



Dissertação de
Mestrado em Engenharia Civil – Construções Civas

***Ligação microestaca / estrutura – estudo do
comportamento da interface calda / betão existente***

David Paulo Caneira Marques

Leiria, *Setembro* de 2016



Dissertação de
Mestrado em Engenharia Civil – Construções Civas

***Ligação microestaca / estrutura – estudo do
comportamento da interface calda / betão existente***

David Paulo Caneira Marques

Dissertação de Mestrado realizada sob a orientação do Doutor João Paulo Veludo Vieira Pereira, Professor da Escola Superior de Tecnologia e Gestão do Instituto Politécnico de Leiria e coorientação do Doutor Pedro Miguel Duarte dos Santos, Engenheiro Civil na empresa VESAM GROUP.

Leiria, *Setembro de 2016*

Esta página foi intencionalmente deixada em branco

Agradecimentos

A realização deste trabalho contou com o importante contributo de diversas pessoas às quais gostaria de expressar o meu reconhecimento e gratidão.

Agradeço em particular:

- Ao Doutor João Veludo pela orientação, disponibilidade, partilha de conhecimento, dedicação e amizade demonstrada ao longo deste trabalho;
- Ao Doutor Pedro Santos pela coorientação e disponibilidade;
- Ao Patrick Pinheiro e Daniel Gomes pela amizade e apoio na realização do trabalho experimental.
- Aos meus colegas de curso pelo companheirismo ao longo deste percurso.

Por fim, aproveito para agradecer à minha família e à Cecília pelo apoio, paciência, compreensão e incansável incentivo que manifestaram para que esta tese fosse concluída.

Esta página foi intencionalmente deixada em branco

Resumo

Na reabilitação de edifícios e pontes, o recurso a microestacas como técnica de reforço e recalçamento de fundações pode ser feito através de diferentes tipos de ligação entre a microestaca e a fundação da estrutura a reforçar. A escolha da solução depende das condicionantes e das solicitações previstas para cada intervenção. Este trabalho foca-se nas ligações seladas de microestacas como solução de reforço e recalçamento de fundações.

As ligações seladas de microestacas carecem de normas e regulamentos próprios de dimensionamento, levando os projetistas a basearem-se em experiências anteriores e nos códigos estruturais existentes adaptando-os a cada caso de reabilitação.

Tendo em vista complementar os estudos já realizados em ligações seladas de microestacas, nomeadamente o estudo realizado por Gómez *et al.*(2005) e posteriormente o estudo realizado por Veludo (2012), este trabalho tem por objetivos principais avaliar a influência do tratamento da superfície do furo de selagem e do confinamento passivo na capacidade de ligações seladas na tensão de rotura da aderência na interface calda / betão.

Para atingir os objetivos propostos foi elaborado um trabalho experimental em que se realizaram 26 ensaios à compressão de varões selados em furos realizados em provetes cilíndricos sem e com confinamento de armaduras passivas. Para avaliar a influência dos parâmetros identificados na capacidade da ligação foram fabricados provetes com quatro diferentes superfícies do furo de selagem (lisas, rugosas, indentadas com anéis e indentadas em hélice) sem armadura transversal de confinamento e provetes com superfície do furo de selagem indentada com anéis e com 4 diferentes níveis de confinamento passivo conferido por armaduras transversais.

Verificou-se que os parâmetros avaliados condicionam fortemente a aderência na interface calda / betão, assim como os modos rotura observados. As superfícies indentadas e maiores percentagens de confinamento permitem aumentar a capacidade e a ductilidade da ligação.

Os resultados obtidos com os provetes confinados estão em linha com as prescrições com os atuais códigos de betão armado em relação à influência do confinamento conferido por armaduras transversais e acrescentam resultados importantes para a análise e dimensionamento de ligações seladas em fundações de betão armado existentes.

Palavras-chave: Microestacas; ligação; reforço; rugosidade; confinamento.

Abstract

The use of micropiles as a foundation reinforcement technique, in rehabilitation of buildings and bridges, might be done using different kinds of connections between the micropile and the existing foundation. The chosen solution depends on conditions and of the applied loads that are expected for each intervention. The main goal of this study is the grouted micropiles connections as a solution to the rehabilitation of existing concrete foundations.

Gouted micropiles connections present a lack of own design standards and regulations, leading engineers design those connections based in previous experiences and in existing structural codes adapting them to each case of rehabilitation.

In recent years two major works were carried out to study the behavior of grouted connections. The first one was performed by Gómez *et al.* (2005) and more recently the PhD thesis performed by Veludo (2012). the main aim of this study is to supplement the results obtained in previous studies and to evaluate the influence of the hole surface treatment and the passive confinement in capacity and bond strength in grout / concrete interface in grouted connections.

In order to reach the proposed goals, an experimental study was carried out performing 26 compression tests with bars grouted in holes performed in cylindrical test specimens with and without transversal reinforcement. To evaluate the influence of those parameters in connection capacity, test specimens were made with four different hole surface treatment (smooth, roughened, indented with rings and indented helically) without transversal reinforcement and test specimens with a indented hole surface with four different levels of passive confinement conferred by transversal reinforcement.

It has been found that the parameters evaluated have a high influence on the bond strength in the grout / concrete interface, as well as in the failure modes observed. The indented hole surface and higher levels of confinement allow to increase capacity and ductility of the connection.

The results obtained with confined test specimens are in agreement with actual structural concrete codes relatively to the influence of the confinement granted by transversal reinforcement and add important results to analysis and design of grouted connections performed in existing concrete foundations.

