e com os códigos de betão

### 6.4.1 Comparação com trabalhos de referência

O único registo de ensaios de tração com micro-estacas de tubos texturados, solicitadas até à rotura da ligação, foi realizado por Timothy Myers (2004). O autor realizou dois ensaios teste com micro-estacas, de tubos texturados com anéis metálicos soldados, seladas em furos executados por percussão em blocos de betão armado. No Quadro 6.6 são apresentadas as características dos ensaios e os resultados obtidos por Timothy Myers (2004) referidos no estudo realizado por Gómez *et al.* (2005).

Quadro 6.6 – Resumo dos ensaios realizados por Timothy Myers (2004)

Autores	Modelo utilizado	Micro-estaca		Furo			$f_b$ (MPa)
		Tipo	$d_t$ (mm)	Superfície	$D_f$ (mm)	$l_b$ (mm)	
Timothy Myers (2004)	Blocos de betão armado	Tubo texturado <sup>(1)</sup>	117.8	Rugosa <sup>(2)</sup>	254	610	2.37 <sup>(3)</sup> 2.97 <sup>(4)</sup>
		Tubo texturado <sup>(1)</sup>	117.8		254	1220	3.21 <sup>(3)</sup> 4.01 <sup>(4)</sup>

<sup>(1)</sup> Tubos com anéis metálicos soldados na superfície; <sup>(2)</sup> Furo realizado com percussão; <sup>(3)</sup> Tensão de aderência calculada na interface calda / betão; <sup>(4)</sup> Tensão de rotura da aderência calculada no perímetro dos anéis;  $d_t$  - Diâmetro do tubo;  $D_f$  - Diâmetro do furo;  $l_b$  - comprimento de selagem;  $f_b$  - Tensão de aderência

Não existe informação sobre as dimensões dos blocos e a armadura utilizada, nem sobre as características dos materiais utilizados (betão e calda de selagem), não sendo possível por esta razão aferir o nível de confinamento conferido pelos blocos e pelas eventuais armaduras

utilizadas. A utilização de martelos pneumáticos para a execução dos furos teve como objetivo evitar a rotura na interface calda / betão. Com efeito, segundo o autor, a rotura verificou-se na interface aço / calda. Comparativamente, nos ensaios realizados no presente estudo, obteve-se uma rotura mista da aderência na interface calda / betão acompanhada por corte do betão.

Na Figura 6.27 são apresentados os resultados obtidos no presente estudo e os resultados obtidos por Timothy Meyers (2004) (os valores da tensão de aderência apresentados são os valores calculados na interface calda / betão). Atendendo às diferentes características dos ensaios, e com o objetivo de comparar os resultados dos dois estudos, a tensão de aderência foi normalizada em relação ao comprimento de selagem e multiplicados por 100, e o diâmetro do furo foi substituído pela espessura da calda no espaço anelar, para atender às diferentes relações diâmetro do furo / diâmetro do tubo ( $D_f/d_t$ ).

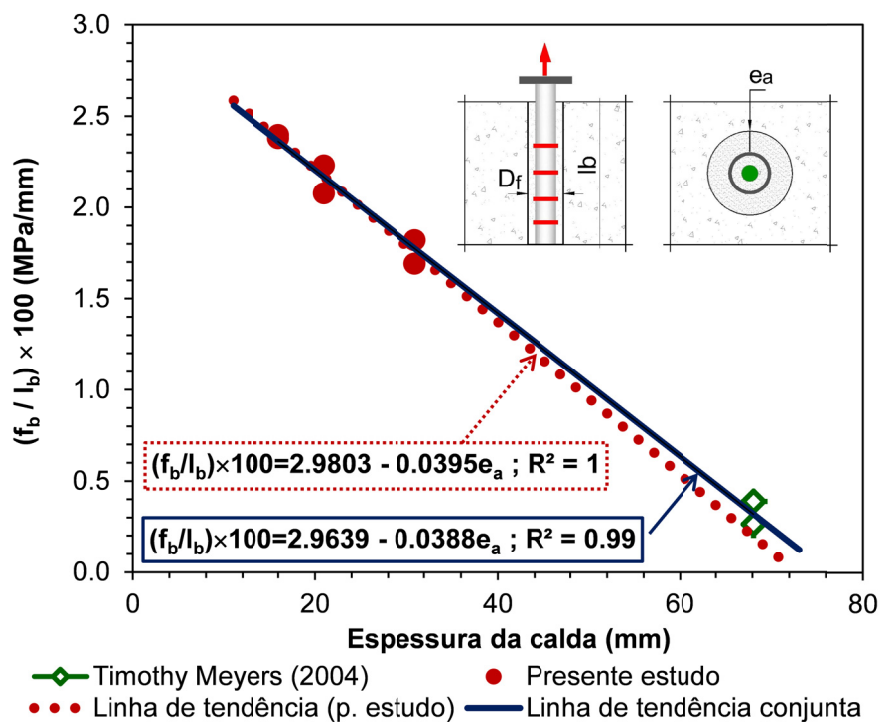


Figura 6.27 – Relações da tensão de aderência normalizada / espessura da calda obtidas nos ensaios realizados com tubos texturados solicitados à tração, por Timothy Meyers (2004) e no presente estudo

Da observação da Figura 6.27, verifica-se que os resultados obtidos por Timothy Meyers (2004) acompanham a tendência observada no presente estudo, da diminuição da tensão de aderência com a espessura da calda no espaço anelar. De igual modo, verifica-se

que a linha de tendência obtida utilizando os resultados dos dois trabalhos apresenta, igualmente, uma correlação muito forte ( $R^2=0.99$ ).

## 6.4.2 Comparação com os códigos de betão

Como foi anteriormente referido e discutido na secção 5.4.2 do Capítulo 5, a utilização das expressões regulamentares, nomeadamente do EC2 (2010) e do ACI 318 (2008), para a determinação do comprimento de amarração das micro-estacas conduziria a valores demasiado elevados e irrealistas de utilizar no dimensionamento de ligações com micro-estacas, de tubos lisos e tubos texturados, seladas em fundações existentes.

Nos ensaios realizados, no presente estudo, com tubos texturados solicitados à tração, selados em blocos de betão confinados e furos de superfície indentada, concluiu-se que o maior comprimento de selagem adotado,  $l_b=300$  mm (relação  $l_b / d_t \approx 5$ ), foi adequado, tendo-se obtido um valor médio da carga máxima,  $P_{m\acute{a}x}=687.4$  kN, muito próximo da carga de cedência da micro-estaca,  $P_y=720$  kN, para os ensaios com o Nível 3 de confinamento. Neste contexto é de referir igualmente que a rotura observada foi condicionada pelo corte do betão e pela aderência na interface calda / betão e não pela aderência na interface aço / calda.

## 6.5 Síntese de Conclusões

Nos ensaios de tração observou-se uma exsudação exagerada (entre 5 e 20 mm, dependendo do comprimento de selagem, das características do furo (diâmetro e rugosidade) e da armadura utilizada) e um tempo de presa ( $> 20$  horas) muito superior ao verificado nos ensaios de compressão, realizados na Fase I e na Fase II das primeiras fases (tempo de presa entre 3 a 5 horas). As baixas temperaturas que se fizeram sentir na altura da selagem das micro-estacas ( $<10^\circ\text{C}$ ), parecem ter tido uma influência significativa na elevada exsudação e no tempo de presa observados.

É necessário realizar um estudo mais alargado sobre a utilização de caldas para a selagem de micro-estacas em fundações existentes, com a adoção de valores da relação água / cimento inferiores ao adotado no presente estudo ( $a / c=0.4$ ), com o objetivo de reduzir a exsudação e garantir uma variação positiva do volume.

Nos ensaios realizados, no presente estudo, com micro-estacas solicitadas à tração, o comportamento da ligação e os modos de rotura observados dependeram do tipo de armadura utilizada. Por este motivo as conclusões decorrentes da análise efetuada nas secções anteriores, são apresentadas separadamente para cada um dos tipos de armadura adotados.

### ***Ensaio realizados com tubos lisos***

Em todos os ensaios realizados com micro-estacas de tubos lisos novos verificou-se uma rotura por arrancamento, rotura na interface aço / calda, com um comportamento dúctil pós-rotura. A carga residual foi sempre superior a 65 % da carga máxima, assemelhando-se a uma relação carga (aderência) / deslocamento bilinear.

A capacidade da ligação obtida foi bastante reduzida, sendo controlada pela adesão e pelo atrito na interface aço / calda. Sendo a componente de atrito fundamental neste tipo de ligação, a reduzida rugosidade dos tubos lisos novos condicionou claramente os resultados obtidos.

Os ensaios teste, realizados com micro-estacas de tubos lisos reutilizados solicitadas à tração (tubos com uma rugosidade de 0.7 mm), conduziram a resultados satisfatórios com valores médios da capacidade de carga de 284 kN, que representa cerca de 60 % dos valores obtidos nos ensaios de compressão com as mesmas características. Esta diferença está diretamente relacionada com o esquema de ensaio adotado na tração que induz flexão nos blocos e, por equilíbrio, trações na zona superior da ligação influenciando deste modo a tensão de rotura da aderência na interface aço / calda. Observou-se, igualmente, que tanto o comportamento como o modo de rotura, por fendilhação da calda na interface aço / calda (ver Figura 6.26), foram semelhantes aos observados nos ensaios de compressão realizados com os mesmos tubos.

Concluiu-se que a tensão de rotura da aderência aumenta com a diminuição do diâmetro do furo e não é significativamente influenciada pelo comprimento de selagem.



Da análise realizada nas secções anteriores, concluiu-se que a utilização de tubos de micro-estacas com estas características, tubos lisos novos com uma rugosidade muito reduzida, não garante uma capacidade resistente da ligação suficiente para serem utilizados no reforço de fundações.

### *Ensaios realizados com tubos texturados*

A capacidade da ligação foi largamente superior à obtida para ensaios com tubos lisos (>400 %).

Concluiu-se que a pormenorização dos varões verticais para o reforço dos blocos não foi a mais adequada para evitar a rotura por corte do betão na zona superior da ligação.

Para evitar a rotura por punçoamento na fundação existente, os varões verticais de reforço devem ser colocados próximos da ligação de forma a interetar as potenciais superfícies de rotura, com comprimentos de selagem adequados e amarrados convenientemente, de acordo com a solução apresentada na Figura 6.28.

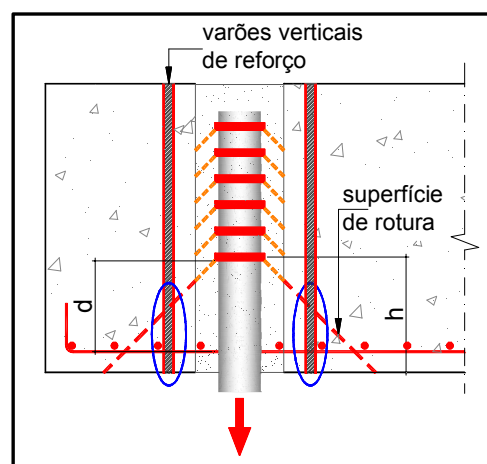


Figura 6.28 – Pormenorização proposta para os varões verticais de reforço

De igual modo, a interação mecânica resultante da ação dos anéis pode provocar o corte e o esmagamento da calda e propagar a rotura para o betão da fundação. Por este motivo, recomenda-se que os anéis sejam colocados a uma distância da base da fundação suficiente para reduzir o risco de rotura por punçoamento. Dependendo da capacidade requerida para a ligação, pode ser mais conveniente a utilização de varões roscados ou nervurados de grandes diâmetros.

A rugosidade da superfície do furo condiciona o desempenho destas ligações. Nos ensaios de tração, concluiu-se que o número de dentes executados na superfície do furo não foi suficiente para evitar a rotura da aderência na interface calda / betão. O acréscimo da capacidade de

carga para os modelos com superfície do furo indentada foi igual a 7 %.

Concluiu-se que a tensão de aderência aumentou linearmente com a diminuição do diâmetro do furo, confirmando os resultados obtidos nos ensaios de compressão realizados com tubos texturados. Concluiu-se, igualmente, que os valores normalizados da tensão de aderência em ligações com micro-estacas, de tubos texturados, seladas em furos de superfície rugosa, são pouco influenciados pelo sentido do carregamento, com valores semelhantes para micro-estacas solicitadas à compressão e à tração.

Concluiu-se ainda que o confinamento é um parâmetro fundamental para o estudo destas ligações, tendo-se extraído as seguintes conclusões:

- A capacidade da ligação aumenta com o aumento do confinamento. O incremento da capacidade de carga, entre cada nível de confinamento, é proporcional ao incremento do atrito na interface calda / betão. As relações tensão de aderência / nível inicial de confinamento, obtidas para os ensaios de compressão e tração, sustentam esta afirmação (ver Figura 6.24).
- O aumento do nível de confinamento diminuiu a fendilhação dos blocos e a superfície de rotura do betão na zona superior da ligação devido ao aumento da resistência do betão confinado.
- Em situações reais de reforço com micro-estacas solicitadas à tração deve-se ter em conta as eventuais trações na zona inferior da ligação resultantes da flexão das fundações por efeito da reação do solo. Nestas situações, é recomendada a utilização de tirantes nas zonas tracionadas para garantir a integridade da fundação e evitar a diminuição da aderência.

Por último, concluiu-se que a capacidade da ligação e a tensão de aderência aumentam com o comprimento de selagem. Para condicionar a rotura da ligação à rotura da micro-estaca é suficiente adotar uma relação comprimento de selagem / diâmetro da micro-estaca de 7.5, valor claramente inferior aos obtidos pelas expressões dos regulamentos referenciados no presente estudo.

## Capítulo 7

# Conclusões, Recomendações para Dimensionamento e Desenvolvimentos Futuros

### 7.1 Principais conclusões

No presente estudo, foi realizado um número significativo de ensaios (99 ensaios) com micro-estacas de tubos lisos e tubos texturados, numa primeira fase seladas em tubos de PVC e de aço e solicitadas à compressão, numa segunda e terceira fases seladas em blocos de betão e solicitadas, respetivamente, à compressão e à tração. Um dos principais objetivos foi avaliar a influência dos parâmetros mais relevantes no comportamento da ligação, nomeadamente na capacidade de carga da ligação e na tensão de aderência nas interfaces aço / calda / betão. Os parâmetros avaliados foram os seguintes: (1) diâmetro do furo; (2) comprimento de selagem; (3) textura da micro-estaca; (4) rugosidade da superfície do furo; e (5) confinamento ativo e passivo.

Neste capítulo, apresentam-se as principais conclusões extraídas ao longo deste estudo e são apresentadas diversas recomendações a ter em consideração no reforço de fundações utilizando micro-estacas. São ainda feitas algumas sugestões para futuros trabalhos de investigação, que derivam de novos problemas encontrados ao longo da realização deste estudo.

De acordo com as conclusões extraídas dos capítulos 5 e 6, o comportamento geral da ligação, os modos de rotura observados e os parâmetros avaliados dependem do tipo de armadura. Com base nesta análise, optou-se por agrupar as conclusões pelo tipo de armadura utilizada.

### ***Ensaaios com tubos lisos***

A análise dos resultados dos ensaios realizados, à compressão e à tração, com micro-estacas de tubos lisos, permitiu obter diversas conclusões sendo de destacar:

- (i) O comportamento de ligações seladas com micro-estacas de tubos lisos depende fundamentalmente do diâmetro do furo; do nível de confinamento; da rugosidade do tubo; pela resistência da calda e pela resistência do betão;
- (ii) A capacidade da ligação é controlada pela aderência na interface aço / calda, inicialmente apenas dada pela contribuição da adesão e, posteriormente pelo atrito nesta interface, sendo este último proporcional ao confinamento;
- (iii) O modo de rotura e o comportamento pós-rotura são influenciados pela rugosidade do tubo:
  - A rotura observada ocorreu sempre na interface aço / calda;
  - Para tubos lisos reutilizados solicitados à compressão, o modo de rotura é por fendilhação da calda (*splitting failure*). A rotura é frágil, verifica-se uma queda acentuada da capacidade da ligação para um valor residual que representa cerca de 50 % da carga máxima. O comportamento da ligação pós-rotura é independente do nível de confinamento. Para os tubos com as mesmas características, solicitados à tração, o comportamento é semelhante, mas a capacidade da ligação é muito inferior, diminuindo em 40 %, devido ao efeito de Poisson e como resultado das trações geradas na zona superior da ligação por efeito do esquema de ensaio adotado que provocam uma diminuição da aderência;
  - Para tubos lisos novos solicitados à tração, o modo de rotura é por arrancamento do tubo (*pull-out failure*), sem fendilhação da calda, com um comportamento dúctil pós-rotura. A capacidade da ligação é muito reduzida, é inviável a sua utilização em ligações seladas com ancoragem reta, sendo necessária a utilização de dispositivos especiais como chapas de ancoragem;
- (iv) O diâmetro do furo influencia significativamente o valor da tensão de rotura da aderência. A tensão de rotura da aderência aumenta linearmente com a diminuição do diâmetro do furo, tendo-se verificado, para as relações diâmetro do furo / diâmetro do tubo ( $D_f / d_t$ ) adotadas, aumentos de 25 % e de 13 % entre a maior relação e a

menor, respectivamente, nos ensaios de compressão e tração. Esta diferença está relacionada com a menor rugosidade do tubo utilizado nos ensaios de tração, gerando menor dilatação na interface, e conseqüentemente, menores confinamentos e atrito na interface aço / calda;

- (v) O confinamento conferido pelo recobrimento tem uma influência significativa na capacidade da ligação e na tensão de rotura da aderência na interface aço / calda. A capacidade da ligação e a tensão de rotura da aderência na interface aço / calda, aumentam linearmente com o aumento da rigidez radial do confinamento. Este aumento é proporcional à classe de resistência do betão e da calda;
- (vi) Em ligações seladas com tubos lisos reutilizados solicitadas à compressão são adequados comprimentos de selagem inferiores a 15 vezes o diâmetro do tubo ( $l_b / d_t = 15$ ), valor que representa aproximadamente metade dos valores correntemente adotados em estruturas de betão armado para a amarração dos varões ao betão;
- (vii) Concluiu-se no estudo comparativo com trabalhos relevantes (Gómez *et al.*, 2005), efetuado no Capítulo 5, que a tensão de aderência na interface aço / calda, de tubos lisos reutilizados selados com caldas de diferentes relações água / cimento, aumenta proporcionalmente à razão dos respetivos módulos de elasticidade da calda.

### ***Ensaio com tubos texturados***

A análise dos resultados dos ensaios realizados, com micro-estacas de tubos texturados seladas em blocos de betão, permitiu extrair conclusões importantes sendo de destacar as seguintes:

- (i) O comportamento das ligações seladas com micro-estacas texturadas é influenciado pelo diâmetro do furo; pelo número de anéis utilizado; pela rugosidade da superfície do furo; pelo nível confinamento; pela resistência do betão; e pela resistência da calda;
- (ii) No caso de micro-estacas de tubos texturados, a capacidade da ligação é largamente superior à obtida com micro-estacas de tubos lisos. Neste caso os mecanismos de aderência preponderantes são o atrito e a interação mecânica dos anéis;

- (iii) No caso de micro-estacas de tubos texturados, a rugosidade da superfície do furo condiciona os modos de rotura e a capacidade da ligação:
- Para tubos texturados, selados em furos de superfície rugosa a rotura verifica-se na interface calda / betão. O comportamento pós-rotura depende do confinamento conferido pelo betão e pelas armaduras: comportamento frágil para betão fendilhado e dúctil para betão não fendilhado;
  - No caso de furos de superfície indentada, verifica-se rotura por tração do betão, por ausência do confinamento; e quando se prevê confinamento ativo e um número de dentes adequado previne a rotura na interface calda / betão, garantindo um comportamento dúctil pós-rotura e maiores capacidades da ligação;
  - O espaçamento e as dimensões de dentes (altura e profundidade) são variáveis a considerar no dimensionamento deste tipo de ligações.
- (iv) A tensão de rotura da aderência aumenta linearmente com a diminuição do diâmetro do furo, em furos com superfície tratada com escova de aço. Uma diminuição da relação diâmetro do furo / diâmetro do tubo ( $D_f / d_t$ ) de 25 % conduz a um acréscimo superior a 20 % na tensão de rotura da aderência na interface calda / betão;
- (v) A capacidade da ligação e a tensão de aderência aumentam linearmente com o comprimento de selagem. Este aumento está diretamente relacionado com o número de anéis, aumentando proporcionalmente a este. A utilização de comprimentos de selagem iguais a 6 vezes o diâmetro do tubo é suficiente para garantir a cedência da micro-estaca, quando sujeita a compressão (em tração é necessário 7.5 vezes), desde que se preveja o confinamento da sapata, podendo mesmo atingir-se a rotura da micro-estaca, para confinamentos elevados. Estes valores são claramente inferiores aos adotados em estruturas de betão armado com varões nervurados ancorados no betão;
- (vi) O confinamento lateral (ativo) tem uma influência significativa no comportamento e na capacidade da ligação. O aumento do nível de confinamento garante um aumento da carga máxima, um aumento da ductilidade pós-rotura e uma diminuição da fendilhação dos blocos. O incremento de carga que se obtém com o aumento do nível de pré-esforço lateral (ativo) corresponde ao atrito mobilizado na interface em que se observa a rotura ( $\Delta P_u = \mu \times P_{e, total}$ ). O pré-esforço lateral deve ser colocado ao longo

de todo o comprimento de selagem para garantir um confinamento efetivo da ligação;

- (vii) No caso de ligações com tubos texturados com anéis metálicos, um número de anéis insuficiente pode originar o esmagamento da calda no espaço anelar, sendo este um parâmetro fundamental no dimensionamento destas ligações.
- (viii) A utilização de micro-estacas texturadas com anéis soldados conduz a valores da tensão de rotura de aderência, na interface aço / calda muito superiores aos obtidos com a utilização de micro-estacas texturadas com cordões de solda (utilizadas por Gómez *et al.*,2005).
- (ix) Em ligações seladas com tubos texturados a utilização de varões verticais de reforço impede a rotura por tração do betão e com pormenorizações adequadas a rotura por punçoamento. Os varões devem ser colocados próximos da ligação de forma a intersetar as potenciais superfícies de rotura, com comprimentos de amarração adequados.

## 7.2 Recomendações para dimensionamento

Neste ponto apresentam-se recomendações para dimensionamento e pormenorização de ligações de micro-estacas seladas em sapatas de betão armado, com base nas conclusões do presente estudo, nas recomendações dos relatórios da FHWA (FHWA-RD-96-017, 1997; FHWA-SA-97-070, 2000) e da JAMP (JAMP, 2002), e nas prescrições do EC2 (2010) e do EC4 (2004).

### *Dimensionamento de ligações com tubos lisos*

Nas ligações com tubos lisos devem ser verificadas as seguintes situações, ilustradas na Figura 7.1:

- 1) Verificação da segurança à rotura da aderência na interface aço / calda;
- 2) Verificação da segurança à rotura por punçoamento;
- 3) Verificação da segurança ao esmagamento da calda.

Os comprimentos de selagem a adotar devem garantir a segurança em relação à rotura da aderência na interface aço / calda mas, no caso de micro-estacas solicitadas à compressão são condicionados pela distância ao topo da fundação de modo a evitar uma rotura por punçoamento.

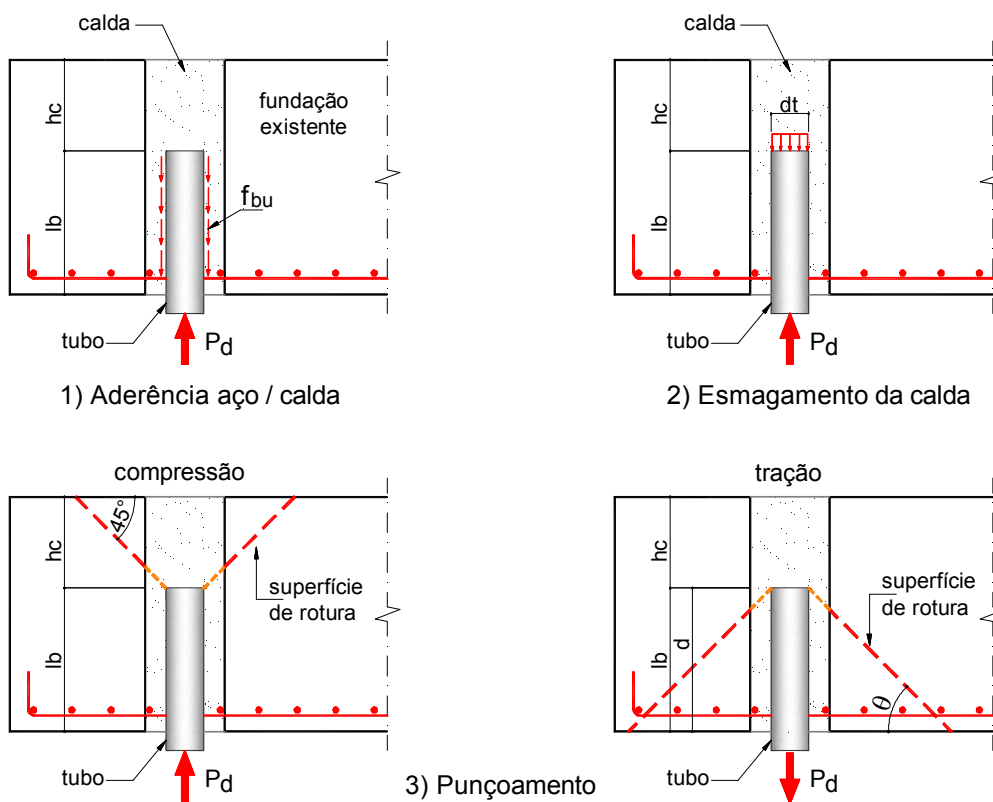


Figura 7.1 – Verificações para dimensionamento de ligações seladas com tubos lisos

### 1) Verificação da Segurança à rotura por aderência na interface aço / calda

A verificação da segurança à rotura da ligação na interface aço / calda deve ser realizado de acordo com a seguinte expressão:

$$P_d \leq 3.14 \cdot f_{bu} \cdot l_b \cdot d_t \quad (6.1)$$

em que  $P_d$  é o valor de cálculo da carga aplicada. Para a estimativa da tensão de rotura da



aderência na interface aço / calda ( $f_{bu}$ , em MPa), propõe-se a expressão (5.9), em função da rigidez radial do confinamento ( $K_r$ , em MPa / mm):

$$0.30 + 0.0101K_r \leq f_{bu} \leq 1.75 + 0.0101K_r$$

O valor de  $K_r$  pode ser obtido através da expressão (3.11):

$$K_r = \frac{2E_c}{(1+\nu_c)} \cdot \left\{ \frac{d_o^2 - d_i^2}{d_i \cdot [(1-2\nu_c) \cdot d_i^2 + d_o^2]} \right\}$$

em que,  $E_c$  e  $\nu_c$  são, respetivamente, o módulo de elasticidade estático e o coeficiente de Poisson do betão. A expressão (5.9) é válida para micro-estacas de tubos lisos reutilizados (com uma rugosidade superior a 0.7 mm), seladas com calda de cimento (com uma relação água / cimento igual ou inferior a 0.4), num furo previamente executado na fundação, e para relações diâmetro do furo / diâmetro da micro-estaca variando entre 1.4 e 2. Para utilizar a expressão anterior deve ser adotado um fator de segurança de 2.5.

Em alternativa à expressão (5.9) pode ser utilizada a expressão (3.10) proposta por Gómez *et al.* (2005), que relaciona a tensão de rotura da aderência na interface aço / calda ( $f_{bu}$ , em MPa) com a espessura anelar ( $e_a$ , em mm):

$$4.14 - 0.054 \times e_a \leq f_{bu} \leq 4.83 - 0.054 \times e_a \quad (3.13)$$

Para a utilização desta expressão deve ser adotado um coeficiente de segurança adequado (não quantificado pelos autores).

## 2) Verificação da segurança à rotura por punçoamento

Em situações usuais de reforço de edifícios de betão armado as sapatas apenas contemplam uma armadura inferior. Nesta situação a verificação ao punçoamento consiste em limitar a tensão vertical de corte ao valor da resistência ao punçoamento de uma fundação sem armadura de punçoamento. O valor de cálculo da tensão vertical de corte,  $\tau_{vd}$  em MPa, pode ser calculada pela seguinte expressão (JAMP, 2002):

$$\tau_{vd} = \frac{P_d}{4 \cdot (d_t + h_c) \cdot h_c} \leq \tau_{vRd} \quad (6.2)$$

em que  $\tau_{vRd}$  é o valor de cálculo da resistência ao punçoamento de uma fundação sem armadura de punçoamento, dado pela seguinte expressão:  $\tau_{vRd} = 0.2\sqrt{f_{cd}} \leq 1.2 \text{ MPa}$ ;  $P_d$  é o valor de cálculo da carga aplicada;  $d_t$  é o diâmetro do tubo da micro-estaca, e  $h_c$  é a altura da sapata que resiste ao punçoamento.

Nas situações em que a micro-estaca é solicitada à tração, e nas situações em que a fundação é reforçada com armaduras longitudinais ou verticais a verificação ao punçoamento deve ter em conta estas armaduras podendo ser efetuada com base nas expressões do EC2 (2010).

### 3) Verificação da segurança ao esmagamento localizado da calda

A verificação da resistência ao esmagamento localizado da calda,  $F_{Rdu,g}$ , pode ser realizada com base no EC2 (2010), através da seguinte expressão:

$$P_d \leq F_{Rdu,g} = \nu \cdot f_{cd,g} \cdot A_0 \cdot \sqrt{A_1 / A_0} \quad (6.3)$$

em que  $P_d$  é o valor do esforço atuante,  $\nu$  é um coeficiente de redução da resistência da calda fendilhada (recomenda-se um valor de 0.6);  $f_{cd,g}$  é o valor de cálculo da tensão de rotura à compressão da calda,  $A_0$  e  $A_1$  são, respetivamente, a área carregada e a maior área de distribuição de cálculo homotética de  $A_0$ . O valor de  $F_{Rdu,g}$  deve ser limitado a  $3 \cdot \nu \cdot f_{cd,g} \cdot A_0$ .

### Dimensionamento de ligações com tubos texturados

Propõe-se que o dimensionamento destas ligações seja realizado tendo em conta as seguintes situações, ilustradas na Figura 7.2:

- 1) Verificação da segurança à rotura da aderência na interface calda / betão;
- 2) Verificação da segurança ao esmagamento localizado da calda;
- 3) Verificação da segurança à rotura por punçoamento;
- 4) Verificação da capacidade resistente da micro-estaca.

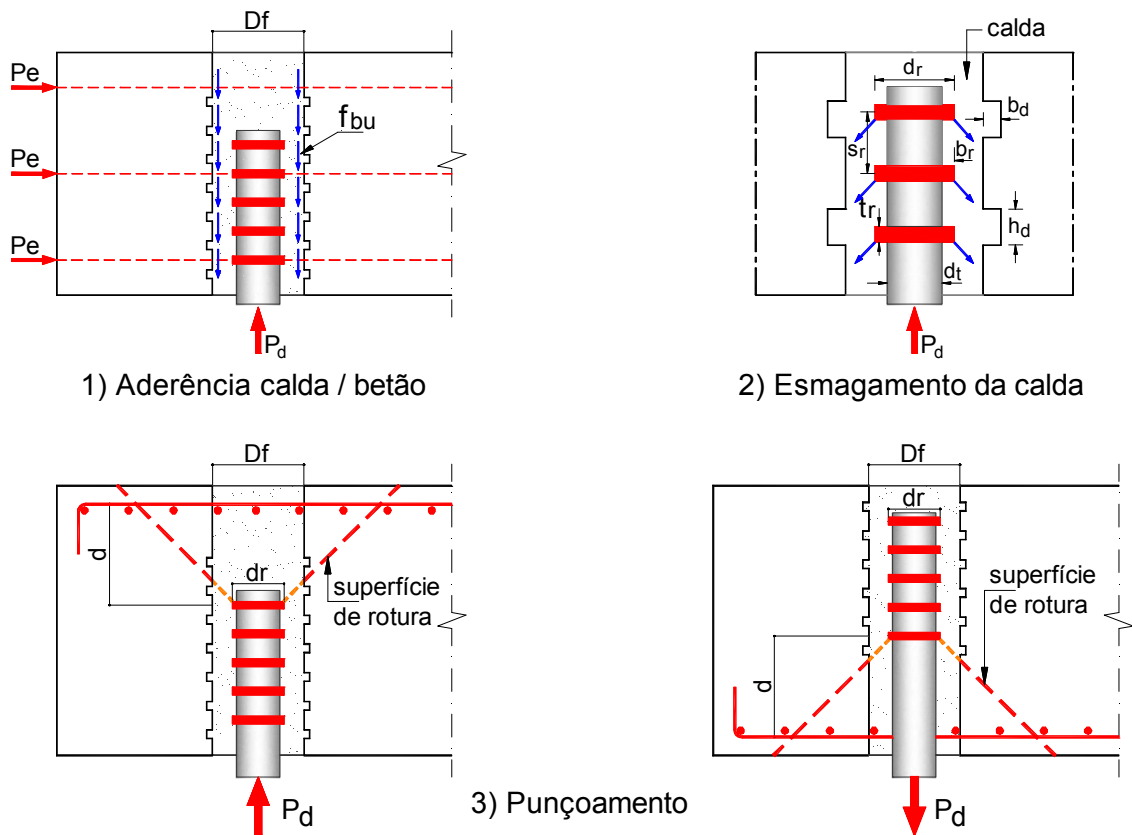


Figura 7.2 – Verificações para dimensionamento de ligações seladas com tubos texturados

**1) Verificação da segurança à rotura da aderência na interface calda / betão**

A verificação da capacidade resistente à rotura por aderência na interface calda / betão, em ligações com superfície do furo indentada e pré-esforço lateral (ativo), pode ser realizada através da expressão (5.4), apresentada no Capítulo 5:

$$P_d \leq \tau_{gd} \cdot \pi \cdot D_f \cdot n_d \cdot h_d + f_{bd,sr} \cdot \pi \cdot D_f \cdot (l_b - n_d \cdot h_d) + \mu \cdot P_{e,total}$$

Para o coeficiente de atrito calda / betão e calda / calda,  $\mu$ , recomenda-se valores de 0.6 a 0.8.

O presente estudo não permitiu obter valores da tensão de aderência na interface calda / betão nem da resistência ao corte da calda em meios confinados. Para a determinação destes valores é necessário a realização de ensaios com esquemas apropriados, que forcem a rotura na interface calda / betão, utilizando superfícies indentadas e rugosas, e considerando vários níveis de confinamento.

Com base na pesquisa efetuada no Capítulo 3, recomenda-se para a utilização da expressão (5.4) os seguintes valores:  $\tau_{gd}=5$  MPa [proposta de (Orr *et al.*, 2008) com base na BS 8110-1 (1997)];  $f_{bd,sr}=2.0$  MPa a 3.0 MPa, valores já afetados por coeficientes de segurança.

## 2) Verificação da segurança ao esmagamento localizado da calda

A capacidade resistente da ligação é proporcional ao número de anéis soldados na superfície do tubo, e pode ser condicionada pelo esmagamento da calda abaixo dos anéis. Recomenda-se para a verificação da segurança ao esmagamento localizado da calda a utilização das expressões (5.5) e (5.6), apresentadas no Capítulo 5:

$$P_d \leq n_r \cdot F_{Rdu,g}$$

$$F_{Rdu,g} = \nu \cdot f_{cd,g} \cdot A_0 \cdot \sqrt{A_1 / A_0} \leq 3.0 \cdot \nu \cdot f_{cd,g} \cdot A_0$$

Esta expressão permite determinar o número de anéis,  $n_r$ , a utilizar em tubos texturados de modo a evitar o esmagamento da calda. Deve ser ainda garantido uma distância mínima entre anéis, que pode ser obtida através da seguinte expressão (FHWA-RD-96-017, 1997):

$$s_r = 4(b_r) + t_r.$$

É igualmente necessário verificar a resistência ao corte das soldaduras na ligação dos anéis ao tubo da micro-estaca.

## 3) Verificação da segurança à rotura por punção

A resistência ao punção pode ser verificada através do EC2 (2010). Para garantir a segurança a este estado limite pode ser necessário reforçar a fundação existente com pré-esforço lateral e com varões verticais embebidos no betão com ancoragem química.

#### ***4) Verificação da capacidade resistente da micro-estaca***

Em ligações seladas em que se garanta uma elevada aderência nas interfaces aço / calda / betão a capacidade da ligação pode ser condicionada pela rotura da micro-estaca.

A verificação da capacidade resistente da micro-estaca pode ser realizada de acordo com o EC4 (2004), utilizando as equações (4.6) e (4.7), apresentadas no Capítulo 4.

### **7.3 Desenvolvimentos futuros**

As limitações de um trabalho desta natureza obrigaram à fixação de alguns parâmetros que se concluiu terem uma grande influência no comportamento da ligação como, por exemplo, as características da calda de cimento e das armaduras utilizadas. Assim, pretende-se desenvolver num futuro próximo:

- A caracterização de caldas a utilizar na selagem de micro-estacas em fundações existentes e avaliar a influência da relação água / cimento na capacidade da ligação;
- A caracterização de micro-estacas com tubos texturados e a sua influência na capacidade de carga da ligação. Este estudo deve ser alargado a outras soluções como por exemplo a utilização de soluções com cintas helicoidais soldadas na superfície do tubo;
- A realização de um estudo que considere a utilização de pré-esforço aderente. Com efeito, a utilização de pré-esforço não aderente é simples de executar e pode garantir um confinamento adequado da ligação mas a sua eficiência depende das dimensões da fundação e da resistência do betão *in situ*.

Outro parâmetro que se revelou ter grande influência no comportamento e na capacidade da ligação foi a rugosidade da interface calda / betão. Deste modo, justifica-se um estudo mais alargado do comportamento das interfaces com outras soluções como, por ex., a adoção de superfícies tratadas com jato de areia e de água. Propõe-se igualmente o estudo da influência do espaçamento dos dentes na superfície do furo combinada com o espaçamento dos anéis na

superfície da micro-estaca e a variação da espessura anelar.

O trabalho desenvolvido nesta tese de doutoramento foi essencialmente experimental. Foi realizado um número significativo de ensaios, embora insuficiente para obter expressões de dimensionamento exclusivamente com base nos resultados obtidos, mas que são fundamentais para aferir os resultados de uma abordagem analítica e numérica. No decurso desta dissertação foi já desenvolvida uma formulação para simulação de fissuração radial (Dias-da-Costa *et al.*, 2011). Encontra-se agora em desenvolvimento uma lei constitutiva para simulação do comportamento da interface. Após a validação deste modelo, proceder-se-á à simulação de situações que não puderam ser ensaiadas experimentalmente. Poder-se-á assim enriquecer o estudo já desenvolvido e, desta forma, obter expressões de dimensionamento.

As micro-estacas têm sido utilizadas com grande sucesso no reforço sísmico de viadutos e pontes em zonas afetadas por sismos de grande intensidade. Neste contexto, para o estudo de ligações seladas com micro-estacas, era importante a realização de ensaios cíclicos e ensaios de fadiga com cargas de baixa intensidade, de longa duração e diferentes frequências.

# Bibliografia

Abdalla, H. A., *Repair of cracked concrete foundations of telecommunication structures*, 4<sup>th</sup> Structural Specialty Conference of the Canadian Society for Civil Engineering, Montréal, Québec, Canada, 2002.

ACI 318M-05, *Building code requirements for structural concrete and commentary*, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, 2005.

ACI 318M-08, *Building code requirements for structural concrete and commentary*, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, 2008.

ACI 408.3R, *Splice and development length of high relative rib area reinforcing bars in tension*, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, 2001.

Alcudia, F. S., *Patología de la edificación*, 3<sup>a</sup>, Fundación Escuela da la Edificación, Madrid, 2005, p. 586.

API Spec 5CT, *Specification for casing and tubing*, American Petroleum Institute, Washington DC, 2006.

API Spec 5L, *Specification for pipe line* American Petroleum Institute, Washington DC, 2004.

Appleton, J., *Reabilitação de edifícios antigos. Patologias e tecnologias de intervenção.*, 1<sup>a</sup> ed., Orion, Amadora, 2003, p. 454.

ASTM A615, *Standard specification for deformed and plain carbon-steel bars for concrete reinforcement*, Annual Book of ASTM Standards, Vol. 4.08, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2003.

ASTM A722, *Standard specification for uncoated high-strength steel bars for prestressing concrete*, Annual Book of ASTM Standards, Vol. 01.04, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2008.

ASTM D1143, *Standard test method for piles under static axial compression load*, Annual Book of ASTM Standards, Vol. 4.08, ASTM International, West Conshohocken, PA, 1994.

Barley, A. D., *Properties of anchor grouts in a confined state*, ICE Conference on Ground Anchorages and Anchored Structures, London, 1997, pp. 10.

Benmokrane, B., *et al.*, *Laboratory evaluation of cement-based grouts and grouted rock anchors*, International Journal of Rock Mechanics and Mining Science & Geomechanics Abstracts, Vol. 32, n° 7, 1995, pp. 633-642.

Bentler, D. J. e Yankey, G., *Grout confinement influence on strain compatibility research*, ADSC/DFI Micropile Committee, Texas, 2006, p. 39.

Bigby, D., *Coal mine roadway support system handbook*, Report 229a, Health and Safety Executive (HSE), 2004, p. 76.

Blanco, M. L., *et al.*, *A new experimental and analytical study of fully grouted rockbolts*, 45th US Rock Mechanics / Geomechanics Symposium, San Francisco, United States, June 26–29, 2011.

Bruce, D. e Nicholson, P., *The practice and application of pin piling*, ASCE Foundation Engineering Conference, Northwestern University, Evanston, ASCE, 1989, pp. 19.

Bruce, D. A., *American developments in the use of small diameter inserts as piles and In situ reinforcement*, DFI International Conference on Piling and Deep Foundations, London, 1989, pp. 11-22.

Bruce, D. A., *Small-diameter cast-in-place elements for load-bearing and in situ earth reinforcement*, Ground Control and Improvement, John Wiley and Sons Inc., New York, NY, 1994, pp. 406-492.

Bruce, D. A., *et al.*, *Practical advice for foundation design-micropiles for structural support*, Proceedings of the Geo-Frontiers 2005 Congress, Contemporary Issues in Foundation Engineering (GSP 131), ASCE, Austin, Texas, 2005, pp. 14.

BS 8110-1, *Structural use of concrete. Part 1: Code of practice for design and construction*, British Standard Institute, London, 1997.

Bungey, J. H., *et al.*, *Testing of concrete in structures*, 4th Edition, Tayler & Francis, London, 2006, p. 353.

Byford, B. e Hampton, M., *Micropiles for re-support and lifting of Two buildings under construction*, Proceedings of the 2009 International Foundation Congress and Equipment Expo, Orlando, Florida, 2009, pp. 383-389.

Cadden, A., *Structural design considerations*, Advanced Micropile Design and Construction Seminar, ISM, London, 2009.

Cadden, A. W., *et al.*, *Micropiles: Recent advances and future trends*, Current Practices and Future Trends in Deep Foundations (GSP No. 125), ed. Jerry A. DiMaggio, ASCE, 2004, pp. 140-165.

CALTRANS, *Foundation manual*, California Department of Transportation, 2008.

CEB-FIP, *Model Code 1990*, Comité Euro-International du Béton, Lausanne, Switzerland, 1990, p. 437.

CEB-FIP, *Model Code 2010 (final draft)*, Comité Euro-International du Béton, Lausanne, Switzerland, 2010, p. 675.

CHANCE Civil Construction, Civil construction product catalog, consultado em 14-11-2011, disponível em [www.abchance.com](http://www.abchance.com).