Keywords: *micropiles; connection; reinforcement; roughness; confinement.*

Lista de figuras

Figura 2.1 – Exemplo de ligações microestaca / estrutura adaptado de (Veludo, 2012)	6
Figura 2.2 – Diferentes configurações de ligações microestaca / estrutura em zonas de encamisamento, adaptado de (FHWA, 2000)	8
Figura 2.3 – Diferentes configurações de ligações seladas microestaca / estrutura através de fundações existentes, adaptado de (FHWA, 2000)	9
Figura 2.4 – Soluções tipo de microestaca, adaptado de (Veludo, 2012)	14
Figura 2.5 – Mecanismo de transferência de cargas em microestacas, adaptado de (Cadden, 2009)	16
Figura 2.6 – Modos de rotura em ligações seladas sujeitas a tração, adaptado de (Veludo 2012)	17
Figura 2.7 – Interface de construção indentada, adaptado de (Eurocódigo 2)	20
Figura 3.1 – Geometria dos modelos adotados (medidas em mm)	35
Figura 3.2 – Ensaio de abaixamento	36
Figura 3.3 – Cura dos provetes e ensaio de resistência à compressão	37
Figura 3.4 – Adjuvantes utilizados	40
Figura 3.5 – Balança Meter Toledo PG5002-S	42
Figura 3.6 – Misturadora com capacidade para 5 litros	42
Figura 3.7 – Misturadora com capacidade para 100 litros	42
Figura 3.8 – Dimensões normalizadas do cone para ensaio de fluidez adaptado de (EN 445, 2008)	43
Figura 3.9 – Determinação da massa volúmica e teor em ar	44
Figura 3.10 – Produção e cura dos provetes das caldas	44

Figura 3.11 – Dispositivo para ensaio de resistência à flexão e à compressão	45
Figura 3.12 – Esquema do ensaio de resistência à flexão (medidas em mm)	45
Figura 3.13 – Ensaios para avaliar a resistência à flexão e à compressão das caldas	46
Figura 3.14 – Determinação do módulo de elasticidade das caldas	47
Figura 3.15 – Varões de aço utilizados	49
Figura 3.16 – Esquema da colocação dos extensômetros	50
Figura 3.17 – Instrumentação	51
Figura 3.18 – Preparação dos provetes	55
Figura 3.19 – Esquema de ensaio adotado	56
Figura 3.20 – Procedimentos de ensaio	58
Figura 3.21 – Curva carga / deslocamento obtida no ensaio do provete de teste 2	59
Figura 4.1 – Modos de rotura observados no provete instrumentado	62
Figura 4.2 – Padrão de fissuração	62
Figura 4.3 – Curva carga / deslocamento obtida no ensaio do provete instrumentado	63
Figura 4.4 – Curva carga / extensão axial obtida no ensaio do provete instrumentado	64
Figura 4.5 – Curvas carga / extensão tangencial (leituras nos extensômetros com numeração ímpar)	65
Figura 4.6 – Curvas carga / extensão tangencial (leituras nos extensômetros com numeração par)	66
Figura 4.7 – Rotura e fendilhação observadas em provetes com superfície do furo lisa ou rugosa (não indentada) sem armadura transversal	67
Figura 4.8 – Rotura e fendilhação observada em provetes com superfície do furo indentada sem armadura transversal	67
Figura 4.9 – Rotura e fendilhação observada em provetes com armadura transversal de confinamento e superfície do furo indentada	68

Figura 4.10 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios em provetes não confinados	71
Figura 4.11 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios em provetes confinados	72
Figura 4.12 – Curvas carga / deslocamento obtidas para cada tipo de tratamento da superfície do furo	74
Figura 4.13 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios com superfície do furo lisa	74
Figura 4.14 – Gráfico dos valores médios da tensão de rotura da aderência por tipo de superfície	75
Figura 4.15 – Curvas carga / deslocamento obtidas para os diferentes níveis de confinamento	77
Figura 4.16 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios A-2 (sem armadura transversal) e C3-2 (com armadura transversal).	78
Figura 4.17 – Gráfico dos valores da tensão de rotura da aderência dos ensaios com armadura transversal	79
Figura 4.18 – Curvas pressão transversal / tensão de rotura da aderência	83

Esta página foi intencionalmente deixada em branco

Lista de tabelas

Quadro 2.1 – Valores de c e μ propostos pelo EC2 por tipo de superfície	21
Quadro 2.2 – Categorias de rugosidade propostas pelo Model Code 2010	22
Quadro 2.3 – Coeficientes de atrito propostos pelo Model Code 2010	22
Quadro 2.4 – Valores médios da profundidade máxima da rugosidade	23
Quadro 3.1 – Resumo das características dos provetes	32
Quadro 3.2 – Resultados dos ensaios de resistência à compressão aos 7 dias	37
Quadro 3.3 – Resultados dos ensaios de resistência à compressão aos 28 dias	37
Quadro 3.4 – Resultados dos ensaios de resistência à compressão aos 28 dias	38
Quadro 3.5 – Resumo dos resultados dos ensaios de caracterização das caldas	48
Quadro 3.6 – Composição da calda adotada	48
Quadro 4.1 – Descrição dos provetes ensaiados	60
Quadro 4.2 – Resumo dos resultados obtidos	70

Esta página foi intencionalmente deixada em branco

Lista de siglas

Letras latinas maiúsculas

A	dosagem de água
A_g	área da calda
A_i	área da interface
A_s	área do aço
C	dosagem de cimento
E_g	módulo de elasticidade da calda
E_s	módulo de elasticidade do aço
EA	rigidez axial
K_0	rigidez inicial
$K_{Pmáx}$	rigidez final
K_{tr}	índice de armadura transversal
$P_{máx}$	carga máxima
P_r	carga residual
R_m	rugosidade média
S	dosagem de adição
V_v	volume de vazios