- Concrete Society, *Concrete core testing for strength.*, Concrete Society Technical Report n° 11, London, 1976, p. 44.
- Cook, R. A., *et al.*, *Behavior and design of single adhesive anchors under tensile load in uncracked concrete*, ACI Structural Journal, Vol. 95, n° 1, 1998, pp. 9-26.
- Darwin, D. e Zavaregh, S. S., *Bond strength of grouted reinforcing bars*, ACI Structural Journal, Vol. 93, n° 4, 1996, pp. 486-495.
- den Uijl, J. A. e Bigaj, A. J., *A bond model for ribbed bars based on concrete confinement*, HERON, Vol. 41, n° 3, 1996, pp. 201-226.
- Dias-da-Costa, D., *et al.*, *An element enriched formulation for simulating longitudinal cracking of concrete due to rebar slippage*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 78, n° 2, 2011, pp. 301-316.
- Dias-da-Costa, D., *et al.*, *Simulação de fissuração radial utilizando elementos enriquecidos*, Congresso de Métodos Numéricos em Engenharia, Coimbra, Portugal, 14-17 Junho, 2011.
- DIN 4768, *Determination of roughness parameters Ra, Rz, Rmax by means of stylus instruments. Terms, measuring conditions*, German Institute for Standardization, 1990.
- DNV-OS-J101, *Design of offshore wind turbine structures*, Det Norske Veritas (DNV), Norway, 2011.
- DSI, *Geotechnical product range*, Dywidag-systems International, disponível em [www.dywidag-systems.com/uk](http://www.dywidag-systems.com/uk).
- Eberhard, M. O., *et al.*, *Anchorage of large-diameter reinforcing bars grouted into ducts*, Washington State Department of Transportation, University of Washington, Washington, 2008, p. 149.
- Eligehausen, R., *et al.*, *Behavior and design of adhesive bonded anchors*, ACI Structural Journal, Vol. 103, n° 6, 2006, pp. 822-831.
- Eligehausen, R., *et al.*, *Local bond stress-slip relationships of deformed bars under generalized excitations: experimental results and analytical model*, Earthquake Engineering Research Center, College of Engineering, University of California, 1983, p. 169.
- EN 1994-1-1, *Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings*, European Committee for Standardization, Brussels, 2004.
- EN 10083-1, *Steels for quenching and tempering. Part 1: General technical delivery conditions*, European Committee for Standardization, 2006.
- EN 14199, *Execution of special geotechnical works-Micropiles*, European Committee for Standardization (CEN), 2005.

Especificação E 397, *Determinação do módulo de elasticidade em compressão*, Laboratório Nacional de Engenharia Civil, 1993.

Fadeev, A. B., *et al.*, *Effective micropiles for the strengthening of foundations*, Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol. 40, nº 2, 2003, pp. 69-71.

FEMA 547, *Techniques for the seismic rehabilitation of existing buildings*, report 547, Federal Emergency Management Agency, Washington D.C. , 2006, p. 571.

FHWA-HRT-06-032, *Seismic retrofitting manual for highway structures: Part 1 - Bridges*, Federal Highway Administration, 2006, p. 658.

FHWA-RD-96-017, *Drilled and grouted micropiles: State-of-practice review. Volume II: design*, Federal Highway Administration, 1997, p. 236.

FHWA-SA-97-070, *Micropile design and construction guidelines, Implementaion manual*, United State Department of Transportation, 2000, p. 376.

FHWA, *Drilled and grouted micropiles-state-of-the-practice review*, Report nº FHWA-RD-96-016/019, United States Department of Transportation, 1997.

*fib* Bulletin nº 10, *Bond of reinforcement in concrete*, Fédération International du Béton, Lausanne, Switzerland, 2000, p. 434.

FOREVER, *Synthèse des résultats et recommandations du projet national sur les micropieux*, Presses de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 2004, p. 347.

Gambarova, P., *et al.*, *Steel-to-concrete bond after concrete splitting: test results*, Materials and Structures, Vol. 22, nº 1, 1989, pp. 35-47.

Gómez, J., *et al.*, *Connection capacity between micropiles and existing footings-bond strength to concrete*, Geo3 GEO Construction Quality Assurance/Quality Control Conference Proceedings, Dallas/Ft. Worth, TX, 2005, pp. 196-216.

Gotlieb, M., *Reforço de fundações convencionais*, Fundações-Teoria e prática, 2ª ed., Pini, São Paulo, 1998, pp. 471-482.

Goto, Y., *Cracks formed in concrete around deformed tension bars*, ACI Journal, Vol. 68, nº 4, April 1971, 1971, pp. 244-251.

Gregory, S. D., *Method and apparatus for shoring and suporting a buiding foundation*, Patent nº, Gregory Enterprises, Inc., 1987.

Hagan, P. C., *The effect of resin annulus on anchorage performance of fully encapsulated rockbolts*, in Proceedings 10th International Congress on Rock Mechanics ISRM 2003, South African Institute of Mining and Metallurgy Johannesburg, South Africa, 2003, pp.

Hamilton, D., *et al.*, *Method for underpinning existing structures*, Patent nº, A. B. Chance Company, 1992.

- Han, J. e Ye, S.-L., *A field study on the behavior of a foundation underpinned by micropiles*, Canadian Geotechnical Journal, Vol. 43, n° 1, 2006, pp. 30-42.
- Han, S. H. e Kim, J. K., *Effect of temperature and age on the relationship between dynamic and static elastic modulus of concrete*, Cement and Concrete Research, Vol. 34, n° 7, 2004, pp. 1219-1227.
- Hickman, L., *Structure jacking system and method*, Patent n°, Dry Basement, Inc., 2004.
- HILTI, *Fastening technology manual*, Hilti Corporation.
- Hoover, S. E., *The expansive effects on concentrated pyritic zones in shales of the Marcellus formation*, PhD, College of Engineering, The Pennsylvania State University Pennsylvania, United States, 2008.
- Hoover, S. E. e Pease, J. B., *Micropile underpinning over expansive pyritic shales*, 8th International Workshop on Micropiles, Toronto, Canada, 2007.
- Hutchinson, D. J. e Diederichs, M. S., *Cablebolting in underground mines*, BiTech Publishers, Richmond, British Columbia, Canada, 1996, p. 406.
- Hyett, A. J., *et al.*, *Physical and mechanical properties of normal Portland cement pertaining to fully grouted cable bolts*, Rock Support in Mining and Underground Construction, Rotterdam, Balkema, 1992, pp. 341-348.
- Hyett, A. J., *et al.*, *A constitutive law for bond failure of fully-grouted cable bolts using a modified hoek cell*, International Journal of Rock Mechanics and Mining Science & Geomechanics Abstracts, Vol. 32, n° 1, 1995, pp. 11-36.
- Hyett, A. J., *et al.*, *The effect of rock mass confinement on the bond strength of fully grouted cable bolts*, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics, Vol. 29, n° 5, 1992, pp. 503-524.
- Ischebeck, E. F., *Design guide for TITAN micropile heads*, ISM 2006, 7th International Workshop on Micropiles, Schrobenhausen, Germany, 2006, pp. 20.
- ISO 4287-1, *Surface roughness. Terminology. Part 1: Surface and its parameters*, International Organization for Standardization, 1984.
- ISO 11960, *Petroleum and natural gas industries - Steel pipes for use as casing or tubing for wells*, International Organization for Standardization, 2010.
- James, R. W., *et al.*, *Strength of epoxy grouted anchor bolts in concrete*, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 113, n° 12, 1987, pp. 2365-2381.
- JAMP, *Design and execution manual for seismic retrofitting of existing pile foundations with high capacity micropiles*, Foundation Engineering Research Team, Structures Research Group, Public Works Research Institute, Japan, 2002.

Jokiniemi, H., *Underpinning methods - Reinforcing with steel piles*, Underpinning - Nordic Practice, ed. by Jouko Lehtonen, Turku University of Applied Sciences, Turku, Finland, 2009, pp. 39-45.

Kılıç, A., *et al.*, *Effect of bar shape on the pull-out capacity of fully-grouted rockbolts*, Tunnelling and Underground Space Technology, Vol. 18, n° 1, 2003, pp. 1-6.

Kılıç, A., *et al.*, *Effect of grout properties on the pull-out load capacity of fully grouted rock bolt*, Tunnelling and Underground Space Technology, Vol. 17, n° 4, 2002, pp. 355-362.

Kim, J. K., *et al.*, *Compressive strength development of concrete with different curing time and temperature*, Cement and Concrete Research, Vol. 28, n° 12, 1998, pp. 1761-1773.

Kordahi, R. Z., *Underpinning strategies for buildings with deep foundations*, Master Thesis, Department of Civil and Environment Engineering, Massachusetts Institute of Technology, Boston, USA, 2004.

Kortan, J. M. e Olson, K. L., *Foundation support*, Patent n° US D620343 S, Foundation Supportworks, Inc., 2010.

Lehtonen, J., *Load transfer system analysis in underpinning*, Sixth International Workshop on Micropiles, Tokyo, Japan, 2004.

Lehtonen, J., *Classification of micropile underpinning methods exemplified by projects in turku*, Electronic Journal of Geotechnical Engineering, Vol. 15, n° 1, 2010, pp. 295-310.

Lehtonen, J., *Underpinning project; owners' views on technology, economy and project management*, PhD Thesis, Department of Civil and Structural Engineering, Aalto University, School of Engineering, 2011.

Littlejohn, G. S. e Bruce, D. A., *Rock anchors - State of the art*, Foundation Publications, Essex, England, 1977, p. 50.

Lizzi, F., *The static restoration of monuments*, ISM/ADSC, Ventia, Pennsylvania, 2007, p. 146.

LNEC, *Especificação E 397 - Betões. Determinação do módulo de elasticidade em compressão*, Laboratório Nacional de Engenharia Civil, 1993.

Lourenço, J., *et al.*, *Betões de agregados leves de argila expandida. Guia para a sua utilização*, APEB, Lisboa, 2004, p. 196.

Lutz, L. A. e Gergely, P., *Mechanics of bond and slip of deformed bars in concrete*, ACI Structural Journal, Vol. 64, n° 11, 1967, pp. 711-721.

Magnum Piering Inc., *Magnum steel push pier. Technical reference guide*, disponível em [www.magnumpiering.com](http://www.magnumpiering.com).

Malvar, L. J., *Bond reinforcement under controlled confinement*, ACI Materials Journal, Vol. 89, n° 6, 1992, pp. 593-601.

- Mazo, C. S. O., *Criterios para el diseño de micropilotes*, Jornadas técnicas SEMSIG-AETESS. 3ª Sesión : Micropilotes Madrid, Naos Libros, 2003, pp. 29-41.
- Milititsky, J., *et al.*, *Patologia das fundações*, Oficina de Textos, São Paulo, Brasil, 2005, p. 207.
- Mitchell, J. K., *Soil improvement: State-of-the-art report*, Proceedings of the 10th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Stockholm, Sweden, 1981, pp. 509-565.
- Mitchell, J. M. e Jardine, F. M., *A guide to ground treatment*, publication C573, CIRIA, London, 2002, p. 246.
- Moosavi, M. e Bawden, W. F., *Shear strength of Portland cement grout*, Cement and Concrete Composites, Vol. 25, nº 7, 2003, pp. 729-735.
- Moosavi, M., *et al.*, *Bond of cement grouted reinforcing bars under constant radial pressure*, Cement and Concrete Composites, Vol. 27, nº 1, 2005, pp. 103-109.
- Moreira, A. M. V. T., *Estudo sobre caldas de injeção das bainhas de pré-esforço*, Tese de Doutoramento, Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Porto, 2003.
- N. Subramanian e Cook, R. A., *Behaviour of grouted anchors*, The Indian Concrete Journal, Vol. 78, nº 4, 2004, pp. 14-21.
- Nam-Ho Lee, *et al.*, *Failure mechanism for large-sized grouted anchor bolt under tensile load*, 16th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, SMiRT 16, Washington DC, 2001.
- Noghabai, K., *Effect of tension softening on the performance of concrete structures. Experimental, analytical and computational studies*, PhD thesis, Luleå University of Technology, 1998.
- NP EN 196-1, *Métodos de ensaio de cimentos. Parte 1: Determinação das resistências mecânicas*, Instituto Português da Qualidade, 2006.
- NP EN 196-3, *Métodos de ensaio de cimentos. Parte 3: Determinação do tempo de presa e da expansibilidade*, Instituto Português da Qualidade, 2006.
- NP EN 197-1, *Cimento. Parte 1: Composição, especificações e critérios de conformidade para cimentos correntes*, Instituto Português da Qualidade, 2001.
- NP EN 206-1, *Betão. Parte 1: Especificação, desempenho, produção e conformidade*, Instituto Português da Qualidade, 2007.
- NP EN 445, *Caldas de injeção para armaduras de pré-esforço. Métodos de ensaio*, Instituto Português da Qualidade, 2000.

NP EN 445, *Caldas de injeção para armaduras de pré-esforço. Métodos de ensaio*, Instituto Português da Qualidade, 2008.

NP EN 446, *Caldas de injeção para armaduras de pré-esforço. Procedimentos para injeção*, Instituto Português da Qualidade, 2000.

NP EN 447, *Caldas de injeção para armaduras de pré-esforço. Especificações para caldas correntes*, Instituto Português da Qualidade, 2000.

NP EN 447, *Caldas de injeção para armaduras de pré-esforço. Requisitos básicos*, Instituto Português da Qualidade, 2008.

NP EN 934-2, *Adjuvantes para betão, argamassa e caldas de injeção. Parte 2: Adjuvantes para betão. Definições, requisitos, conformidade, marcação e rotulagem*, Instituto Português da Qualidade, 2000.

NP EN 998-2, *Especificações de argamassas para alvenarias. Parte 2 : Argamassas para alvenarias*, Instituto Português da Qualidade, 2003.

NP EN 1008, *Água de amassadura para betão. Especificações para a amostragem, ensaio e avaliação da aptidão da água, incluindo água recuperada nos processos da indústria de betão, para o fabrico de betão*, Instituto Português da Qualidade, 2003.

NP EN 1990, *Eurocódigo 0 - Bases para o projecto de estruturas*, Instituto Português da Qualidade, Lisboa, 2009.

NP EN 1992-1-1, *Eurocódigo 2 - Projecto de estruturas de betão. Parte 1-1: Regras gerais e regras para edifícios*, Instituto Português da Qualidade, Lisboa, 2010.

NP EN 1993-1-1, *Eurocódigo 3 - Projecto de estruturas de aço. Part 1-1: Regras gerais para edifícios*, Instituto Português da Qualidade, 2010.

NP EN 1993-1-8, *Eurocode 3 - Projecto de estruturas de aço. Part 1-8: Projecto de ligações*, Instituto Português da Qualidade, 2010.

NP EN 10002-1, *Materiais metálicos. Ensaio de tração. Parte 1: Método de ensaio à temperatura ambiente*, Instituto Português da Qualidade, 2006.

NP EN 10025-2, *Produtos laminados a quente de aços de construção-Parte 2: condições técnicas de fornecimento para aços de construção não ligados*, Instituto Português da Qualidade, 2007.

NP EN 10080, *Aços para armaduras de betão armado. Aços soldáveis para betão armado. Generalidades*, Instituto Português da Qualidade, 2005.

NP EN 10210-1, *Perfis ocos estruturados acabados a quente de aços não ligados e de grão fino. Parte 1: Condições técnicas de fornecimento*, Instituto Português da Qualidade, 2008.

NP EN 10219-1, *Perfis ocos estruturais soldados e conformados a frio de aços não ligados e de grão fino. Parte 1: Condições técnicas de fornecimento*, Instituto Português da Qualidade, 2009.

NP EN 12350-1, *Ensaio do betão fresco. Parte 1: Amostragem*, Instituto Português da Qualidade, 2002.

NP EN 12350-2, *Ensaio do betão fresco. Parte 2: Ensaio de abaixamento*, Instituto Português da Qualidade, 2002.

NP EN 12390-1, *Ensaio do betão endurecido. Parte 1: Forma, dimensões e outros requisitos para o ensaio de provetes e para os moldes*, Instituto Português da Qualidade, 2003.

NP EN 12390-2, *Ensaio do betão endurecido. Parte 2: Execução e cura dos provetes para ensaios de resistência mecânica*, Instituto Português da Qualidade, 2003.

NP EN 12390-3, *Ensaio do betão endurecido. Parte 3: Resistência à compressão dos provetes*, Instituto Português de Qualidade, 2003.

NP EN 12390-4, *Ensaio do betão endurecido. Parte 4: Resistência à compressão - Características das máquinas de ensaio*, Instituto Português de Qualidade, 2003.

NP EN 12504-1, *Ensaio de betão nas estruturas. Parte 1: Carotes. Extração, exame e ensaio à compressão*, Instituto Português da Qualidade, 2003.

NP EN 12504-4, *Ensaio do betão nas estruturas. Parte 4: Determinação da velocidade de propagação dos ultra-sons*, Instituto Português da Qualidade, 2007.

Orr, T. L. L., *et al.*, *Retrofit minipile system to increase the capacity of existing foundations*, 2nd British Geotechnical Association International Conference on Foundations (ICOF 2008), Dundee, Scotland, IHS BRE Press, 2008, pp. 257-268

Pack, J. S., *Practical design and inspection guide for helical piles and helical tension anchors*, 4th Edition, I.M.R., Inc., Denver, Colorado, U.S.A., 2009, p. 194.

Pease, K. A. e Kulhawy, F. H., *Load transfer mechanisms in rock sockets & anchors*, Electric Power Research Institute, Palo Alto, California, 1984, p. 106.

Perälä, A., *Structural engineering for underpinning*, Underpinning - Nordic Practice, ed. by Jouko Lehtonen, Turku University of Applied Sciences, Turku, Finland, 2009, pp. 21-33.

Perko, H. A., *Lateral loads and bending moments associated with steel pier foundation brackets used in underpinning existing structures*, Magnum Steel Push Pier: Technical Reference Guide, 2002.

Perko, H. A., *Helical piles: A practical guide to design and installation*, J. Wiley, 2009, p. 528.

prEN 10138-4, *Prestressing steels - Part 4: Bars*, European Committee for Standardization, Brussels, 2009.

PUNDIT Manual, *Manual for Use with Portable Ultrasonic Non-Destructive Digital Indicating Tester*, C.N.S. Electronics Ltd.

Rasines, J. M. E., *Conexión de micropilotes a estructuras*, Jornadas técnicas SEMSIG-AETESS. 3ª Sesión, CEDEX, Naos Livros, No., 2003, pp. 131-141.

Raynor, D. J., *Bond assessment of hybrid frame continuity reinforcement*, Master's Thesis, University of Washington, Seattle, WA, 2000.

Reichert, R. D., *et al.*, *Evaluation of design bond strength for fully grouted cables*, Bulletin of the Canadian Institute of Mining and Metallurgy Vol. 85, nº 962, July-Aug 1992, 1992, pp. 110-118.

Richards, T. e Bruce, D. A., *Micropile, construction methods & materials*, DFI's 29th Annual Conference On Deep Foundations, Vancouver, BC, Canada, 2004.

Richards, T. D. e Kartofilis, D., *Micropile underpinning of the mandalay bay hotel & casino*, 54th Annual Geotechnical Engineering Conference, University of Minnesota, St. Paul, Minnesota, 2006.

Roeder, C. W., *et al.*, *The role of building foundations in seismic retrofit*, Earthquake Spectra, Vol. 12, nº 4, November, 1996, pp. 924-944.

Rosquët, F., *et al.*, *Experimental study of cement grout: Rheological behavior and sedimentation*, Cement and Concrete Research, Vol. 33, nº 5, 2003, pp. 713-722.

Ruiz, M. R., *Micropilotes. Uso em recalces*, II Curso sobre Recalces, Inclusiones, Inyecciones, Y Jet-Grouting, Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Caminos de Valencia Junio 2003, 2003.

Saiidi, M. S., *et al.*, *Seismic retrofit of spread footings supporting bridge columns with short dowels*, Construction and Building Materials, Vol. 15, nº 4, 2001, pp. 177-185.

Santos, P. e Júlio, E., *Comparison of methods for texture assessment of concrete surfaces*, ACI Materials Journal, Vol. 107, nº 5, Sep-Oct, 2010, pp. 433 - 440.

Santos, P. M. D., *Assessment of the shear strength between concrete layers*, PhD Thesis, Department of Civil Engineering, University of Coimbra, Coimbra, 2009.

Santos, P. M. D. e Júlio, E. N. B. S., *Development of a laser roughness analyser to predict in situ the bond strength of concrete-to concrete interfaces*, Magazine of Concrete Research, Vol. 60, nº 5, June, 2008, pp. 329-337.

Satola, I., *The axial load-displacement behavior of steel strands used In rock reinforcement*, Department of Civil and Environmental Engineering, Helsinki University of Technology, Helsinki, 2007.

Sen, R. e Mullins, G., *Application of FRP composites for underwater piles repair*, Composites Part B: Engineering, Vol. 38, nº 5-6, 2007/9//, 2007, pp. 751-758.



- Shong, L. S. e Chung, F. C., *Design & construction of micropiles*, Geotechnical Course for Pile Foundation Design & Construction, Ipoh, Malaysia, 29-30 September 2003, 2003.
- Stephens, J. e McKittrick, L., *Performance of steel pipe pile-to concrete bent cap connections subject to seismic or high transverse loading: phase II*, Research No. FHWA/MT-05-001/8144, 2005, p. 151.
- Suh, K., *Underwater FRP repair of corrosion damaged prestressed piles*, PhD Thesis, Department of Civil and Environmental Engineering, University of South Florida, 2006.
- Tawast, I., *Underpinning (in Finnish: Perustusten vahvistusmenetelmät korjausrakentamisessa)*, Laboratory of Foundation and Earth Structures, Report 26, Tampere, University of Technology, 1993, p.
- Tepfers, R., *Cracking of concrete cover along anchored deformed reinforcing bars*, Magazine of Concrete Research, Vol. 31, nº 106, March 1979, 1979, pp. 3-12.
- Timoshenko, S. P. e Goodier, J. N., *Teoria da elasticidade*, 3, Editora Guanabara Dois, Rio de Janeiro, 1980, p. 545.
- Tomlinson, M. J., *Foundation design and construction*, 7th, Prentice Hall, 2001, p. 569.
- Tuncan, M., *et al.*, *Assessing concrete strength by means of small diameter cores*, Construction and Building Materials, Vol. 22, nº 5, 2008, pp. 981-988.
- Unterwegaer, R. e Bergemeister, K., *Investigation of concrete boreholes for bonded anchors*, 2nd International Symposium in Civil Engineering, Budapest, 1998.
- Veludo, J., *et al.*, *Análise da aderência de micro-estacas seladas com calda de cimento*, Encontro Nacional de Betão Estrutural, Lisboa, Portugal, 10-12 Novembro, 2010.
- Veludo, J., *et al.*, *Load transfer mechanisms in existing RC footings strengthened with textured micropiles*, IABSE-fib Conference “Taller, Longer, Lighter”, London, England, 20-23 Set, 2011.
- Veludo, J., *et al.*, *Compressive strength of micropile-to-grout connections*, Construction and Building Materials, Vol. 26, nº 1, 2012, pp. 172-179.
- Veludo, J., *et al.*, *Bond strength of textured micropiles grouted to concrete footings*, Engineering Structures, Vol. 35, nº 1, Feb, 2012, pp. 288-295.
- Veludo, J., *et al.*, *Caracterização estrutural da ligação entre fundações de betão armado e micro-estacas de reforço*, Construção Magazine, No. 24, 2008, Março-Abril, pp. 28-31.
- Veludo, J., *et al.*, *A Influência de diferentes parâmetros no comportamento da ligação entre fundações existentes de betão armado e micro-estacas de reforço*, Encontro Nacional de Betão Estrutural, Guimarães, Portugal, 5-7 Novembro, 2008.