Letras latinas minúsculas

a	volume de água de amassadura por unidade de volume de calda
a_c	largura menor da área confinada
b_c	largura maior da área confinada
c	coeficiente da rugosidade
c	recobrimento ou espaçamento da armadura longitudinal
c	volume absoluto do cimento por unidade de volume de calda
d	diâmetro do furo da microestaca
d_c	diâmetro da área confinada
f'_c	tensão de rotura à compressão do betão

f_{bd}	valor de cálculo da tensão de rotura da aderência
f_{bu}	tensão de rotura da aderência
f_{cd}	valor de cálculo da tensão de rotura do betão à compressão
f_{ck}	valor característico da tensão de rotura do betão à compressão
$f_{ck,c}$	valor característico da tensão de rotura do betão confinado à compressão
f_{ctd}	valor de cálculo da resistência do betão à tração
l_b	comprimento de selagem da microestaca
$l_{b,mín}$	comprimento de amarração mínimo
$l_{b,rqd}$	comprimento de amarração de referência
l_{bd}	comprimento de amarração de cálculo
s	volume absoluto de adição utilizada por unidade de volume de calda
s_c	espaçamento de estribos
v_v	volume de vazios por unidade de volume de calda

Letras minúsculas gregas

α	inclinação dos conectores
$\delta_{Pmáx}$	deslocamento correspondente à carga máxima
δ_y	deslocamento de cedência
$\Delta\sigma$	variação das tensões
$\Delta\varepsilon$	variação das extensões
μ	coeficiente de atrito
μ_g	parâmetro de ductilidade da ligação
ρ_{Ad}	massa volúmica de um dado adjuvante
ρ_c	coeficiente de atrito
ρ_s	massa volúmica de uma dada adição
σ_n	tensão devida ao esforço normal
σ_2	pressão de confinamento
\emptyset	diâmetro do varão
ω_c	razão volumétrica da armadura transversal

Letras maiúsculas gregas

Σad soma dos volumes absolutos de qualquer adjuvante utilizado

ΣAd soma das dosagens de adjuvantes

Abreviaturas

A/C relação água / cimento

ACI American Concrete Institute

ESTG Escola Superior de Tecnologia e Gestão

EC Eurocódigo

FHWA Federal Highway Administration

IPL Instituto Politécnico de Leiria

JAMP Japanese Association of High Capacity Micropiles

LEBA Laboratório de Estruturas e Betão Armado

Esta página foi intencionalmente deixada em branco

Índice

1.	INTRODUÇÃO	1
1.1.	Enquadramento	1
1.2.	Objetivos e Metodologia	1
1.3.	Organização da dissertação	2
2.	LIGAÇÕES MICROESTACA / ESTRUTURA – LIGAÇÕES SELADAS	4
2.1.	Introdução	4
2.2.	Tipos de ligação	5
2.3.	Ligações seladas	9
2.4.	Materiais	11
2.4.1.	Caldas	11
2.4.2.	Aço	13
2.4.3.	Material de suporte	15
2.5.	Mecanismos de transferência de carga e modos de rotura	15
2.6.	Parâmetros que influenciam a ligação	17
2.6.1.	Relação A/C	18
2.6.2.	Características das interfaces aço / calda / betão	18
2.6.3.	Condições de cura	23
2.6.4.	Confinamento	24
2.6.5.	Geometria da ligação	26
2.6.6.	Comprimento de selagem	26
2.7.	Trabalhos de referência	27
2.8.	Síntese de conclusões	29
3.	PROGRAMA EXPERIMENTAL	31
3.1.	Introdução	31

3.2.	Planeamento dos ensaios	31
3.3.	Geometria dos modelos	33
3.4.	Materiais	35
3.4.1.	Betão	35
3.4.1.1.	Introdução	35
3.4.1.2.	Caracterização do betão	36
3.4.2.	Caldas	38
3.4.2.1.	Introdução	38
3.4.2.2.	Composição das caldas	39
3.4.2.3.	Preparação das caldas	41
3.4.2.4.	Ensaio de caracterização das caldas	42
3.4.2.5.	Resultados dos ensaios de caracterização das caldas	47
3.4.2.6.	Análise e escolha da calda a adotar	48
3.4.3.	Aço	49
3.5.	Ensaio	49
3.5.1.	Instrumentação	49
3.5.2.	Preparação dos ensaios	51
3.5.3.	Esquema dos ensaios	55
3.5.4.	Procedimentos	56
4.	RESULTADOS. ANÁLISE E INTERPRETAÇÃO	60
4.1.	Introdução	60
4.2.	Resultados	61
4.2.1.	Ensaio instrumentado	61
4.2.2.	Modos de rotura	66
4.2.3.	Resumo dos resultados obtidos	68
4.2.4.	Curvas carga / deslocamento	71
4.3.	Discussão de resultados	72
4.3.1.	Comportamento geral	72
4.3.2.	Ensaio em provetes sem armadura transversal	72
4.3.3.	Ensaio em provetes com armadura transversal	76
4.3.4.	Comparação com os códigos de betão e trabalhos relevantes	80
5.	CONCLUSÕES	84

1. Introdução

1.1. Enquadramento

A reabilitação do património edificado tem vindo a assumir grande importância na engenharia civil, sendo um setor vital na construção nos dias de hoje. O reforço e recalçamento de fundações surgem como resposta aos problemas relacionados com fundações de estruturas existentes.

Uma das soluções utilizadas no reforço de fundações consiste na aplicação de microestacas através de furos previamente executados na fundação existente, sendo posteriormente seladas com calda de cimento. Nesta situação a transferência de esforços entre os novos elementos e a fundação existente é realizada por aderência nas interfaces aço / calda / betão.

A capacidade das ligações de microestacas seladas depende de diversos parâmetros. A sua capacidade é definida em grande parte pela tensão de rotura da aderência nas interfaces. O valor da tensão de rotura depende da resistência do betão da fundação existente, das características mecânicas e físicas das caldas de selagem utilizadas, do tipo de armadura utilizada (microestacas lisas ou texturadas), do nível de confinamento conferido pelas armaduras existentes (ou pré-esforço adicionado) e da geometria da ligação (diâmetro do furo de selagem da microestaca, comprimento de amarração e a rugosidade da superfície do furo) (Gómez *et al.*, 2005; Veludo, 2012).

O presente estudo pretende complementar os conhecimentos acerca do comportamento da ligação microestaca / estrutura em ligações seladas, nomeadamente na avaliação dos parâmetros que influenciam a capacidade da ligação.

1.2. Objetivos e Metodologia

Esta dissertação tem como objetivo principal a avaliação da influência do tratamento da superfície do furo de selagem e do confinamento passivo na capacidade de ligações seladas. Para avaliar a influência destes dois parâmetros foi realizado um estudo

experimental efetuando um conjunto de 26 ensaios, variando o tipo de tratamento da superfície do furo e o nível de confinamento passivo.

Foram adotados provetes cilíndricos com 300 mm de altura e 300 mm de diâmetro, considerando quatro tipos de rugosidade no furo de selagem: 1) Interface lisa; 2) Interface rugosa (superfície de areia colada); 3) Interface indentada com anéis; 4) Interface indentada em hélice. O estudo do confinamento foi realizado com provetes com superfície do furo indentada com anéis, e com quatro diferentes níveis de confinamento representando diferentes percentagens de armadura transversal.

A transferência de carga neste tipo de ligação depende muito das características da calda de selagem. Tendendo a este pressuposto o programa experimental iniciou-se com o estudo da calda de selagem a utilizar. Foram consideradas cinco composições com diferentes relações A/C (água/cimento), variando entre 0,40 e 0,36, para avaliar a calda com melhores características para a selagem das microestacas.

1.3. Organização da dissertação

No capítulo 1 é feita uma introdução ao tema da utilização de microestacas na reabilitação e reforço de fundações. É realçada a importância das ligações seladas de microestacas em fundações existentes e são apresentados os objetivos do trabalho realizado, assim como a metodologia utilizada para o desenvolvimento do mesmo.

No capítulo 2 é feito um resumo do estado da arte relativo aos diferentes tipos de ligações adotadas no reforço e recalçamento de fundações com recurso a microestacas. É feita uma análise aprofundada sobre ligações seladas de microestaca em fundações existentes. São descritas as características da ligação, os mecanismos de transferência de cargas e modos de rotura. Apresentam-se vários fatores que influenciam o comportamento da ligação microestaca / estrutura existente assim como vários estudos relevantes para a sua compreensão.

No capítulo 3 é apresentado o programa experimental realizado, descrevendo cada uma das fases executadas.

No capítulo 4 são apresentados e discutidos os resultados obtidos no estudo experimental.

No capítulo 5 são apresentadas as principais conclusões sobre os resultados obtidos no trabalho experimental.

2. Ligações microestaca / estrutura – Ligações seladas

2.1. Introdução

A necessidade de reforço de fundações pode ser devido a diversos motivos (Kordahi, 2004; Neves, 2010), tais como:

- Alterações no uso das edificações levando à necessidade de aumento das capacidades resistentes da estrutura;
- O aparecimento de patologias em edifícios a nível estrutural ou funcional devido a uma insuficiente capacidade resistente do solo, sendo necessário transferir cargas para um terreno mais profundo mais competente;
- A deterioração ou uso de fundações inadequadas;
- A execução de trabalhos sob construções existentes ou na sua vizinhança (novas construções, escavações e execução de infraestruturas no subsolo) que afetam as estruturas existentes e levam a alterações nas condições de fronteira do terreno de fundação e a alterações do nível freático, fenómeno que se verifica nos centros urbanos.

Existem diversos métodos utilizados no reforço de fundações superficiais e profundas, entre os quais se destacam:

- Consolidação e reparação dos materiais de fundação;
- Alargamento da base da sapata da fundação, com ou sem sobreposição ou recalçamento;
- Recalçamento com injeções: injeções, compactação e Jet-grouting;
- Recalçamento com estacas tradicionais;
- Recalçamento com microestacas.

A escolha da solução a adotar deve ser feita de forma criteriosa, uma vez que cada trabalho de reforço ou recalçamento tem características próprias e são operações com elevados custos. A escolha deverá ser feita em função dos condicionamentos e restrições impostos pela operação ao nível de espaço disponível, ruído e vibrações produzidas, mas

também em função de fatores como as propriedades mecânicas do estrato de solo de suporte, as solicitações a que a estrutura está sujeita e o estado de conservação da fundação existente e da própria estrutura (Kordahi, 2004; Neves, 2010).

O reforço e recalçamento de fundações com recurso a microestacas é atualmente o método mais utilizado pelas suas vantagens em relação às diversas técnicas existentes. As microestacas são elementos de diâmetro reduzido (≤ 300 mm) sendo facilmente transportáveis, podem ser executadas em compartimentos de reduzidas dimensões devido à utilização de equipamentos de pequeno porte, podem ser executadas com qualquer inclinação e as vibrações e ruídos produzidos são reduzidos. Assim, as microestacas assumem papel de destaque na reabilitação de estruturas existentes, apresentando grandes vantagens nas seguintes situações (FHWA, 2000; Bruce *et al.*, 2003):

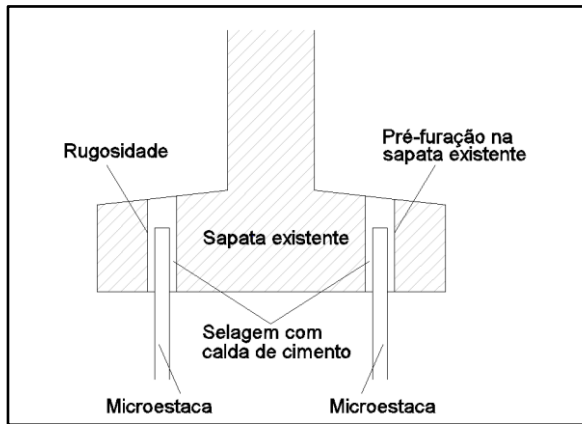
- Impossibilidade de alargamento da fundação existente;
- Restrições de ruído e vibrações;
- Dificuldades de acesso e espaços reduzidos para execução de trabalhos;
- Necessidade de suportar esforços axiais de tração e compressão;
- Em situações de difíceis condições de perfuração e de localização (alta montanha);
- Em locais de solos instáveis (utilizado equipamento de pequeno porte).