Veludo, J., *et al.*, *Structural characterization of the connection between RC footings and strengthening micro-piles*, 12th International Conference “Structural Faults & Repair”, Edinburgh, Scotland, 10-12 June, 2008.

Veludo, J., *et al.*, *Bond strength of micropile/grout/concrete interfaces in RC footings strengthened with micropiles*, 9th International Workshop of Micropiles, International Society of Micropiles, London, England, 10-13 May, 2009.

Veludo, J., *et al.*, *Design guidelines for strengthening RC footings with micropiles*, IABSE-fib Conference “Codes in Structural Engineering”, Cavtat, Dubrovnik-Neretva County, Croatia, 3-5 May, 2010.

Vénuat, M., *La pratique des ciments mortiers et bétons. Tome 1: caractéristiques des liants et des bétons. Mise en oeuvre des coulis et mortiers.*, Deuxième, Editions du Moniteur, 1989, p. 284.

VSL, Grouting of post-tensioning tendons, disponível em [www.vsl.net](http://www.vsl.net).

Vunneli, J., *Underpinning methods - Site practice*, Underpinning - Nordic Practice, ed. Jouko Lehtonen, Turku University of Applied Sciences, Turku, Finland, 2009, pp. 34-36.

Xanthakos, P. P., *et al.*, *Groud control and improvement*, Wiley-Interscience, New York, 1994, p. 936.

Xiao, Y., *et al.*, *Seismic assessment and retrofit of bridge column footings*, ACI Structural Journal, Vol. 93, nº 1, 1996, pp. 79-94.

Yahia, A., *et al.*, *Bond strength of cement grout anchors cast in dry and submerged conditions*, Ground anchorages and anchored structures, London, UK, Thomas Telford, 1997, pp. 89-99.

Zhang, B. e Benmokrane, B., *Pullout bond Properties of fiber-reinforced polymer tendons to grout*, Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 14, nº 5, 2002, pp. 399-408.

Zhang, B., *et al.*, *Prediction of tensile capacity of bond anchorages for FRP tendons*, Journal of Composites for Construction, Vol. 4, nº 2, 2000, pp. 39-47.

## Anexo A

# Ensaaios realizados para a caracterização das caldas de selagem

### ***Ensaio de fluidez***

O ensaio de fluidez foi realizado de acordo com a norma portuguesa (NP EN 445, 2000), tendo sido realizado pelo Método do Cone. O ensaio consistiu em medir o tempo (em s) que demora um litro de calda a passar através de um orifício de 10 mm situado na parte inferior do cone de ensaio. Foram realizados três ensaios: o primeiro logo após a mistura e os outros dois passados 30 minutos. O resultado obtido foi o valor da média dos dois últimos ensaios, com aproximação a 0.5 s, ignorando o resultado do primeiro ensaio. Durante os ensaios foi verificada a ausência ou retenção de grumos no peneiro e em nenhum se verificou a retenção de grumos. Para a realização do ensaio foram utilizados os seguintes materiais: um cone, um peneiro com malha 1.5 mm, um cronómetro e um recipiente com capacidade de 1 litro. A Figura A.1 ilustra a geometria do cone e do peneiro utilizados para a determinação da fluidez da calda.

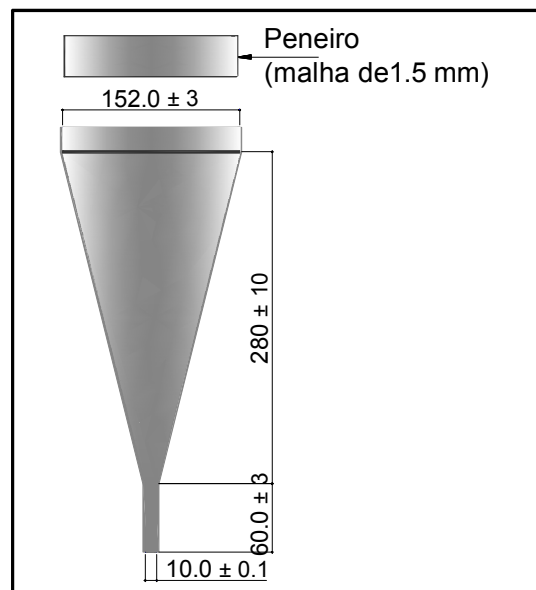


Figura A.1 – Cone para a execução do ensaio de fluidez

### ***Ensaio de exsudação***

O ensaio de exsudação foi realizado de acordo com a norma portuguesa (NP EN 445, 2000), Método 1, e de acordo com um método proposto por Vénuat (Vénuat, 1989) e adaptado noutros estudos (Moreira, 2003), Método 2.

**Método 1:** Consistiu em verter 95 ml de calda numa proveta e registar o nível superior da calda,  $h$ . Ao fim de 3 horas mediu-se a altura de água à superfície da calda,  $h_1$ . O resultado do ensaio, quantidade de água exsudada, foi calculado pela seguinte expressão:

$$\text{Exsudação} = \frac{h_1}{h} \times 100\% \quad (\text{A.1})$$

em que  $h_1$  é altura de água à superfície da calda ao fim de 3 horas (em ml); e  $h_c$  é o nível inicial da calda (em ml).

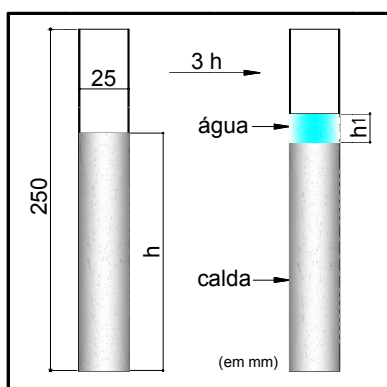
A medição com precisão da altura da água ao fim de 3 horas, reveste-se de alguma dificuldade devido à existência do menisco, dificultando a aplicação deste método.

**Método 2:** Consistiu em verter 95 ml de calda numa proveta e registar o nível superior da calda ( $h$ ). Ao fim de 3 horas a água exsudada à superfície da calda com um papel de filtro seco, previamente tarado, e por pesagem deste determinar a água exsudada através da seguinte expressão:

$$\text{Exsudação} = \frac{P_{p,m} - P_{p,s}}{P_{p,s}} \times 100\% \quad (\text{A.2})$$

em que  $P_{p,m}$  é o peso do papel mais o peso da água exsudada (em g); e  $P_{p,s}$  é o peso do papel seco (em g).

Na Figura A.2 são ilustrados os ensaios realizados de acordo com o Método 1, e o Método 2.



a) Método 1, (NP EN 445, 2000)



b) Método 2, (Vénuat, 1989)



Figura A.2 – Ensaio de exsudação

### ***Ensaio de variação de volume***

Este ensaio foi realizado de acordo com a norma portuguesa (NP EN 445, 2000). Neste ensaio mede-se a variação de volume de uma calda, expressa em percentagem, durante um determinado intervalo de tempo.

A determinação da variação de volume foi realizada pelo método da proveta cilíndrica. Consistiu em encher uma proveta cilíndrica transparente (usando a mesma calda do ensaio de exsudação), de 50 mm de diâmetro e 200 mm de altura, com calda até uma altura  $h$ , que se regista, e 24 horas após o enchimento mede-se a altura  $h_2$  da calda dentro da proveta. A variação de volume foi calculada pela seguinte expressão:

$$\Delta V = \frac{h_2 - h}{h} \times 100\% \quad (\text{A.3})$$

em que  $h$  é o nível inicial da calda (em mm); e  $h_2$  é o nível da calda ao fim de 24 horas (em mm). A Figura A.3 ilustra o esquema de ensaio utilizado para a determinação da variação de volume.

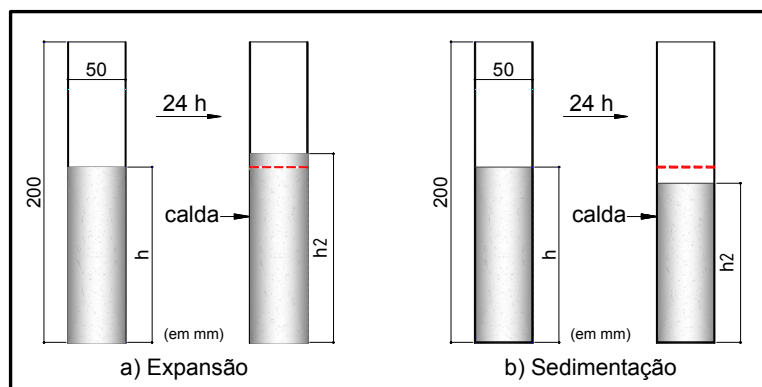


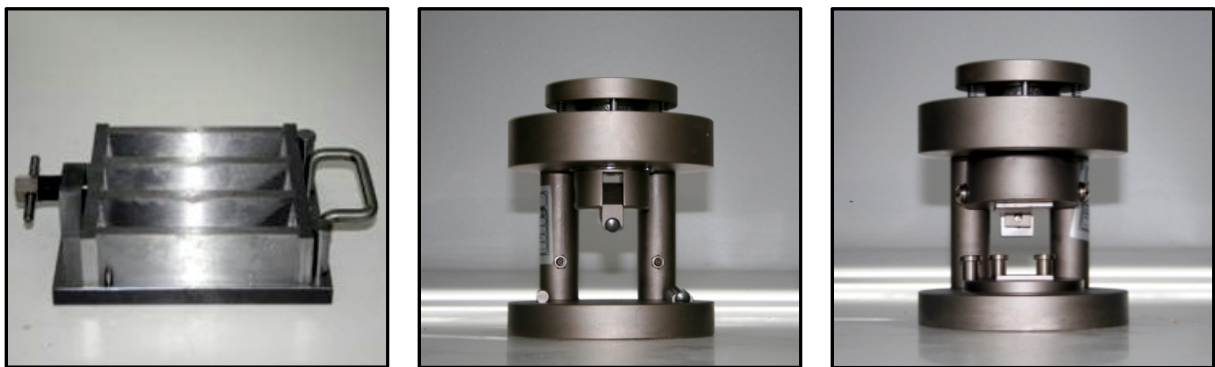
Figura A.3 – Ensaio da variação de volume

### ***Determinação da resistência à flexão, resistência à compressão e módulo de elasticidade***

Os ensaios para a determinação da resistência à flexão e à compressão foram realizados de acordo com as normas portuguesas (NP EN 196-1, 2006; NP EN 445, 2000; NP EN 447, 2000).

Para a realização dos ensaios foram utilizados provetes de dimensões  $40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$ , fabricados em moldes metálicos de três compartimentos horizontais. Os moldes foram cheios de uma só vez. Os provetes foram desmoldados um dia após o enchimento e ensaiados aos 28 dias.

A Figura A.4 ilustra os moldes utilizados para o fabrico dos provetes e os dispositivos utilizados para a determinação da resistência à flexão e à compressão.



a) Moldes utilizados para o fabrico dos provetes

b) Dispositivo utilizado para o ensaio de flexão

c) Dispositivo utilizado para o ensaio de compressão

Figura A.4 – Moldes e dispositivos utilizados para a realização dos ensaios de flexão e de compressão das caldas

A resistência à flexão foi determinada colocando o provete num dispositivo de flexão composto por dois cilindros de apoio em aço afastados de 100 mm, e um terceiro cilindro de carga equidistante dos dois primeiros. O ensaio foi realizado utilizando uma velocidade de 50 N/s. O valor da tensão de rotura à flexão,  $f_{f,g}$  (em MPa), da calda foi determinado pela seguinte expressão:

$$f_{f,g} = \frac{1.5 \times F_f \times l}{b^3} \quad (\text{A.4})$$

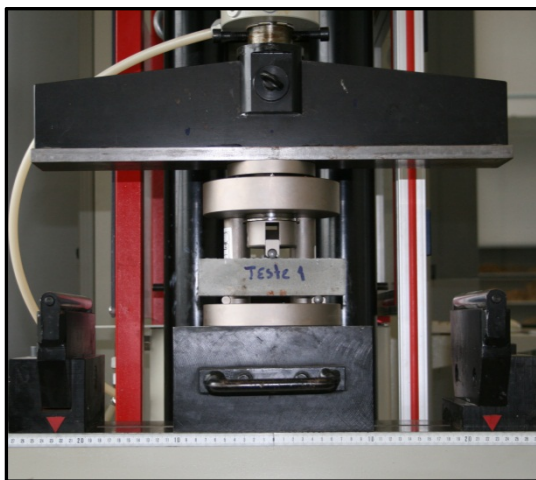
em que  $F_f$  é a carga aplicada ao centro do prisma na rotura (em N);  $b$  é o lado da secção quadrada do prisma (em mm); e  $l$  é a distância entre os apoios (em mm).

A determinação da resistência à compressão foi realizada sobre os meios-prismas obtidos a partir da rotura por flexão de três prismas ( $40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$ ). O ensaio foi realizado utilizando uma velocidade de 2500 N/s. O valor da tensão de rotura à compressão da calda,  $f_{c,g}$  (em MPa) foi determinado pela seguinte expressão:

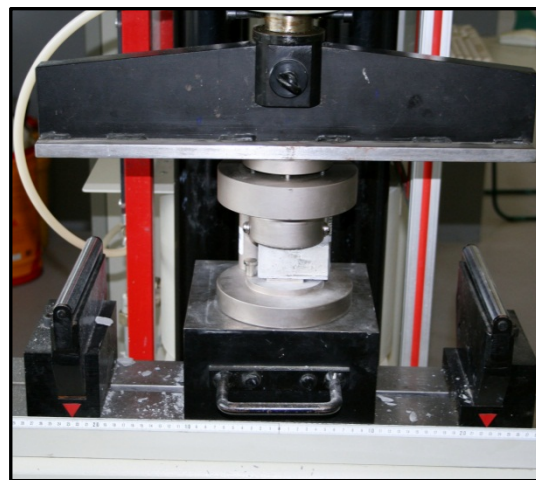
$$f_{c,g} = \frac{R_c}{A_p} \quad (\text{A.5})$$

em que  $R_c$  é valor da carga máxima de rotura por compressão (em N); e  $A_p$  é a área da secção do provete (em  $\text{mm}^2$ ).

A Figura A.5 ilustra a realização dos ensaios de flexão e de compressão.



a) Ensaio de flexão



b) Ensaio de compressão

Figura A.5 – Realização dos ensaios de flexão e de compressão

O módulo de elasticidade estático foi determinado com base na especificação do LNEC E 397 (LNEC, 1993).

Para o fabrico dos provetes foram utilizados três provetes com dimensões  $40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$ . A determinação do módulo de elasticidade estático pressupõe a avaliação prévia da resistência à compressão da calda. O valor do módulo de elasticidade é obtido pela média do quociente entre a variação de tensão e da extensão correspondentes a dois patamares do diagrama tensão-extensão do material: o patamar inferior correspondente a uma tensão  $\sigma_b = 2 \text{ MPa}$  e o patamar superior correspondente a um terço da tensão de rotura à compressão  $\sigma_a = 0,3f_{c,g}$ . Devem ser realizados pelo menos 5 ciclos de carga consecutivos de carregamento até se obter uma variação da extensão inferior a  $1 \times 10^{-5}$ . As leituras foram efetuadas nos últimos 30 dos 60 segundos da estabilização da carga em qualquer um dos patamares. O valor do módulo de elasticidade em cada dia de ensaio foi obtido pela média das leituras efetuadas em três provetes. O módulo de elasticidade correspondente ao enésimo ciclo é calculado de acordo

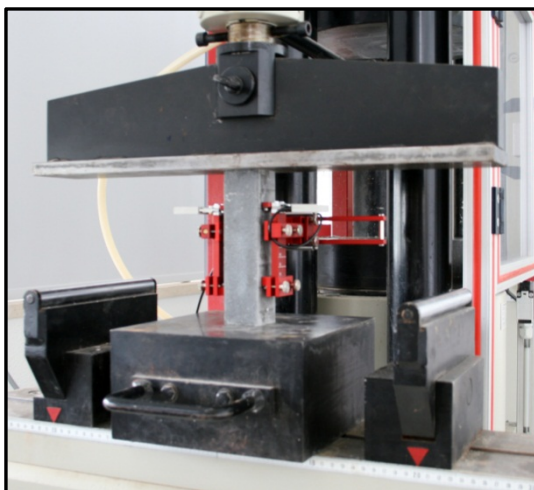


com a seguinte expressão:

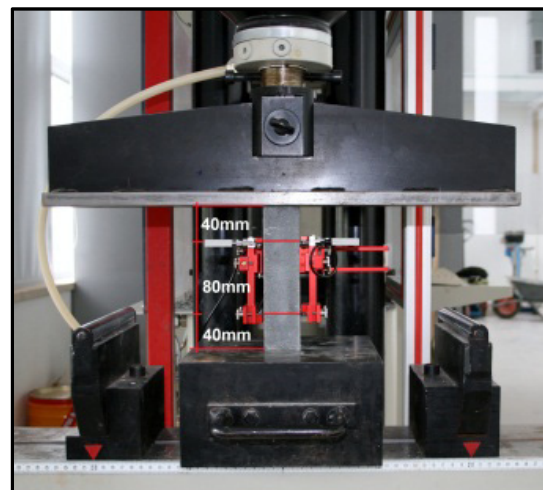
$$E_{g,n} = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon} = \frac{\sigma_a - \sigma_b}{\varepsilon_{a,n} - \varepsilon_{b,n}} \times 10^{-3} \quad (\text{A.6})$$

em que  $E_{g,n}$  é o módulo de elasticidade secante da calda no  $n$ ésimo ciclo (em GPa);  $\sigma_a$  e  $\sigma_b$  são, respetivamente, a tensão aplicada correspondente ao patamar de carga superior e inferior (em MPa); e  $\varepsilon_a$  e  $\varepsilon_b$  são, respetivamente, a extensão para  $\sigma_a$  e  $\sigma_b$  medidas no  $n$ ésimo ciclo.

Para a leitura das extensões foi utilizado um dispositivo da HBM com dois transdutores de deslocamentos DD1 com curso +/- 2.5 mm. A distância entre pontos de medida para medir as extensões foi de 80 mm. A Figura A.6 ilustra o dispositivo utilizado para a medida das extensões e a realização do ensaio.



a) Provete e dispositivo de medição das extensões



a) Distância entre pontos de medida das extensões

Figura A.6 – Realização do ensaio para a determinação do módulo de elasticidade da calda

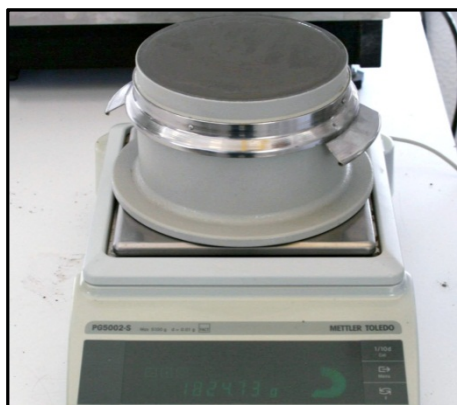
### ***Determinação da massa volúmica e do teor em ar***

A massa volúmica e teor em ar foram determinados utilizando um aerómetro de acordo com a norma portuguesa (NP EN 998-2, 2003). O aparelho funciona segundo o princípio de Boyle Mariotte, sendo constituído por duas metades acopladas por grampos, sendo a parte inferior um recipiente com capacidade de 1 litro e a parte superior um aerómetro com bomba de pressão e manómetro.

A massa volúmica foi determinada utilizando o recipiente do fundo do aparelho com capacidade de 1 litro. Primeiro o recipiente foi tarado e de seguida procedeu-se ao seu enchimento e respetiva pesagem da calda. Na Figura A.5 é representado o molde (parte inferior do aerómetro) utilizado e a determinação da massa volúmica. A Figura A.6 ilustra o procedimento seguido para a determinação do teor em ar.



a) Molde

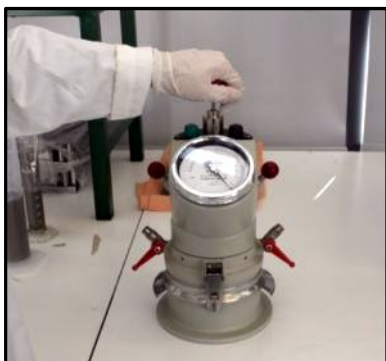


b) Pesagem

Figura A.5 – Molde e determinação da massa volúmica



a) Injeção de água



b) Introdução de pressão



c) Medição do teor em ar

Figura A.6 – Determinação do teor em ar

Após a determinação da massa volúmica ligou-se o aerómetro ao recipiente inferior que continha a calda. Inicialmente, retirou-se a totalidade de ar existente entre a calda e a câmara do aerómetro injetando água num dos orifícios laterais. De seguida, através da bomba de pressão manual introduziu-se uma pressão de ar específica na câmara. Finalmente, para medir o teor em ar foi aberta uma válvula para permitir igualar a pressão da câmara com o ar contido na calda. O teor em ar é convertido diretamente numa percentagem e foi lido no manómetro do aerómetro.