Neste capítulo são apresentados os diferentes tipos de ligações microestaca / estrutura utilizadas no reforço e recalçamento de estruturas, analisando particularmente as ligações seladas e os parâmetros que influenciam este tipo de ligação.

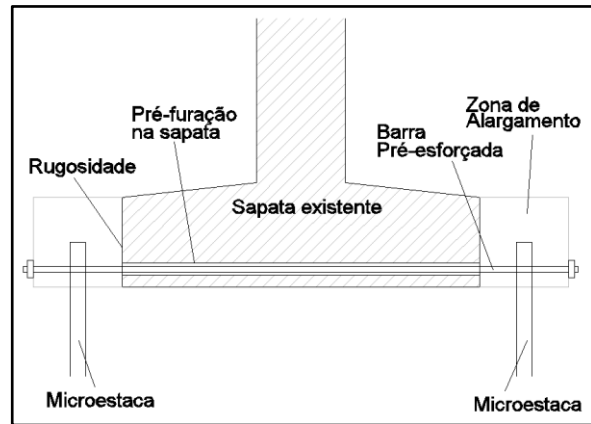
2.2. Tipos de ligação

No recalçamento de fundações existentes com recurso a microestacas, a ligação microestaca / estrutura assume grande importância no comportamento global da microestaca. De facto, em função das condicionantes e das solicitações a que as microestacas são sujeitas é definida a metodologia a aplicar. Essas ligações são, usualmente, utilizadas através de dois métodos distintos. O primeiro consiste na colocação de microestacas através de furos previamente executados na fundação existente e posteriormente seladas com calda de cimento. Outro método consiste no alargamento das fundações existentes (com ou sem sobreposição) e na aplicação das microestacas nessa

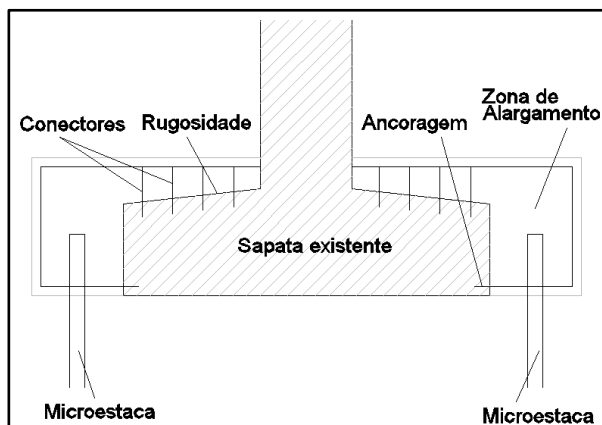
zona de sapata nova (FHWA, 2000; JAMP, 2002; Bruce, 2003; Cadden et al., 2004; Neves, 2010). Na Figura 2.1 são apresentados exemplos dos diferentes tipos de ligação microestaca / estrutura.



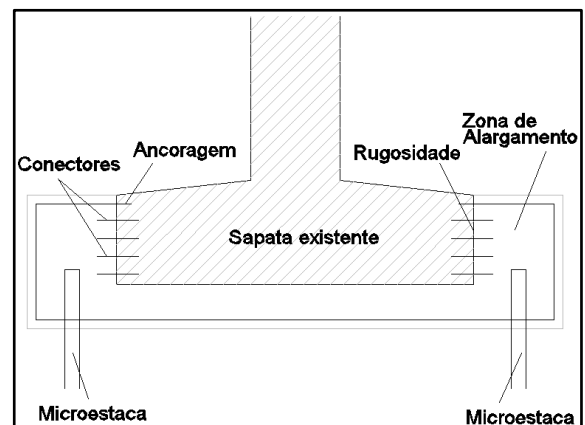
a) Ligação selada aplicada através da sapata existente



b) Ligação em zona de encamisamento com aplicação de pré-esforço lateral



c) Ligação em zona de encamisamento com sobreposição



d) Ligação em zona de encamisamento com sobreposição

Figura 2.1 – Exemplo de ligações microestaca / estrutura adaptado de (Veludo, 2012)

No caso de ligações seladas, a colocação da microestacas através da fundação existente leva a uma grande concentração de tensões nessa zona que devem ser devidamente analisadas. No caso de ligações com colocação da microestaca em zonas de encamisamento da sapata de fundação, para além das verificações de segurança do novo maciço de encabeçamento na zona de encamisamento, deve ser assegurada a correta transmissão de cargas entre o betão da sapata existente e o betão novo. Essa ligação betão novo / betão existente é normalmente complementada pela utilização de conectores, aumentando a capacidade resistente dessa interface. Deve ser feita a sua verificação ao corte para garantir uma capacidade adequada da interface (Cadden et al., 2004).

Dentro dos diferentes tipos de ligações identificados podem ser assumidas diversas configurações em função das solicitações a que estas serão sujeitas. As ligações microestaca / estrutura devem ser consideradas como ligações rígidas, e garantir a segurança à ação das tensões atuantes na cabeça da microestaca (JAMP, 2002). Apresenta-se na Figura 2.2 configurações possíveis para ligações microestaca / estrutura em zonas de encamisamento da sapata.

Na ligação da Figura 2.2 a) é ilustrada a amarração de um varão de reforço na fundação em zonas de encamisamento. As forças de tração e compressão são transferidas para a microestaca através da chapa de reação e por aderência entre a barra de reforço e o betão da sapata. A qualidade de construção da ligação entre a argamassa da microestaca e o betão na base da sapata é uma consideração importante neste tipo de ligação.

Na ligação da Figura 2.2 b) é ilustrada uma ligação composta com amarração de um varão de reforço e do tubo da microestaca em zonas de encamisamento, utilizadas para solicitações de compressão / tração. As forças de compressão são transferidas através da barra de reforço e da chapa de reação. As forças de tração são transferidas para a microestaca através da chapa de reação colocada sobre o tubo da microestaca. A aderência entre o tubo da microestaca e o betão da sapata contribui também para a transferência de cargas da sapata para a microestaca.

Na Figura 2.2 c) é ilustrada a amarração do tubo da microestaca em zonas de encamisamento. Para reduzir o comprimento de amarração é colocada na cabeça da microestaca uma chapa de reação, possibilitando desta forma que a transferência de cargas seja realizada por flexão e compressão. Para cargas elevadas podem ser adicionadas chapas de reforço laterais, aumentando desta forma as superfícies de transferência de carga por aderência. A aderência entre a microestaca e o betão da zona de encamisamento pode ser considerada, reduzindo a carga a suportar pela chapa de reação.

As ligações das Figuras 2.2 d) e 2.2 e) são utilizadas para microestacas com tubos de superfície lisa, solicitadas à compressão. A solução apresentada na Figura 2.2 d) é indicada para microestacas moderadamente solicitadas e da Figura 2.2 e) para microestacas fortemente solicitadas. Deve ter-se em consideração a rotura por punçoamento e pormenorização de armaduras adequadas. Na ligação da Figura 2.2 e) recorre-se à utilização de uma chapa de reação, no topo da microestaca, diminuindo desta forma as tensões na cabeça da microestaca e o comprimento de amarração. Para cargas elevadas

pode ser adotada a solução apresentada na Figura 2.2 f) ilustrando uma microestaca texturada com anéis de reação.

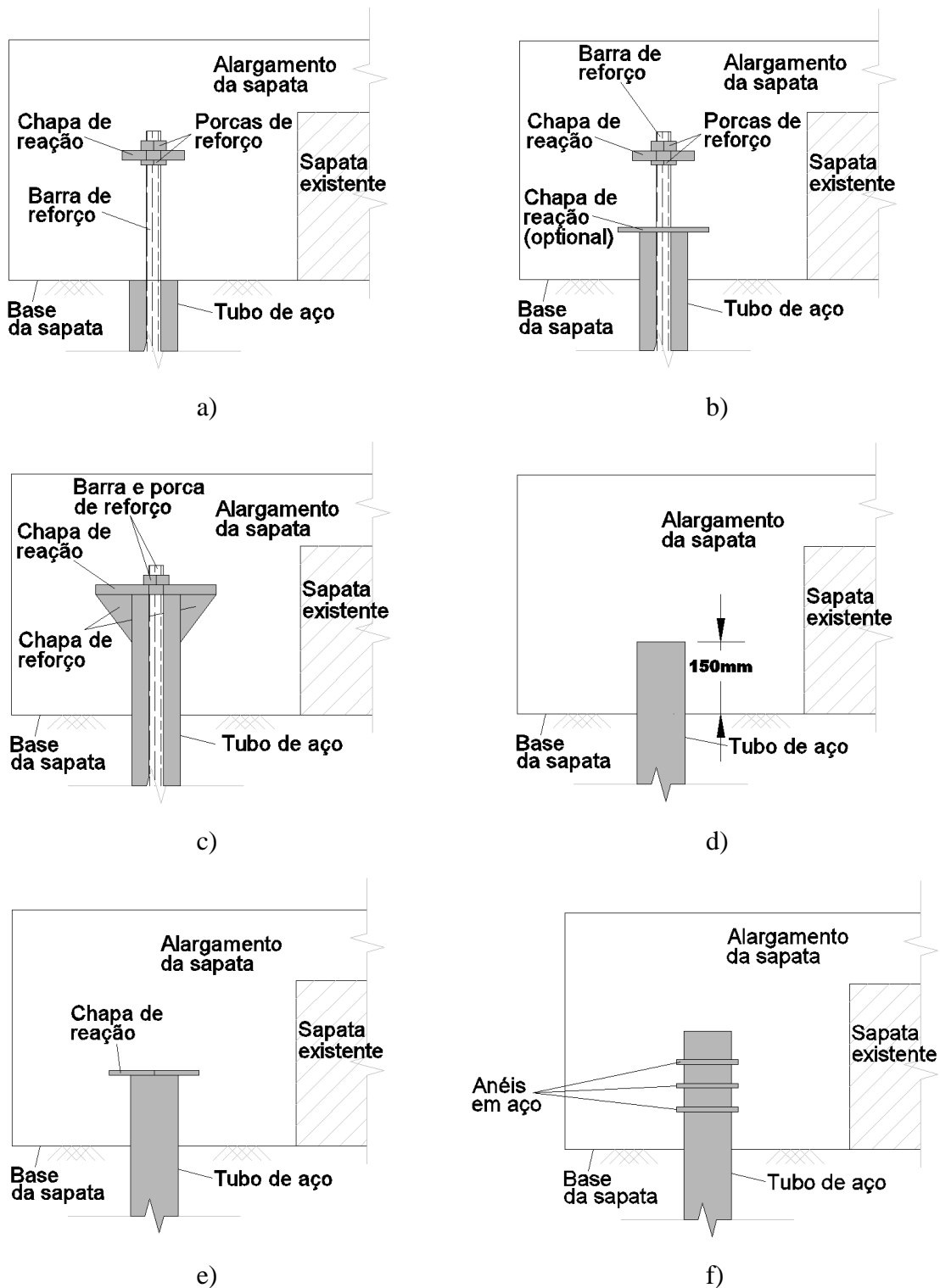


Figura 2.2 – Diferentes configurações de ligações microestaca / estrutura em zonas de encamisamento, adaptado de (FHWA, 2000)

Na Figura 2.3 são apresentadas ligações de microestacas de reforço seladas em furos previamente executados na fundação existente. Inicialmente é efetuado um furo na fundação, sendo posteriormente selada a microestaca com calda de cimento.