## Anexo B

# Avaliação quantitativa da rugosidade dos tubos API N80

A textura de uma superfície pode ser definida de forma qualitativa ou quantitativa. A primeira abordagem (avaliação qualitativa) é por natureza subjetiva uma vez que consiste, em geral, numa inspeção visual da superfície e classificação da mesma comparativamente a uma situação de referência. Por estes motivos, deve ser sempre evitada uma vez que é influenciada pela opinião e experiência do técnico que a executa. A segunda abordagem (avaliação quantitativa) consiste na medição da textura da superfície, recorrendo a diferentes métodos (Santos e Júlio, 2010), obtendo-se perfis bidimensionais ou superfícies tridimensionais contendo as coordenadas de inúmeros pontos (vértices) que permitem caracterizar as variações da textura. Com base nestes perfis ou superfícies, definem-se parâmetros de textura. Estes parâmetros são quantidades numéricas (valores escalares) que são definidos a partir do espaçamento e altura dos picos e vales que definem o perfil/superfície.

A designação de parâmetro de textura é genérica, sendo utilizada para englobar tanto os parâmetros de rugosidade como os parâmetros de ondulação. Os primeiros são definidos com base na amplitude do perfil, sendo em geral suficientes para caracterizar uma superfície, enquanto que os últimos são obtidos com base no espaçamento dos picos e vales.

Existem inúmeros parâmetros de rugosidade, podendo destacar-se os seguintes dez por serem os mais comuns (Santos, 2009): 1) rugosidade média ( $R_a$ ); 2) altura média pico-vale ( $R_{z(DIN)}$ ); 3) altura máxima pico-vale ( $R_{máx}$ ); 4) altura dos dez pontos ( $R_{z(ISO)}$ ); 5) altura total da rugosidade ( $R_y$ ); 6) valor quadrático médio da altura do perfil (*RMS*) ( $R_q$ ); 7) altura média do pico ( $R_{pm}$ ); 8) altura máxima do pico ( $R_p$ ); 9) profundidade média do vale ( $R_{vm}$ ); e 10) profundidade máxima do vale ( $R_v$ ).

Os parâmetros de rugosidade apresentados encontram-se definidos em normas, tais como a ISO 4287-1 (1984) e DIN 4768 (1990). É de realçar que existem parâmetros cuja designação é igual ( $R_z$ ) mas cuja definição é substancialmente diferente. Por este motivo, adota-se a adição da referida norma (ISO ou DIN) à sua notação. A principal diferença na avaliação destes parâmetros pelas normas referidas reside na forma como se determina a amplitude máxima (diferença entre os valores máximos do pico e vale). De acordo com a norma ISO, para definir o parâmetro da rugosidade ( $R_z$ ) são utilizadas dez leituras ao longo do comprimento de avaliação definindo os cinco maiores picos e os cinco maiores vales. Na norma DIN o comprimento de avaliação é dividido em 5 partes iguais determinando-se para cada intervalo a diferença entre o valor máximo (pico) e o valor mínimo (vale). O parâmetro

definido de acordo com a norma ISO 4287-1 apresenta como desvantagem a possibilidade da concentração das amplitudes máximas numa determinada zona do comprimento de avaliação.

No presente estudo a rugosidade foi definida de acordo com a norma DIN 4768 (1990). Os perfis de rugosidade da superfície dos tubos foram obtidos através da utilização de um rugosímetro laser 2D, com um sensor laser de 10  $\mu\text{m}$  (Santos e Júlio, 2008). Com base nos perfis obtidos, foram calculados os parâmetros de rugosidade anteriormente referidos, exceto o parâmetro  $R_{z(ISO)}$ .

Por exemplo, os parâmetros rugosidade média ( $R_a$ ), altura máxima pico-vale ( $R_{máx}$ ) e altura média pico-vale ( $R_z$ ) podem ser calculados pelas seguintes expressões (Santos, 2009):

$$R_a \approx \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |z_i|; \quad R_z = \frac{1}{5} \sum_{i=1}^5 z_i; \quad R_{máx} = \max |z_i|$$

em que  $z_i$  representa a amplitude do perfil no parâmetro rugosidade média e a diferença entre a amplitude pico-vale em cada intervalo de leitura nos parâmetros altura máxima pico-vale e altura média pico-vale.

Para a realização do ensaio foi utilizada uma amostra de tubo com 500 mm de comprimento. Foram realizadas 10 leituras recorrendo ao rugosímetro laser. A Figura A.9 ilustra o equipamento e o esquema utilizado para obter os perfis de rugosidade dos tubos API N80 utilizados nas Fases I e II.



Figura A.9 – Obtenção de perfis de rugosidade com o rugosímetro laser

Os resultados obtidos permitiram definir os perfis primários, ou seja, os perfis tal como medidos sem qualquer filtragem para separação da rugosidade e ondulação, correspondentes a

cada leitura. Na Figura A.10 é ilustrado um perfil primário típico, correspondente à leitura nº 4. No Quadro A.1 são apresentados os parâmetros obtidos nas diferentes leituras efetuadas na amostra utilizada.

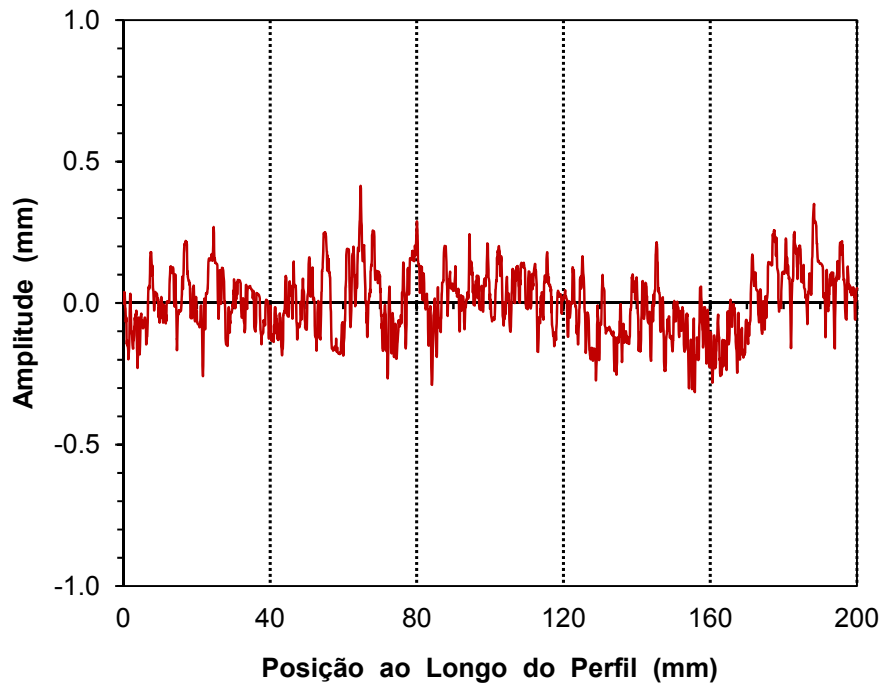


Figura A.9 – Perfil típico da superfície dos tubos ensaiados

Quadro A.1 – Parâmetros de rugosidade para o tubo API N80

Perfis	$R_a$ (mm)	$R_{z(DIN)}$ (mm)	$R_{máx}$ (mm)	$R_y$ (mm)	$R_q$ (mm)	$R_{pm}$ (mm)	$R_p$ (mm)	$R_{vm}$ (mm)	$R_v$ (mm)
1	0.110	0.560	0.773	1.064	0.152	0.330	0.655	0.229	0.409
2	0.118	0.704	0.964	0.994	0.151	0.431	0.652	0.273	0.342
3	0.123	0.808	1.420	1.420	0.191	0.507	1.036	0.301	0.384
4	0.084	0.603	0.935	1.009	0.111	0.334	0.674	0.269	0.335
5	0.094	0.589	0.681	0.728	0.115	0.307	0.414	0.282	0.314
6	0.080	0.552	0.650	0.801	0.101	0.293	0.429	0.260	0.372
7	0.102	0.714	0.811	1.074	0.133	0.420	0.623	0.295	0.451
8	0.097	0.689	0.892	1.047	0.126	0.389	0.671	0.300	0.376
9	0.113	0.731	0.939	1.107	0.149	0.438	0.744	0.293	0.363
10	0.118	0.807	1.333	1.333	0.163	0.482	0.934	0.325	0.400
Média	0.104	0.676	0.940	1.058	0.139	0.393	0.683	0.283	0.375
DP	0.015	0.095	0.255	0.208	0.027	0.075	0.193	0.027	0.040
CV	14.3%	14.1%	27.1%	19.7%	19.6%	19.0%	28.2%	9.4%	10.6%

$R_a$  - Rugosidade média;  $R_{máx}$  - Altura máxima pico-vale;  $R_{z(DIN)}$  - Altura média pico-vale;  $R_y$  - Altura total da rugosidade;  $R_{pm}$  - Altura média do pico;  $R_p$  - Altura máxima do pico;  $R_{vm}$  - Profundidade média do vale;  $R_v$  - Profundidade máxima do vale.

Na Figura A.11 são ilustrados os parâmetros de rugosidade determinados a partir de um perfil tipo correspondente à leitura número 4.

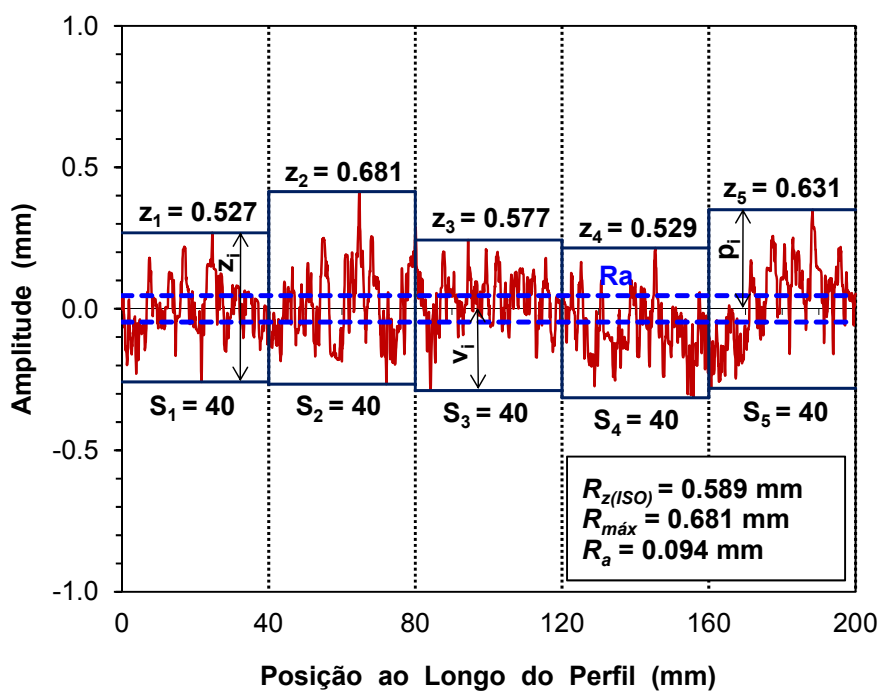


Figura A.11 – Parâmetros de rugosidade da superfície

No presente trabalho, para efeitos da análise da influência da rugosidade do tubo na aderência adotou-se o parâmetro altura média pico-vale,  $R_{z(DIN)}$ , definido de acordo com a norma DIN 4768 (1990). A escolha deste parâmetro deveu-se ao fato de ser determinado com base na amplitude máxima correspondente aos picos e vales do perfil, de considerar valores ao longo de todo o comprimento de avaliação e de apresentar um reduzido coeficiente de variação, ao contrário dos restantes parâmetros. Não se adotaram os parâmetros altura máxima pico vale,  $R_{max}$ , e profundidade média do vale,  $R_{vm}$ , devido a estes apenas consideraram os valores de dois pontos (pico e vale) no cálculo do primeiro parâmetro e a profundidade dos vales do perfil no segundo parâmetro.





## Anexo C

Resultados dos ensaios realizados nas diferentes  
fases do programa experimental

### 1. Resultados dos ensaios de compressão realizados na Fase I

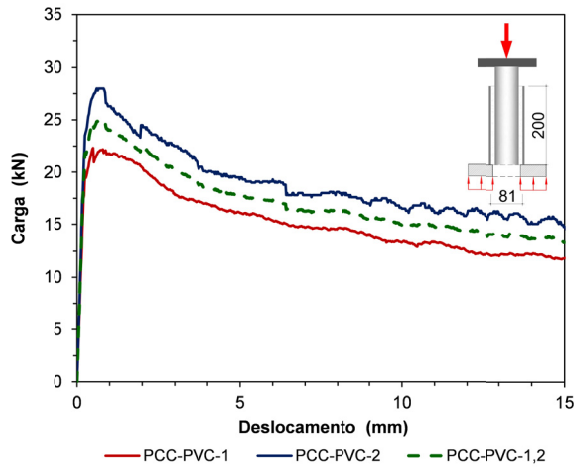
Quadro C.1 – Resultados dos ensaios (Fase I)

Ensaio	Micro-estaca	$D_c$ (mm)	$l_b$ (mm)	$P_{m\acute{a}x}$ (kN)	$P_r$ (kN)	$f_{bu}$ (MPa)	$\delta_{P_{m\acute{a}x}}$ (mm)	$K_0$ (kN/mm)	$K_{P_{m\acute{a}x}}$ (kN/mm)	$\delta_y$ (mm)	$\mu_\delta$
PCC-PVC-1	Lisa	81	200	22.3	11.8	0.59	0.489	88.8	45.6	0.251	1.95
PCC-PVC-2	Lisa	81	200	28.0	14.8	0.74	0.602	101.3	46.5	0.276	2.18
PCC-PVC-3	Lisa	81	275	29.1	20.0	0.56	0.232	124.6	125.2	0.232	1.00
PCC-PVC-4	Lisa	81	275	30.5	19.8	0.59	0.297	114.0	102.8	0.268	1.11
PCC-PVC-5	Lisa	81	350	41.5	25.3	0.63	0.999	88.5	41.6	0.469	2.13
PCC-PVC-6	Lisa	81	350	50.0	27.1	0.76	0.691	103.5	72.4	0.483	1.43
PCC-PVC-7	Lisa	101	200	42.5	21.1	1.13	0.308	138.2	138.2	0.308	1.00
PCC-PVC-8	Lisa	101	200	38.0	19.5	1.01	0.317	120.0	120.0	0.317	1.00
PCC-PVC-9	Lisa	101	275	42.1	19.0	0.81	0.341	123.4	123.4	0.341	1.00
PCC-PVC-10	Lisa	101	275	50.8	18.5	0.98	0.380	133.6	133.6	0.380	1.00
PCC-PVC-11	Lisa	101	350	71.3	40.8	1.08	0.497	143.5	143.5	0.486	1.00
PCC-PVC-12	Lisa	101	350	69.6	26.8	1.05	0.494	140.9	140.9	0.511	1.00
PCC-PVC-13	Lisa	119	200	43.5	25.3	1.15	0.303	168.3	88.5	0.258	1.17
PCC-PVC-14	Lisa	119	200	47.3	25.1	1.25	0.357	132.0	132.4	0.357	1.00
PCC-PVC-15	Lisa	119	275	73.1	48.0	1.41	0.459	159.3	42.0	0.459	1.00
PCC-PVC-16	Lisa	119	275	66.0	31.0	1.27	0.448	147.0	147.2	0.448	1.00
PCC-PVC-17	Lisa	119	350	75.1	38.5	1.14	0.643	141.2	116.9	0.532	1.21
PCC-PVC-18	Lisa	119	350	108.5	49.3	1.64	0.523	207.0	207.4	0.523	1.00
PCC-Aço-1	Lisa	80	200	228.3	102.1	6.06	1.008	316.2	226.6	0.722	1.40
PCC-Aço-2	Lisa	80	200	169.8	92.1	4.50	1.082	265.7	157.0	0.639	1.69
PCC-Aço-3	Lisa	80	275	342.9	206.1	6.62	1.337	372.7	256.5	0.920	1.45
PCC-Aço-4	Lisa	80	275	292.0	128.0	5.63	1.058	324.4	276.1	0.900	1.18
PCC-Aço-5	Lisa	80	350	379.7	244.7	5.76	1.571	325.1	241.7	1.168	1.34
PCC-Aço-6	Lisa	80	350	412.9	243.8	6.26	1.927	315.6	214.3	1.308	1.47
PCC-Aço-7	Lisa	100	200	156.8	77.8	4.16	0.998	289.1	157.1	0.542	1.84
PCC-Aço-8	Lisa	100	200	164.6	65.9	4.37	0.873	273.1	188.4	0.603	1.45
PCC-Aço-9	Lisa	100	275	238.3	133.8	4.60	1.106	322.4	215.4	0.739	1.50
PCC-Aço-10	Lisa	100	275	251.5	133.3	4.85	1.030	357.8	244.2	0.703	1.47
PCC-Aço-11	Lisa	100	350	361.0	175.8	5.47	1.468	358.9	245.9	1.006	1.46
PCC-Aço-12	Lisa	100	350	329.7	163.3	5.00	1.290	357.6	255.6	0.922	1.40
PCC-Aço-13	Lisa	120	200	108.1	63.1	2.87	1.023	155.7	105.7	0.694	1.47
PCC-Aço-14	Lisa	120	200	91.1	55.3	2.42	1.320	119.6	69.0	0.762	1.73
PCC-Aço-15	Lisa	120	275	169.7	94.1	3.27	1.042	219.7	162.9	0.772	1.35
PCC-Aço-16	Lisa	120	275	133.1	77.5	2.57	1.288	193.5	103.3	0.688	1.87
PCC-Aço-17	Lisa	120	350	271.5	156.1	4.12	1.475	283.4	184.0	0.958	1.54
PCC-Aço-18	Lisa	120	350	219.4	74.6	3.33	1.126	236.5	194.8	0.928	1.21

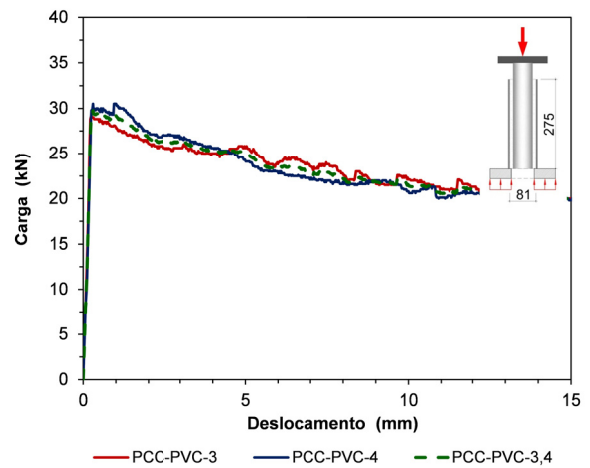
$D_c$  – Diâmetro da calda;  $l_b$  - Comprimento de selagem;  $P_{m\acute{a}x}$  - Carga máxima;  $P_r$  - Carga residual;  $f_{bu}$  - Tensão de rotura da aderência;  $\delta_{P_{m\acute{a}x}}$  - Deslocamento correspondente a  $P_{m\acute{a}x}$ ;  $K_0$  - Rigidez inicial;  $K_{P_{m\acute{a}x}}$  - Rigidez secante;  $\delta_y$  - Deslocamento na cedência;  $\mu_\delta$  - Parâmetro de ductilidade

*Curvas carga / deslocamento*

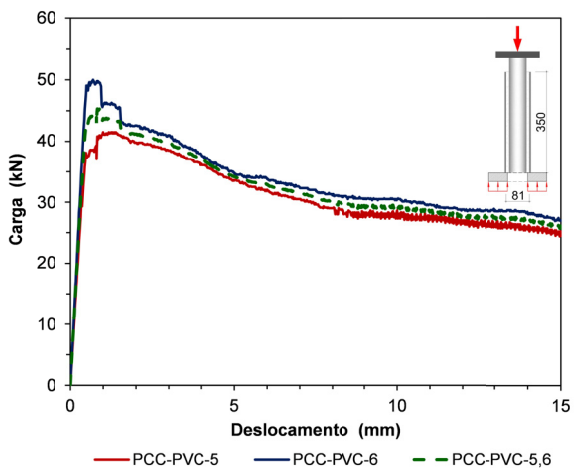
*- Provetes de calda confinados com tubos de PVC*