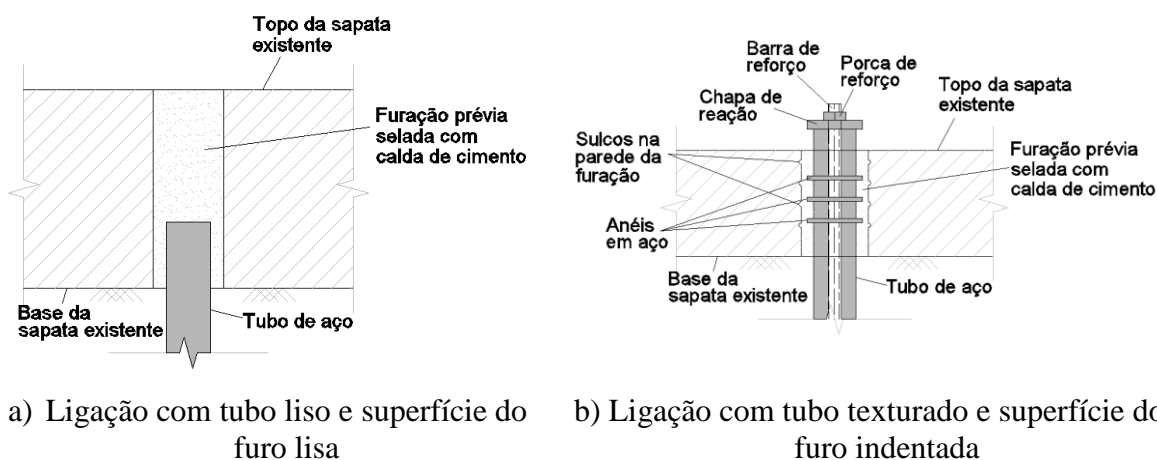


Figura 2.3 – Diferentes configurações de ligações seladas microestaca / estrutura através de fundações existentes, adaptado de (FHWA, 2000)

A Figura 2.3 a) ilustra uma ligação selada de uma microestaca de tubo liso, solução adotada para microestacas solicitadas à compressão. Na solução da Figura 2.3 b) são utilizadas microestacas com tubos texturados (anéis de reação soldados). Neste tipo de ligação, a resistência da ligação é definida pela soma da capacidade de carga dos anéis, pela capacidade de transferência de cargas na interface calda / betão existente, e pela capacidade de resistência ao corte do betão da sapata existente. Para ambas as soluções devem ser efetuados ensaios de carga à ligação para verificar as cargas de serviço adotadas em projeto.

2.3. Ligações seladas

As ligações seladas executadas através de fundações existentes permitem o reforço de fundações com menores dificuldades operacionais e ainda menores necessidades de espaço comparativamente às soluções de alargamento das fundações existentes com ou sem recalçamento. Assim, para além de evitar trabalhos de escoramento da estrutura existente, esta solução garante uma transferência da carga da estrutura diretamente à fundação.

Apesar das vantagens apresentadas, este tipo de solução apresenta características específicas, devendo-se garantir adequados comprimentos de selagem e aderência nas interfaces aço / calda / betão existente.

A execução de ligações seladas é realizada em 3 fases:

- Fase I: execução do furo através da fundação existente. O furo pode ser realizado por carotagem direta com coroa diamantada ou por percussão, obtendo-se superfícies do furo diferentes em função da metodologia adotada. Quando se utiliza carotagem direta, a rugosidade da superfície do furo pode ser incrementada com o tratamento da superfície do furo.
- Fase II: execução da microestaca com colocação da armadura através do furo em função da configuração adotada. Nas zonas de amarração podem ser utilizados anéis soldados à microestaca ou cintas helicoidais que permitem aumentar a aderência na interface aço / calda.
- Fase III: limpeza do furo e selagem com calda de cimento. A calda utilizada deve apresentar características específicas de resistência, estabilidade, durabilidade e também trabalhabilidade que permitam uma correta injeção e aderência perfeita nas interfaces referidas.

A capacidade e comportamento das ligações seladas dependem de vários fatores, podendo, em função das configurações adotadas, apresentarem diferentes mecanismos de transferência de cargas e modos de rotura. Esses são definidos essencialmente pelas características dos materiais e pela capacidade de aderência das interfaces aço / calda / betão.

As fundações existentes podem não apresentar capacidade para corresponder às solicitações, pelo que deve ser verificada a necessidade de reforços adicionais, tais como, colocação de armaduras de pré-esforço ou de mantas de polímeros reforçados com fibras de carbono, garantindo assim a segurança aos estados limites últimos de flexão, punçoamento e esforço transversal.

O conhecimento dos mecanismos de transferência de cargas e valores de tensão de rotura da aderência nas interfaces aço / calda / betão são essenciais para o dimensionamento das ligações seladas. No entanto, os regulamentos atuais para dimensionamento de estruturas não contemplam este tipo de ligações e os estudos existentes sobre a área são ainda muito reduzidos (Veludo, 2012).

Nas secções seguintes são descritas as características dos materiais utilizados nas ligações seladas, os mecanismos de transferência de cargas e modos de rotura observados, assim como alguns dos principais parâmetros que influenciam a capacidade e comportamento da ligação.