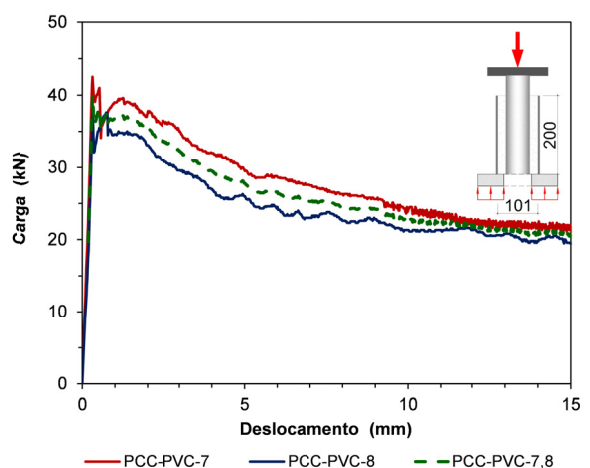
a) Ensaio PCC-PVC 1 e PCC-PVC 2



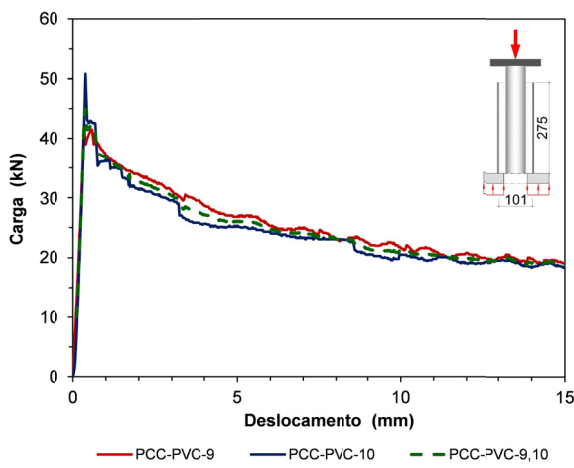
b) Ensaio PCC-PVC 3 e PCC-PVC 4



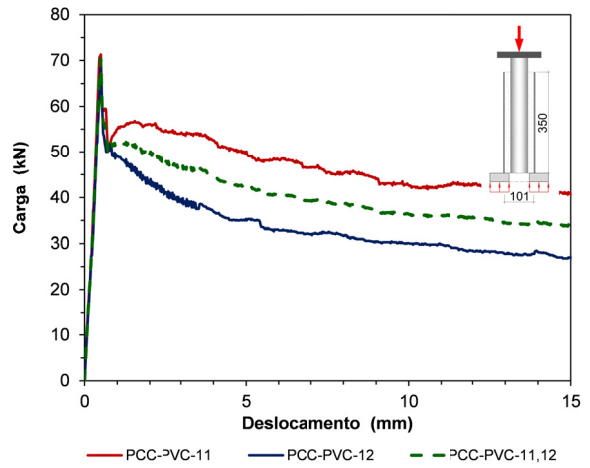
c) Ensaio PCC-PVC 5 e PCC-PVC 6



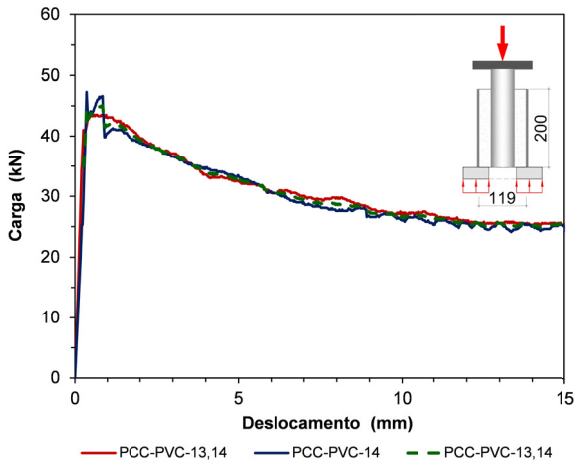
d) Ensaio PCC-PVC 7 e PCC-PVC 8



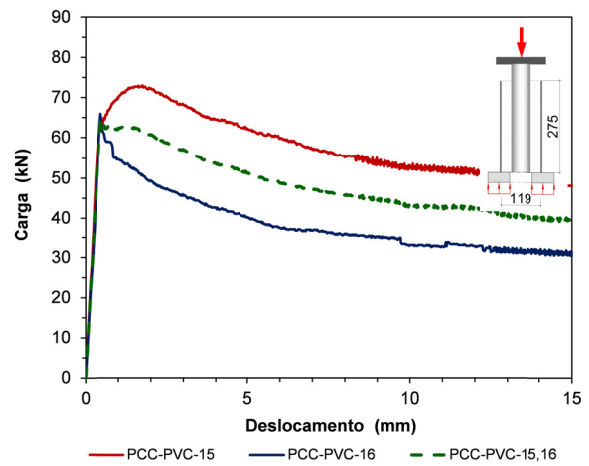
e) Ensaio PCC-PVC 9 e PCC-PVC 10



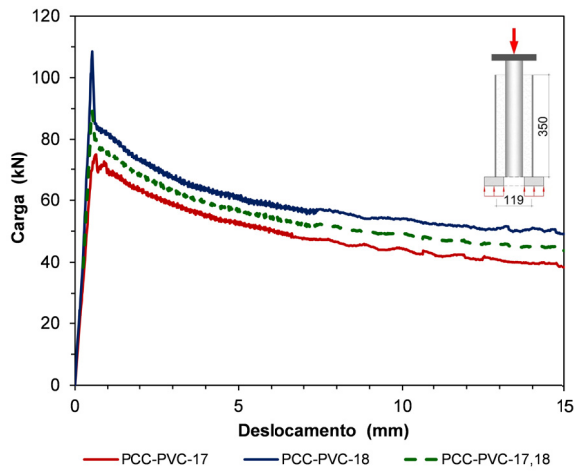
f) Ensaio PCC-PVC 7 e PCC-PVC 8



g) Ensaios PCC-PVC 9 e PCC-PVC 10

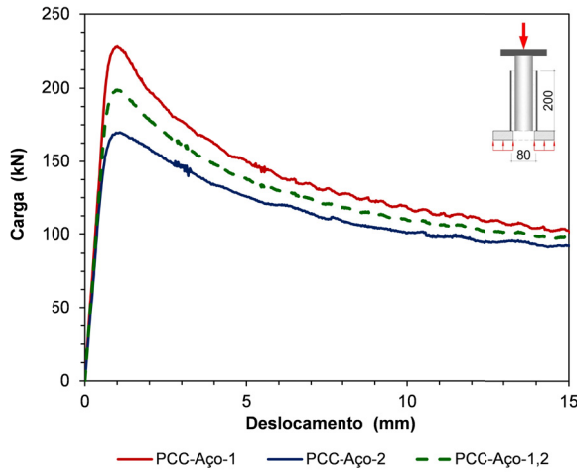


h) Ensaios PCC-PVC 7 e PCC-PVC 8

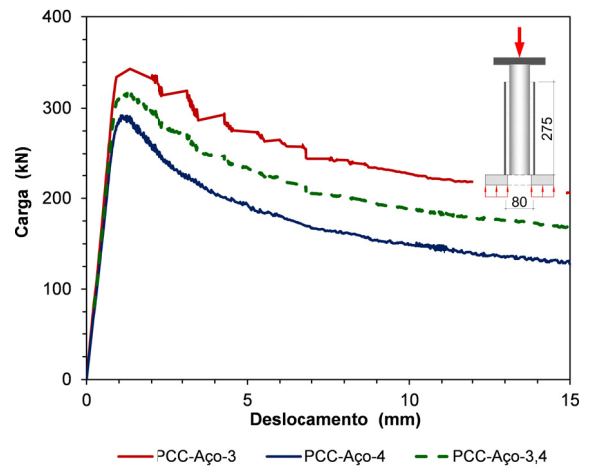


i) Ensaios PCC-PVC 9 e PCC-PVC 10

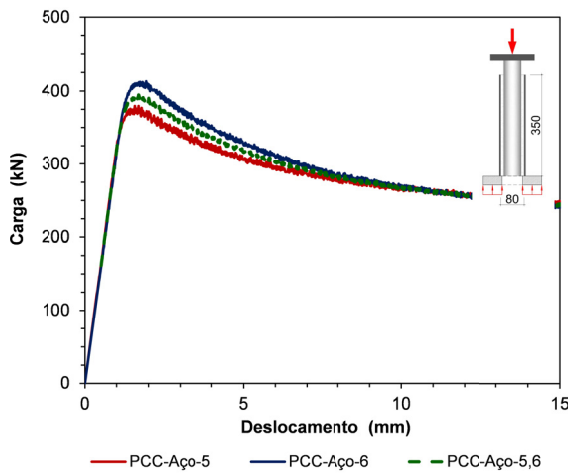
**- Provetes de calda confinados com tubos de aço**



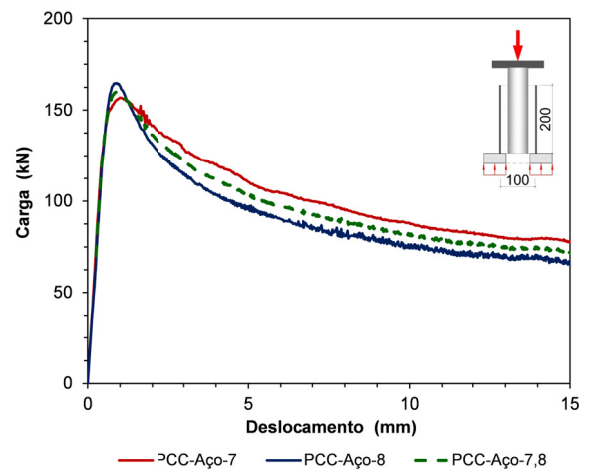
a) Ensaios PCC-Aço 1 e PCC-PVC 2



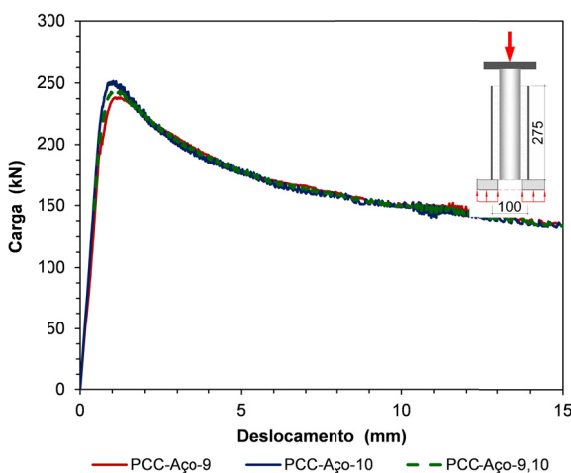
b) Ensaios PCC-Aço 3 e PCC-PVC 4



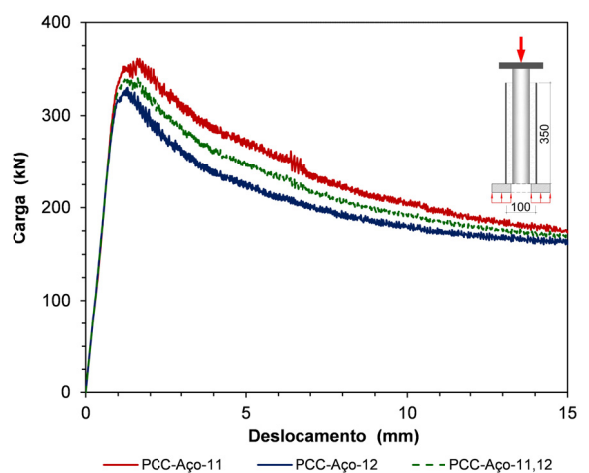
c) Ensaios PCC-Aço 5 e PCC-PVC 6



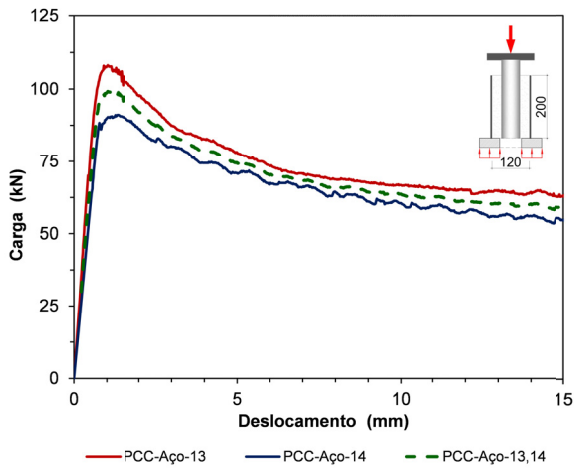
d) Ensaios PCC-Aço 7 e PCC-PVC 8



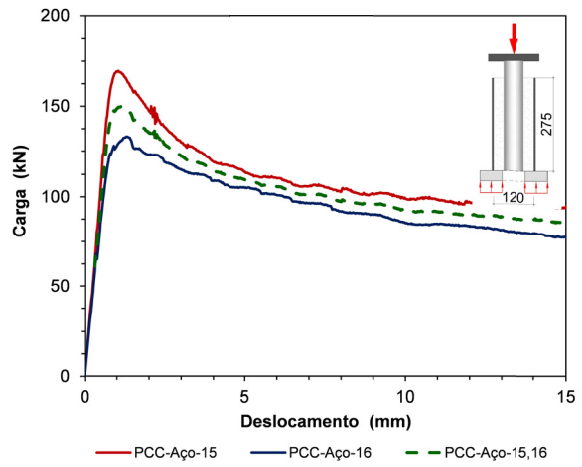
e) Ensaios PCC-Aço 9 e PCC-PVC 10



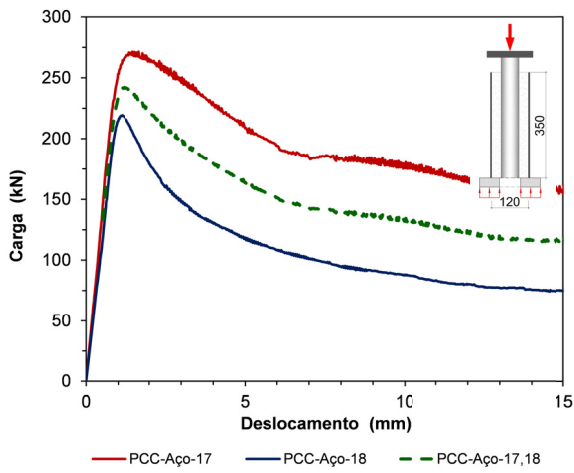
f) Ensaios PCC-Aço 11 e PCC-PVC 12



e) Ensaio PCC-Aço 13 e PCC-PVC 14



f) Ensaio PCC-Aço 15 e PCC-PVC 16



g) Ensaio PCC-Aço 17 e PCC-PVC 18

## 2. Resultados dos ensaios de compressão realizados na Fase II

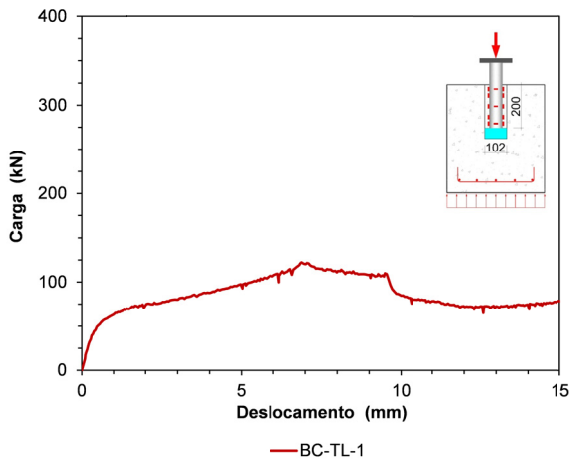
Quadro C.2 – Resultados dos ensaios (Fase II)

Ensaio	Sup. do furo	$D_f$ (mm)	$l_b$ (mm)	$P_{m\acute{a}x}$ (kN)	$P_r$ (kN)	$f_{ub}$ (MPa)	$\delta_{P_{m\acute{a}x}}$ (mm)	$K_0$ (kN/mm)	$K_{P_{m\acute{a}x}}$ (kN/mm)	$\delta_y$ (mm)	$\mu_\delta$	NC
BC-TL-1	Rugoosa	102	200	122.5	Provete instrumentado, não considerado na análise							Blocos não confinados
BC-TL-2	Rugoosa	102	200	281.3	160.5	7.46	0.678	586.8	415.0	0.479	1.41	
BC-TL-3	Rugoosa	102	275	190.3	Provete instrumentado, não considerado na análise							
BC-TL-4	Rugoosa	102	275	402.2	276.8	7.76	1.668	664.2	241.1	0.606	2.76	
BC-TL-5	Rugoosa	102	350	467.4	192.0	7.08	1.072	623.0	436.2	0.750	1.43	
BC-TL-6	Rugoosa	102	350	503.6	248.7	7.63	0.982	695.6	513.0	0.724	1.36	
BC-TL-7	Rugoosa	82	350	605.5	382.1	9.18	1.646	757.2	368.0	0.800	2.06	
BC-TL-8	Rugoosa	82	350	494.0	174.1	7.49	0.934	1026.6	528.7	0.481	1.94	
BC-TL-9	Rugoosa	122	350	380.7	177.6	5.77	1.196	774.3	318.2	0.492	2.43	
BC-TL-10	Rugosa	122	350	441.2	186.5	6.69	1.146	719.0	384.9	0.614	1.87	
BC-TL-11	Lisa	102	350	463.8	211.7	7.03	1.330	618.8	348.8	0.749	1.77	
BC-TL-12	Lisa	102	350	487.9	238.1	7.40	0.950	694.9	513.5	0.702	1.35	
BC-TL-13	Indentada	102	350	530.7	234.5	8.04	0.993	740.1	534.5	0.717	1.38	
BC-TL-14	Indentada	102	350	473.7	194.7	7.18	0.950	694.9	443.4	0.682	1.39	
BC-TT-1	Rugososa	102	200	237.4	226.1	3.70	13.762	272.3	17.3	0.872	15.79	Nível 2
BC-TT-1	Rugososa	102	200	366.1	307.5	5.71	13.328	312.1	27.5	1.173	11.36	Nível 1
BC-TT-3	Rugososa	102	275	446.0	412.0	5.06	11.234	568.3	39.7	0.785	14.31	Nível 1
BC-TT-3	Rugososa	102	275	526.5	431.3	5.97	5.530	981.6	95.2	0.536	10.31	Nível 1
BC-TT-5	Rugososa	102	350	733.0	278.1	6.54	1.424	1627.6	514.9	0.450	3.16	Nível 1
BC-TT-6	Rugososa	102	350	872.1	391.4	7.78	1.226	1344.0	711.3	0.649	1.89	Nível 1
BC-TT-7	Rugososa	92	350	897.5	448.0	8.87	4.005	1504.1	224.1	0.597	6.71	Nível 1
BC-TT-8	Rugososa	92	350	831.6	415.0	8.22	1.076	1592.9	773.1	0.522	2.06	Nível 1
BC-TT-9	Rugososa	122	350	629.3	506.1	4.69	8.454	1004.1	74.4	0.627	13.49	Nível 1
BC-TT-10	Rugososa	122	350	647.5	484.9	4.83	0.769	1255.2	841.9	0.516	1.49	Nível 1
BC-TT-11	Indentada	102	350	790.8	506.1	10.13*	0.827	1080.1	956.6	0.732	1.13	Nível 0
BC-TT-12	Indentada	102	350	893.3	484.9	11.44*	1.477	1069.2	604.7	0.835	1.77	Nível 0
BC-TT-13	Indentada	102	350	1027.3	Falha no aparelho de aquisição de dados							
BC-TT-14	Indentada	102	350	980.5	565.9	12.56	1.578	1573.8	621.5	0.623	2.53	Nível 1
BC-TT-15	Indentada	102	350	1059.7	662.8	13.57	3.912	1523.9	270.9	0.695	5.63	Nível 2
BC-TT-16	Indentada	102	350	1021.1	527.2	13.08	5.158	1564.5	198.0	0.653	7.90	Nível 2
BC-TT-17	Indentada	102	350	1094.8	736.5	14.02	7.642	1523.4	143.3	0.719	10.63	Nível 3
BC-TT-18	Indentada	102	350	1100.4	658.6	14.10	3.681	1699.6	299.0	0.647	5.68	Nível 3

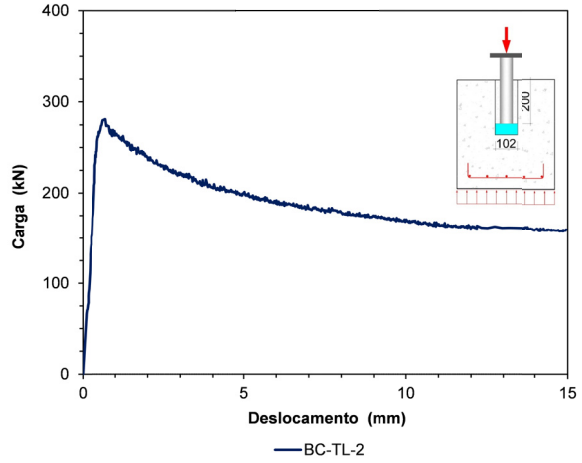
\* O valor da tensão de rotura da aderência não foi atingido; Indent. - Superfície do furo indentada  $D_f$  - Diâmetro do furo;  $l_b$  - Comprimento de selagem;  $P_{m\acute{a}x}$  - Carga máxima;  $P_r$  - Carga residual;  $f_{bu}$  - Tensão de rotura da aderência;  $\delta_{P_{m\acute{a}x}}$  - Deslocamento correspondente a  $P_{m\acute{a}x}$ ;  $K_0$  - Rigidez inicial;  $K_{P_{m\acute{a}x}}$  - Rigidez secante;  $\delta_y$  - Deslocamento na cedência;  $\mu_\delta$  - Parâmetro de ductilidade; NC - Nível de confinamento; Nível 0 - Sem confinamento

**Curvas carga / deslocamento (Fase II)**

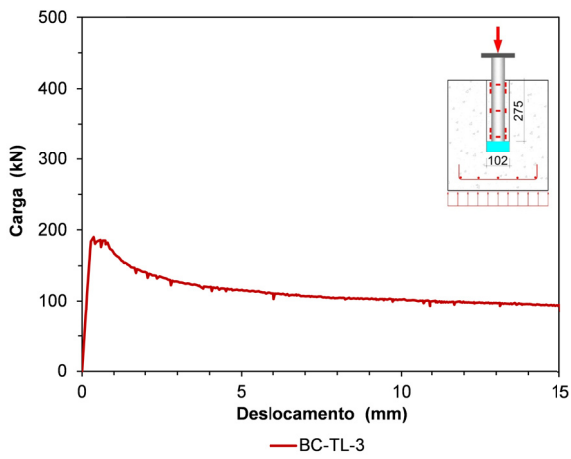
**- Ensaios com micro-estacas de tubos lisos**



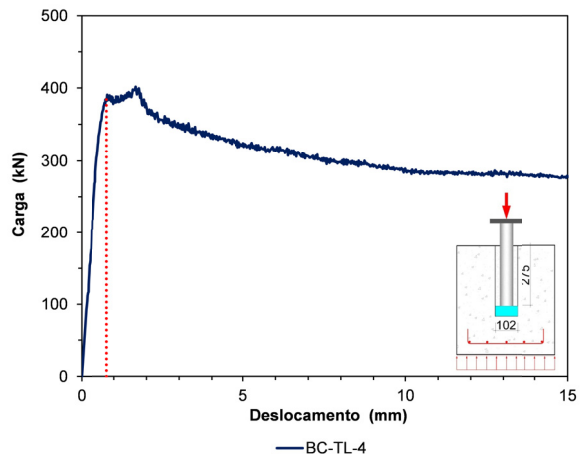
a) Ensaio BC-TL 1 (instrumentado)



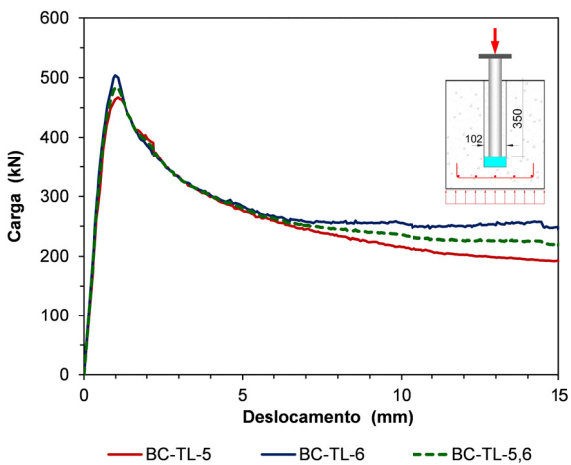
b) Ensaios BC-TL 2



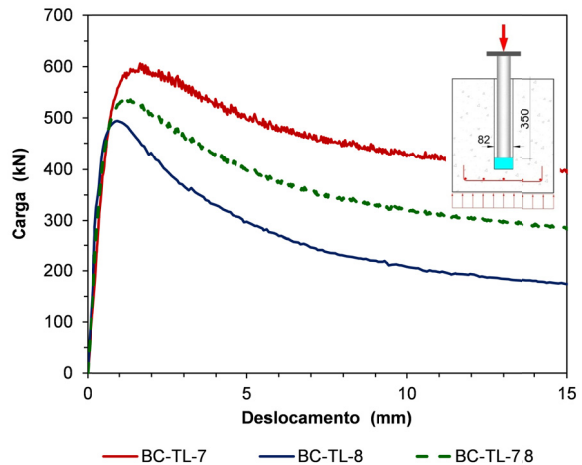
c) Ensaio BT-TL 3 (instrumentado)



d) Ensaios BT-TL 4

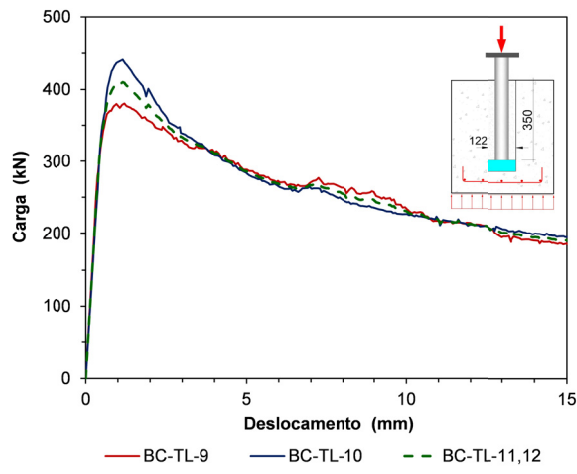


e) Ensaios BC-TL 5 e BC-TL 6

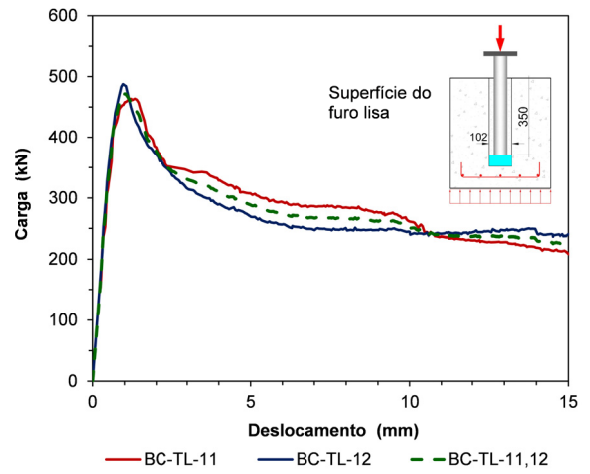


f) Ensaios BC-TL 7 e BC-TL 8

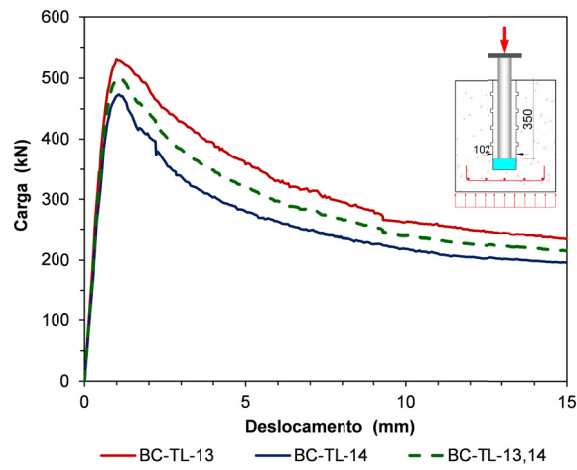




f) Ensaio BC-TL 9 e BC-TL 10

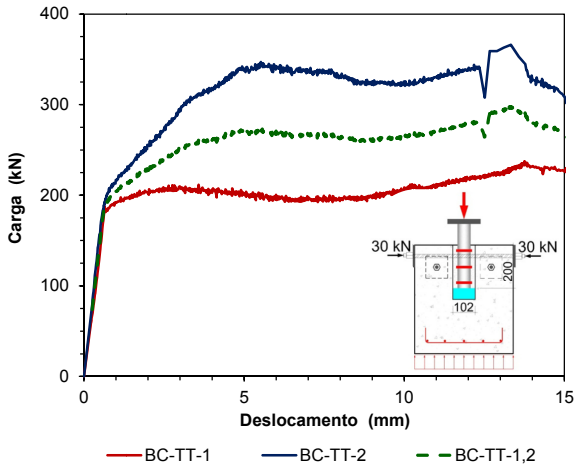


g) Ensaio BC-TL 11 e BC-TL 12

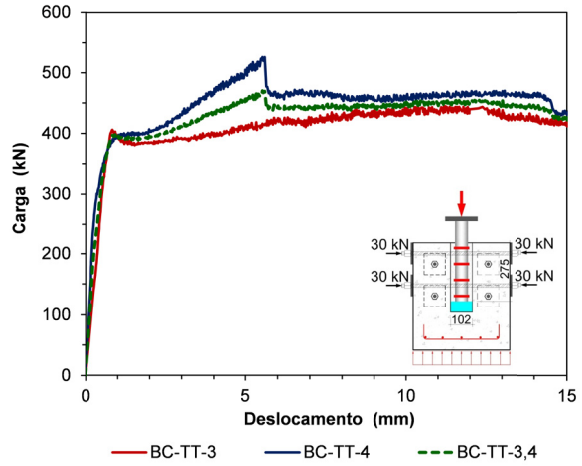


h) Ensaio BC-TL 13 e BC-TL 14

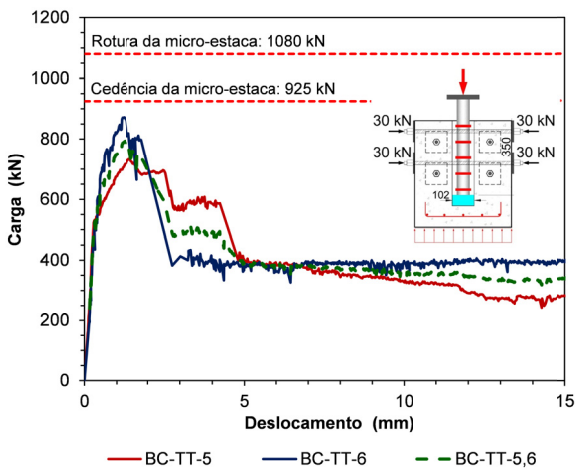
**- Ensaios com micro-estacas de tubos texturados**



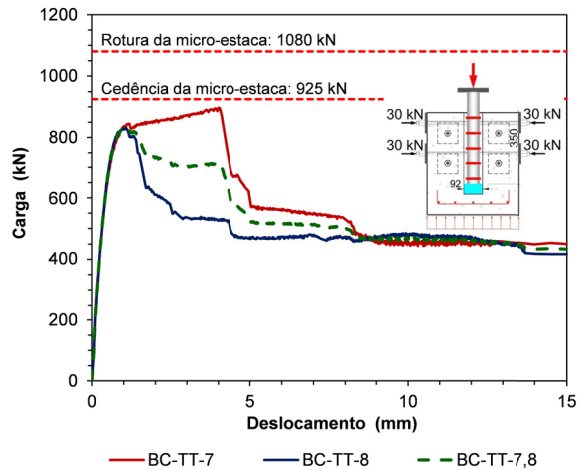
a) Ensaios BC-TT 1 e BC-TT 2



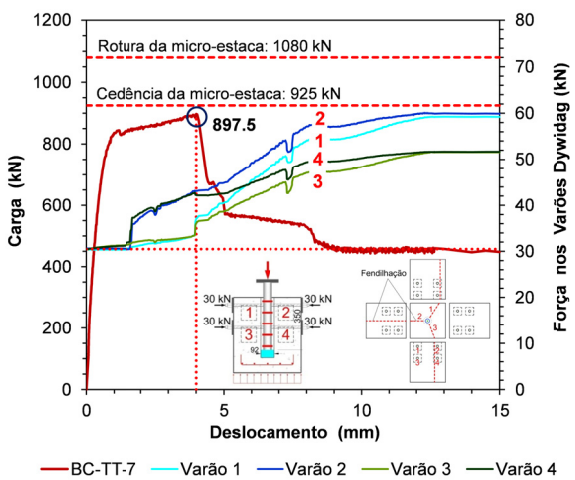
b) Ensaios BC-TT 3 e BC-TT 4



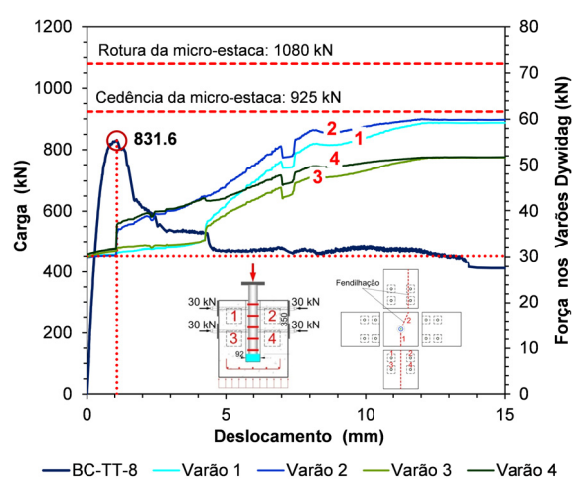
c) Ensaios BC-TT 5 e BC-TT 6



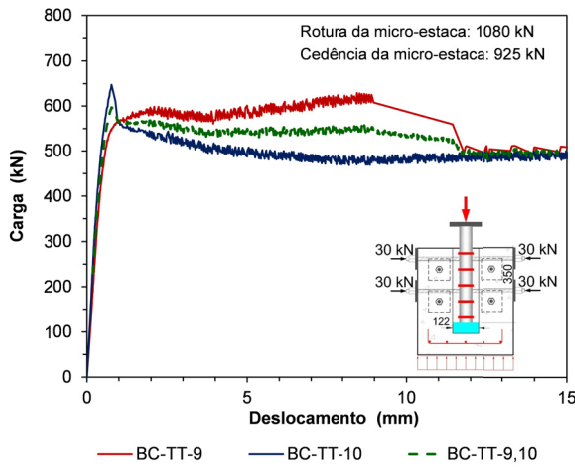
d) Ensaios BC-TT 7 e BC-TT 8



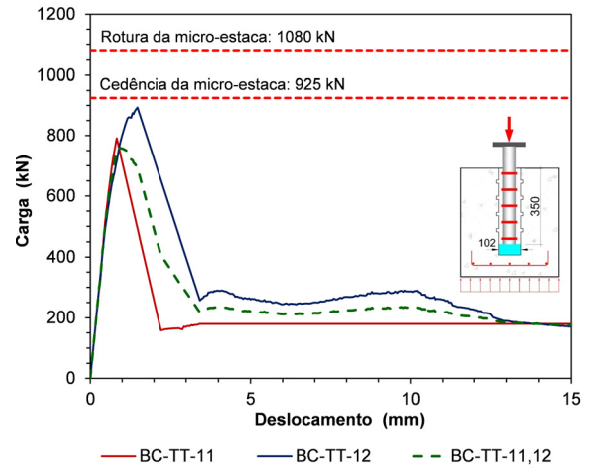
d.1) Ensaio BC-TT 7 (Confinamento)



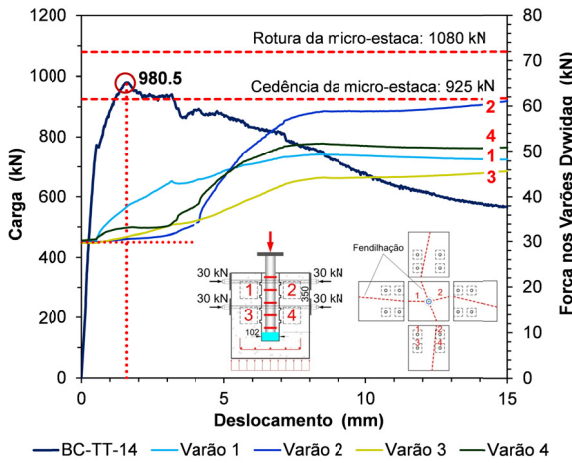
d.2) Ensaio BC-TT 8 (Confinamento)



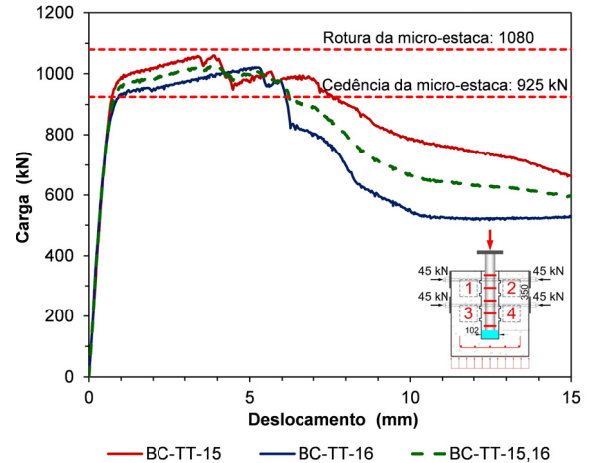
e) Ensaio BC-TT 9 e BC-TT 10



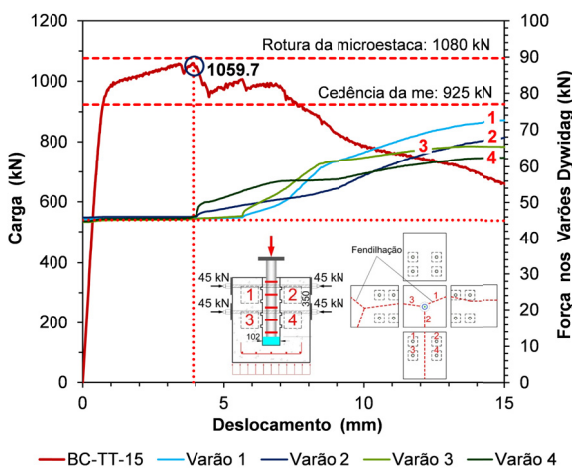
f) Ensaio BC-TT 11 e BC-TT 12



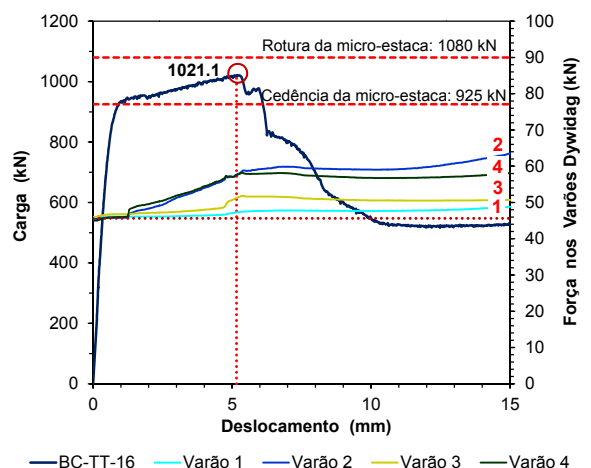
g) Ensaio BC-TT 14 (Confinamento)



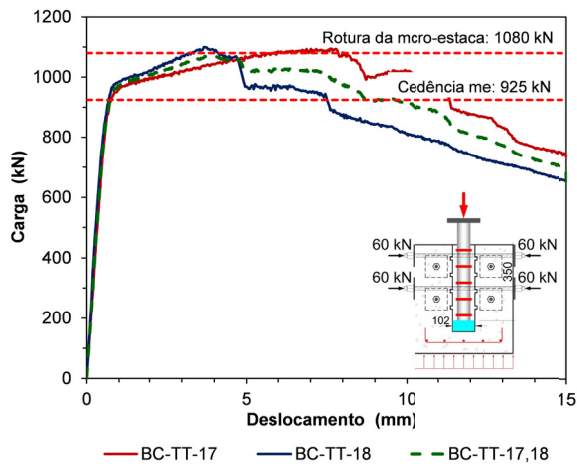
h) Ensaio BC-TT 15 e BC-TT 16



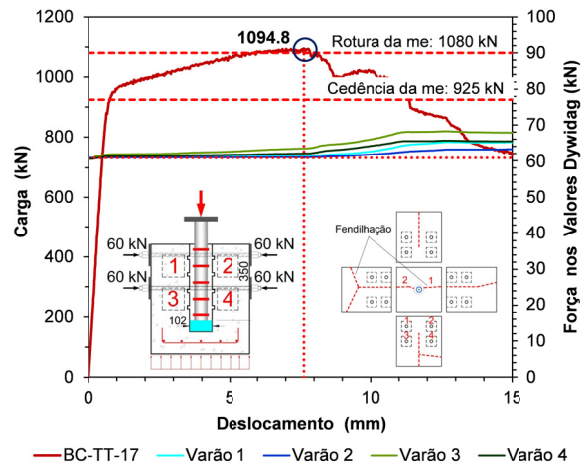
h.1) Ensaio BC-TT 15 (confinamento)



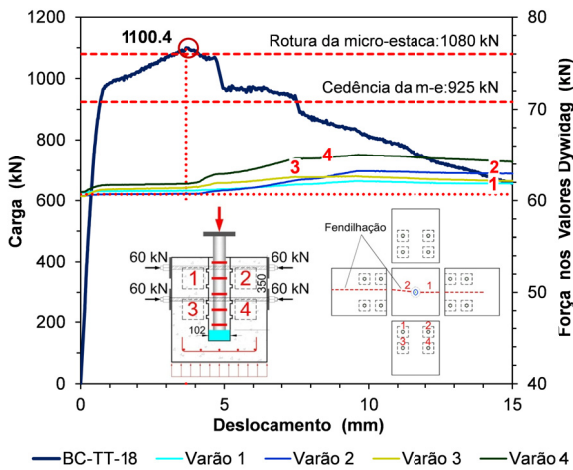
h.2) Ensaio BC-TT 16 (confinamento)



h) Ensaios BC-TT 17 e BC-TT 18



h.1) Ensaio BC-TT 17 (confinamento)



h.2) Ensaio BC-TT 18 (confinamento)

### 3. Resultados dos ensaios de tração realizados na Fase III

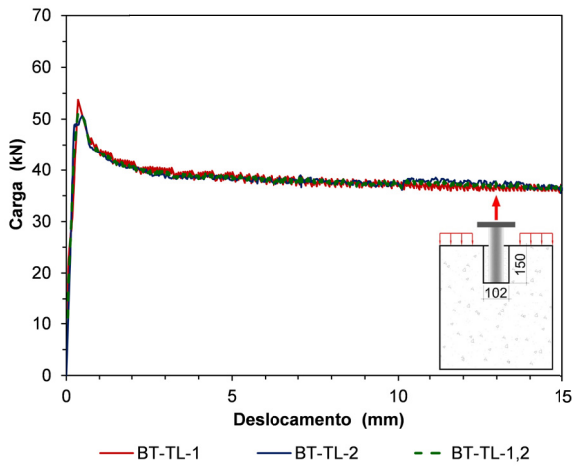
Quadro C.3 – Resultados dos ensaios (Fase III)

Teste	Sup. do furo	$D_f$ (mm)	$l_b^*$ (mm)	$P_{m\acute{a}x}$ (kN)	$P_r$ (kN)	$f_{bu}$ (MPa)	$\delta_{P_{m\acute{a}x}}$ (mm)	$K_0$ (kN/mm)	$K_{P_{m\acute{a}x}}$ (kN/mm)	$\delta_y$ (mm)	$\mu_\delta$	NC
BT-TL-1	Lisa	102	145	53.8	36.1	1.97	0.352	167.7	152.8	0.321	1.10	Blocos não confinados
BT-TL-2	Lisa	102	145	50.7	36.2	1.85	0.472	203.0	107.3	0.250	1.89	
BT-TL-3	Lisa	102	215	64.9	43.3	1.60	0.509	123.6	127.5	0.525	0.97	
BT-TL-4	Lisa	102	215	72.1	48.5	1.78	0.445	172.2	162.0	0.419	1.06	
BT-TL-5	Lisa	102	275	85.6	64.9	1.59	0.893	161.1	95.8	0.531	1.68	
BT-TL-6	Lisa	102	275	86.2	--	1.60	0.586	154.4	147.2	0.558	1.05	
BT-TL-7	Lisa	92	275	85.5	50.7	1.56	0.408	244.6	209.4	0.349	1.17	
BT-TL-8	Lisa	92	275	95.6	65.0	1.75	0.532	202.6	179.7	0.472	1.13	
BT-TL-9	Lisa	122	275	70.0	56.5	1.33	0.435	182.5	161.1	0.384	1.13	
BT-TL-10	Lisa	122	275	82.3	54.4	1.56	0.573	133.5	143.7	0.617	0.93	
BT-TT-1	Indent.	102	145	133.1	--	2.86	1.048	129.9	127.0	1.025	1.02	Nível 2
BT-TT-2	Indent.	102	145	129.9	--	2.80	0.959	140.3	135.5	0.926	1.04	Nível 2
BT-TT-3	Indent.	102	220	Falha no aparelho de aquisição de dados - sem registo de resultados								
BT-TT-4	Indent.	102	220	441.1	--	6.26	4.590	315.8	96.1	1.397	3.29	Nível 2
BT-TT-5	Indent.	102	290	Ensaio não considerado na análise devido à rotura da soldadura								
BT-TT-6	Indent.	102	290	618.6	--	6.66	3.613	349.8	171.2	1.769	2.04	Nível 2
BT-TT-7	Indent.	102	290	485.8	--	5.23	2.512	276.4	193.4	1.757	1.43	Nível 1
BT-TT-8	Indent.	102	290	548.0	--	5.90	2.608	354.6	210.2	1.545	1.69	Nível 1
BT-TT-9	Indent.	102	290	669.9	--	7.21	2.921	340.8	229.3	1.966	1.49	Nível 3
BT-TT-10	Indent.	102	290	705.0	--	7.59	4.702	368.5	149.9	1.913	2.46	Nível 3
BT-TT-11 <sup>(1)</sup>	Indent.	92	290	578.2	--	6.78	4.287	409.8	134.9	1.411	3.04	Nível 2
BT-TT-12	Indent.	92	290	582.3	--	6.83	2.388	410.1	243.9	1.420	1.68	Nível 2
BT-TT-13	Indent.	102	290	600.7	--	6.46	2.577	356.1	233.1	1.687	1.53	Nível 2
BT-TT-14	Indent.	102	290	559.4	--	6.02	2.536	339.9	220.6	1.646	1.54	Nível 2
BT-TT-15	Indent.	122	285	526.0	--	4.82	2.053	311.7	256.2	1.687	1.22	Nível 2
BT-TT-16	Indent.	122	285	566.2	--	5.18	3.210	306.8	176.4	1.846	1.74	Nível 2

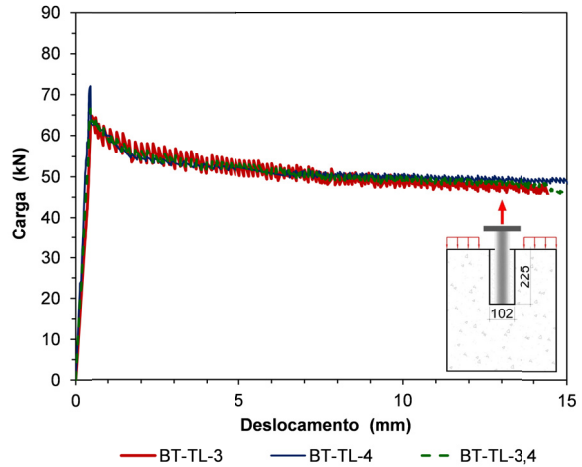
<sup>(1)</sup> Rotura da soldadura;  $D_f$  - Diâmetro do furo;  $l_b^*$  - Comprimento de selagem considerado;  $P_{m\acute{a}x}$  - Carga última;  $P_r$  - Carga residual;  $f_{bu}$  - Tensão de rotura da aderência;  $\delta_{P_{m\acute{a}x}}$  - Deslocamento correspondente a  $P_{m\acute{a}x}$ ;  $K_0$  - Rigidez inicial;  $K_{P_{m\acute{a}x}}$  - Rigidez secante;  $\delta_y$  - Deslocamento na cedência;  $\mu_\delta$  - Parâmetro de ductilidade; NC - Nível de confinamento

**Curvas carga / deslocamento (Fase III)**

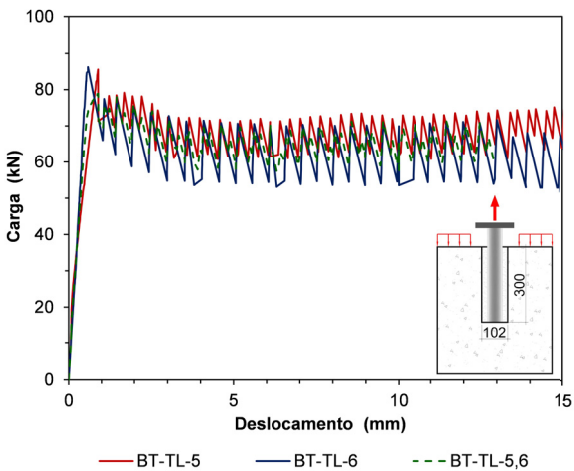
**- Ensaios com micro-estacas de tubos lisos**



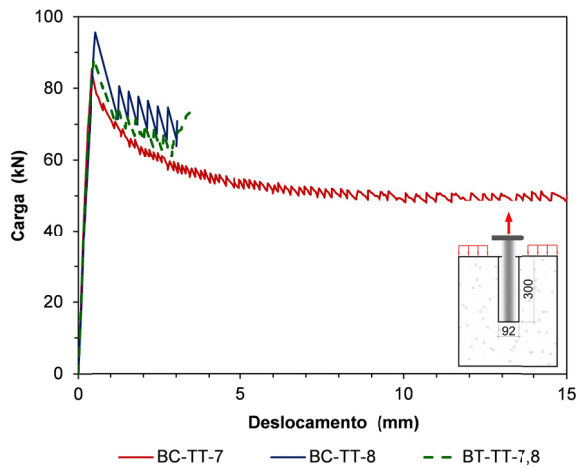
a) Ensaios BT-TL 1 e BT-TL 2



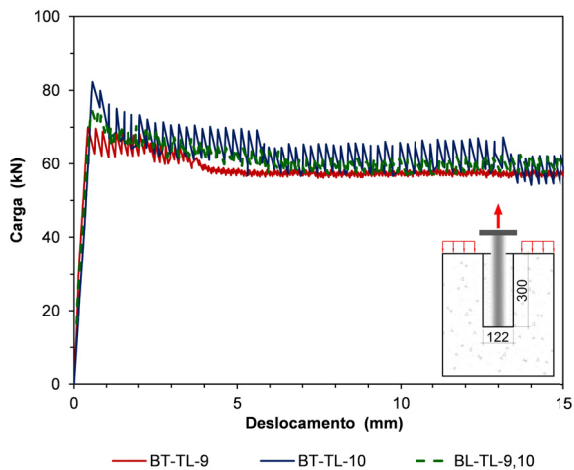
b) Ensaios BT-TL 3 e BT-TL 4



c) Ensaios BT-TL 5 e BT-TL 6

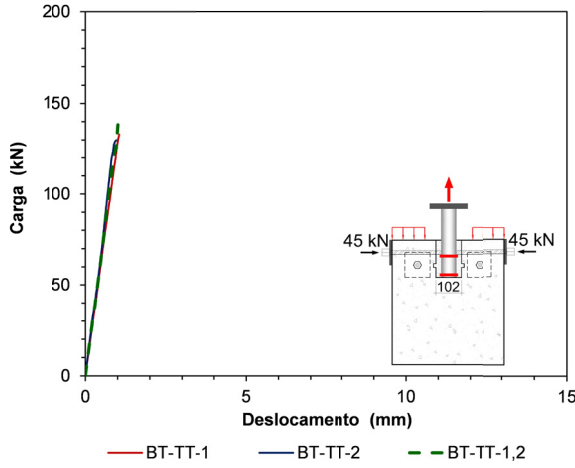


d) Ensaios BT-TL 7 e BT-TL 8

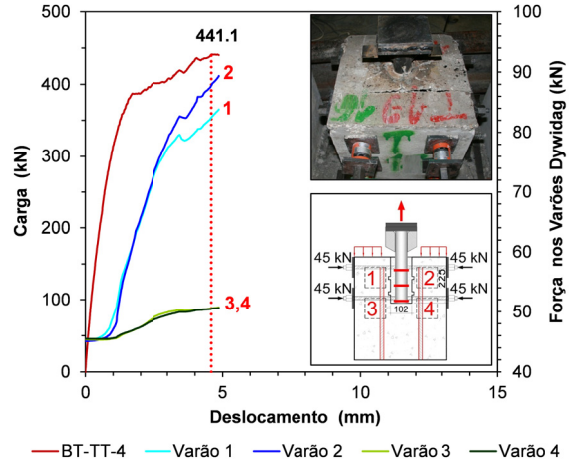


e) Ensaios BT-TL 9 e BT-TL 10

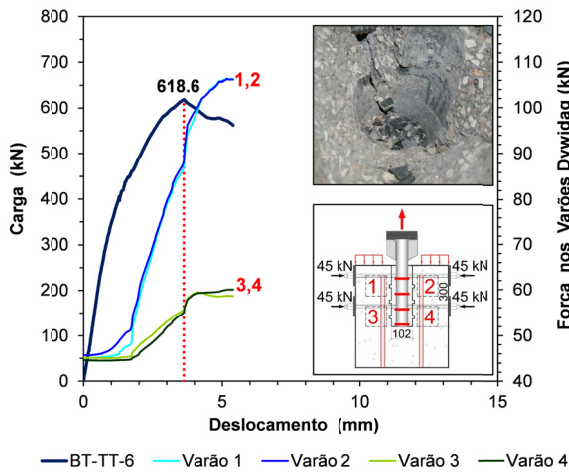
**- Ensaios com micro-estacas de tubos texturados (Fase III)**



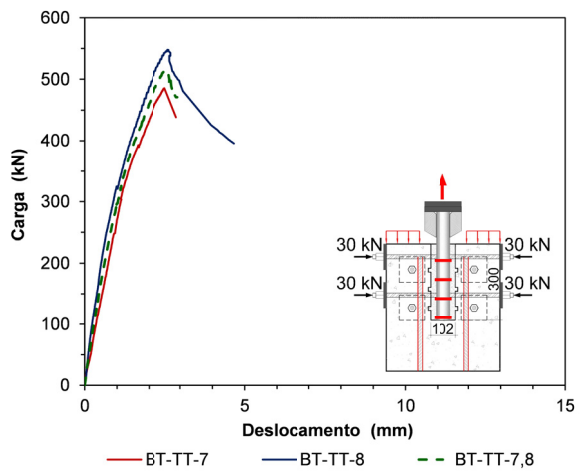
a) Ensaios BT-TT 1 e BT-TT 2



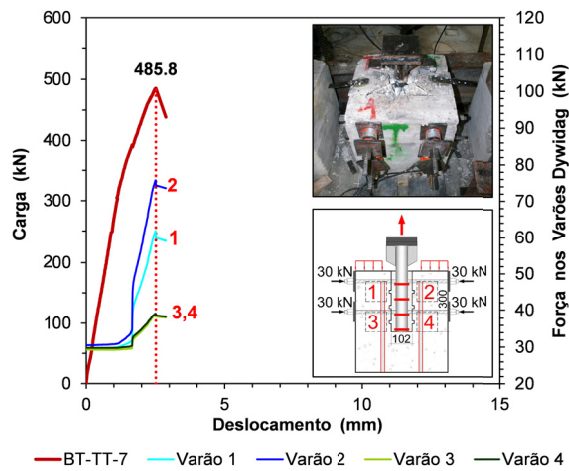
b) Ensaio BT-TT 4



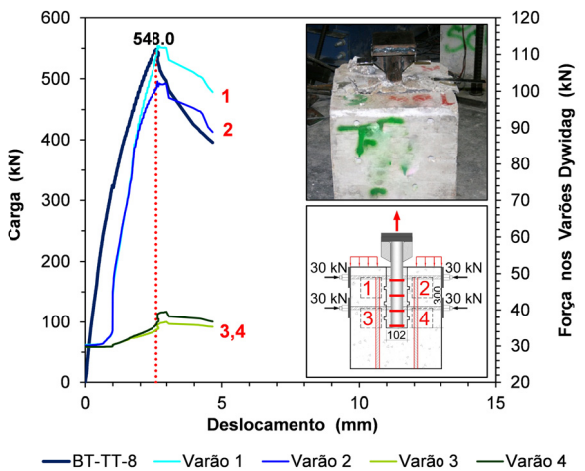
c) Ensaio BT-TT 6



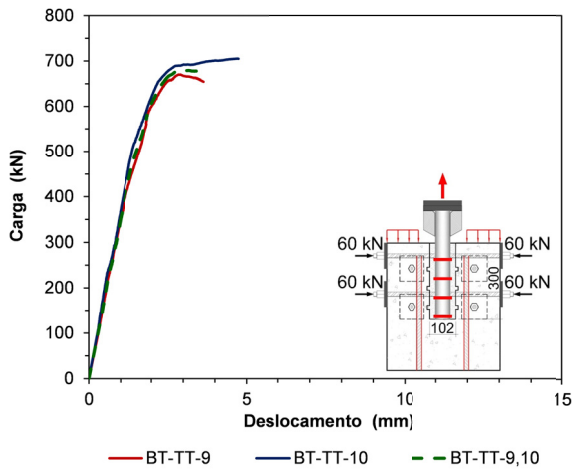
d) Ensaios BT-TT 7 e BT-TT 8



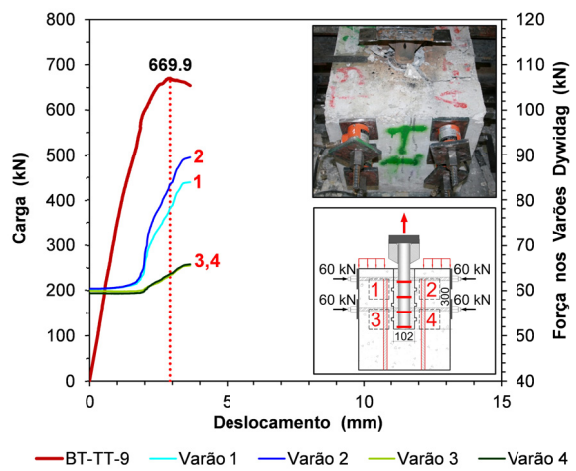
d.1) Ensaio BT-TT 7 (confinamento)



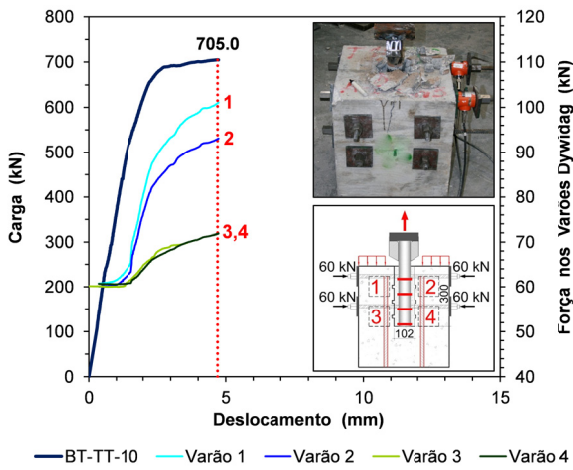
d.2) Ensaio BT-TT 8 (confinamento)



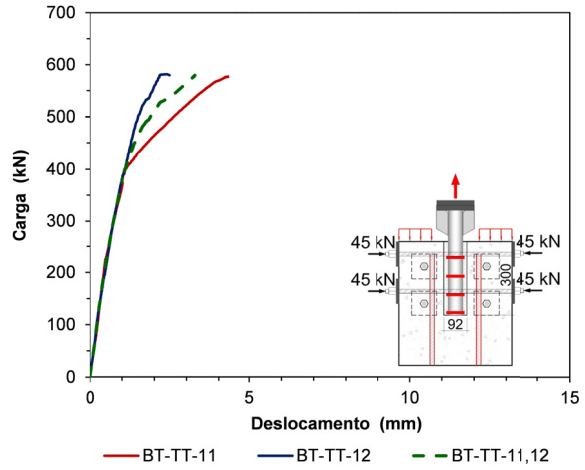
e) Ensaios BT-TT 9 e BT-TT 10



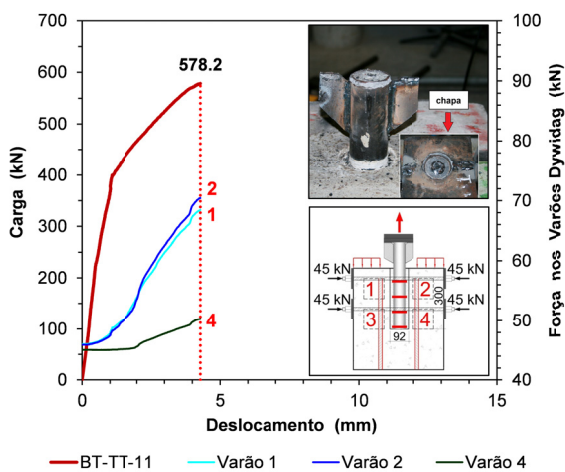
e.1) Ensaio BT-TT 9 (confinamento)



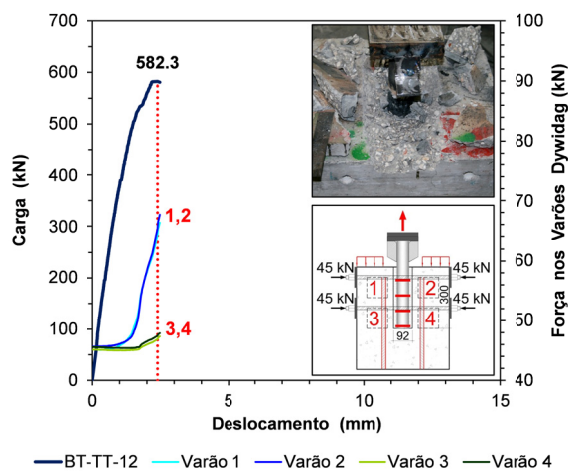
e.1) Ensaio BT-TT 10 (confinamento)



f) Ensaios BT-TT 11 e BT-TT 12

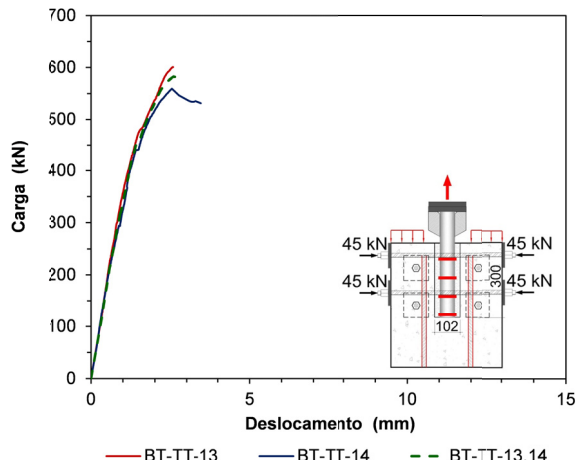


f.1) Ensaio BT-TT 11

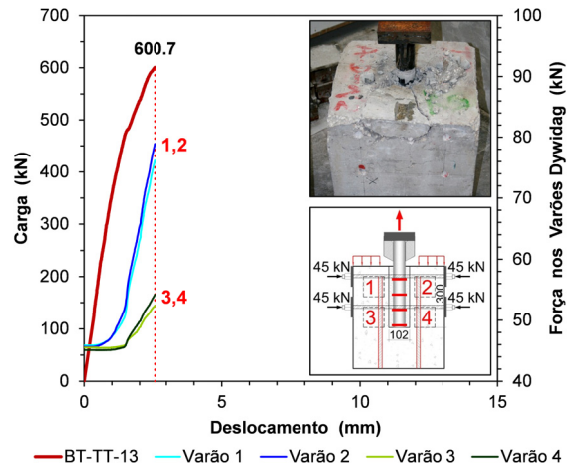


f.2) Ensaios BT-TT 12

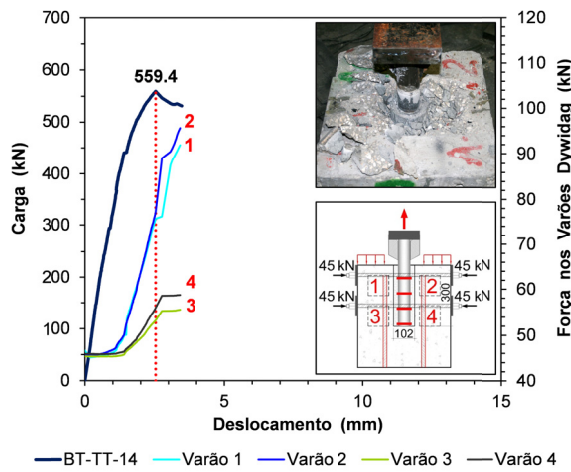




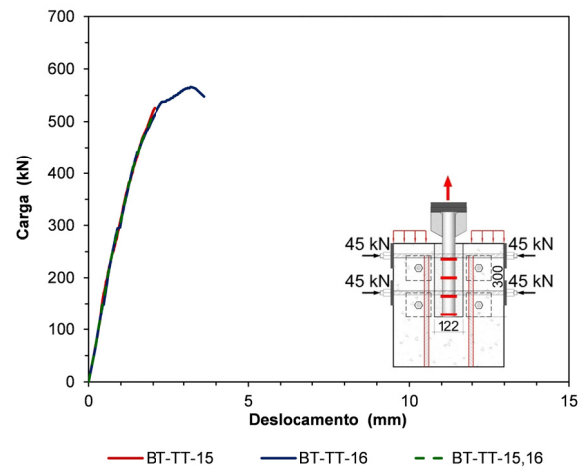
g) Ensaio BT-TT 13 e BT-TT 14



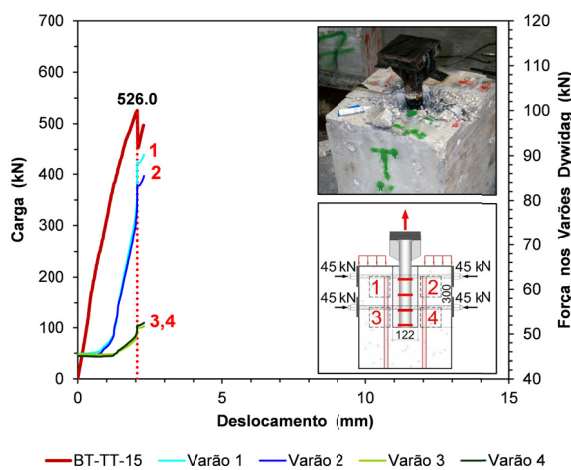
g.1) Ensaio BT-TT 13



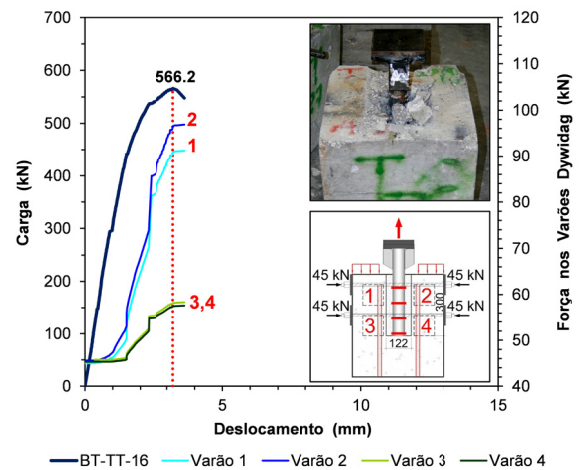
g.2) Ensaio BT-TT 14



h) Ensaio BT-TT 15 e BT-TT 16



h.1) Ensaio BT-TT 15



h.2) Ensaio BT-TT 16