2.4. Materiais

Nas ligações seladas microestaca / estrutura os principais materiais utilizados são a calda de selagem, o aço e o material de suporte da microestaca. Cada um destes materiais deve apresentar características adequadas à capacidade e comportamento requerido para a ligação.

2.4.1. Caldas

A norma NP EN 447: 2008 estabelece os requisitos que as caldas devem satisfazer. Essa mesma norma refere-se às caldas a utilizar na injeção de bainhas para armaduras de pré-esforço, no entanto, devido à falta de normas direcionadas para utilização de caldas em geotecnia, é a norma utilizada para os ensaios de caracterização das caldas.

As caldas de cimento são compostas por cimento, água e adjuvantes. Na composição das caldas, a relação água / cimento (A/C) assume grande importância, devendo ser ajustada tendo em conta a sua função. A relação A/C influencia as principais propriedades da calda de cimento tais como a fluidez, a exsudação e as suas características mecânicas (Silva, 2010).

É importante que tanto o cimento como a água utilizados na mistura se apresentem com as características necessárias. Para isso, é importante que o cimento seja armazenado num local seco e durante o menor tempo possível antes da sua utilização, evitando a hidratação prévia do cimento devido à humidade antes de este ser aplicado. Também a água utilizada deve ser controlada, sendo que a sua composição química não deve afetar as propriedades esperadas para a calda de cimento. Os requisitos para a água utilizada são definidos na norma europeia EN 1008:2003, sendo que, no geral, a água da rede pública cumpre esses requisitos (Carvalho, 2009; Silva, 2010).

Por forma a melhorar as características das caldas, é possível recorrer-se à utilização de adjuvantes que permitem melhorar a fluidez e a durabilidade, mas também reduzir a

exsudação, retração e tempos de presa. É importante verificar a compatibilidade dos aditivos com o cimento para que as caldas não apresentem propriedades indesejáveis em relação às pretendidas (Carvalho, 2009).

As caldas de cimento utilizadas na execução de microestacas e na selagem das mesmas à fundação devem ser sujeitas a rigoroso controlo de qualidade, no qual, se deve assegurar que estas cumpram corretamente as funções para as quais serão utilizadas. Assim, em função da aplicação desejada devem ser avaliadas as seguintes propriedades (Silva, 2010):

- Fluidez;
- Exsudação;
- Teor em ar;
- Resistência à compressão e módulo de elasticidade;
- Durabilidade.

Fluidez:

A fluidez define a trabalhabilidade das caldas de cimento, podendo ser otimizada com a relação A/C e com a utilização de adjuvantes redutores de água. A fluidez deve ser definida com especial cuidado, uma vez que, apesar de aumentar a trabalhabilidade, o aumento da fluidez leva também ao aumento da exsudação, da retração e diminuição do volume e da resistência mecânica da calda (Silva, 2010).

Exsudação:

A exsudação consiste na quantidade de água que reflui à superfície ao fim de 3 horas, impedida a evaporação de acordo com as prescrições da NP EN 447:2008. Esse fenómeno leva a uma indevida hidratação do cimento, e conseqüentemente, à segregação e sedimentação dos materiais. Assim, a exsudação deve ser controlada de maneira a obter-se uma calda homogénea e com características uniformes. De acordo com a norma Europeia referida a exsudação deve ser limitada a 0,3% do volume inicial da calda, após 3 horas em repouso.

Teor em ar:

O teor em ar é definido pela quantidade de vazios que se forma no interior da calda de cimento. Esse fenómeno dá-se pela incapacidade de expelir o ar que se cria no interior

para o exterior. Esses vazios criam um elemento poroso reduzindo a resistência mecânica das caldas.

Resistência à compressão e módulo de elasticidade:

A resistência à compressão e o módulo de elasticidade dependem principalmente do tipo de cimento utilizado, da relação A/C, da porosidade da calda e também dos adjuvantes utilizados. A EN 14199: 2005 refere que a relação A/C deve ser inferior a 0.55 e resistência à compressão superior a 25 MPa aos 28 dias. Os valores utilizados correntemente para a relação A/C situam-se entre 0.40 e 0.50 (EN14199, 2005; FHWA, 2000; Veludo, 2012). A relação A/C é um dos parâmetros fundamentais, influenciando diretamente a resistência. A utilização de adjuvantes pode aumentar ou reduzir a resistência mecânica das caldas em função da sua composição química mantendo a trabalhabilidade da mesma (Ribeiro, 2008; Carvalho, 2009; Silva, 2010).

Durabilidade:

A durabilidade tem em conta a capacidade das caldas cumprirem com as suas exigências funcionais durante todo o seu período de vida útil. Esta propriedade é influenciada essencialmente pela agressividade química do meio em que se encontra, mas também pelo tipo de cimento utilizado, pela relação A/C e pela porosidade. Caldas com baixa densidade e elevada permeabilidade ou porosidade são mais suscetíveis a ataques químicos, apresentando assim uma menor durabilidade (Carvalho, 2009; Silva, 2010).

2.4.2. Aço

As armaduras utilizadas na execução de microestacas são definidas pelas cargas a suportar e pela rigidez axial pretendida por forma a limitar o deslocamento elástico da microestaca e a sua encurvadura. Os elementos escolhidos devem conferir ao conjunto a necessária resistência e rigidez para um adequado comportamento (FHWA, 2000; JAMP, 2002).

As armaduras correntemente utilizadas são variadas e consistem num varão de aço isolado, um agrupamento de varões, um ou dois tubos de aço ou uma solução mista composta por um tubo de aço e varões de reforço no seu interior. Por forma a aumentar a aderência na interface aço / calda em microestacas muito solicitadas, é recomendada a

utilização de anéis metálicos soldados à volta do tubo de aço na zona da ligação à estrutura.

Apresenta-se na Figura 2.4 as secções correntemente utilizadas para microestacas. A configuração da solução vai depender das solicitações a que a microestaca estiver sujeita.

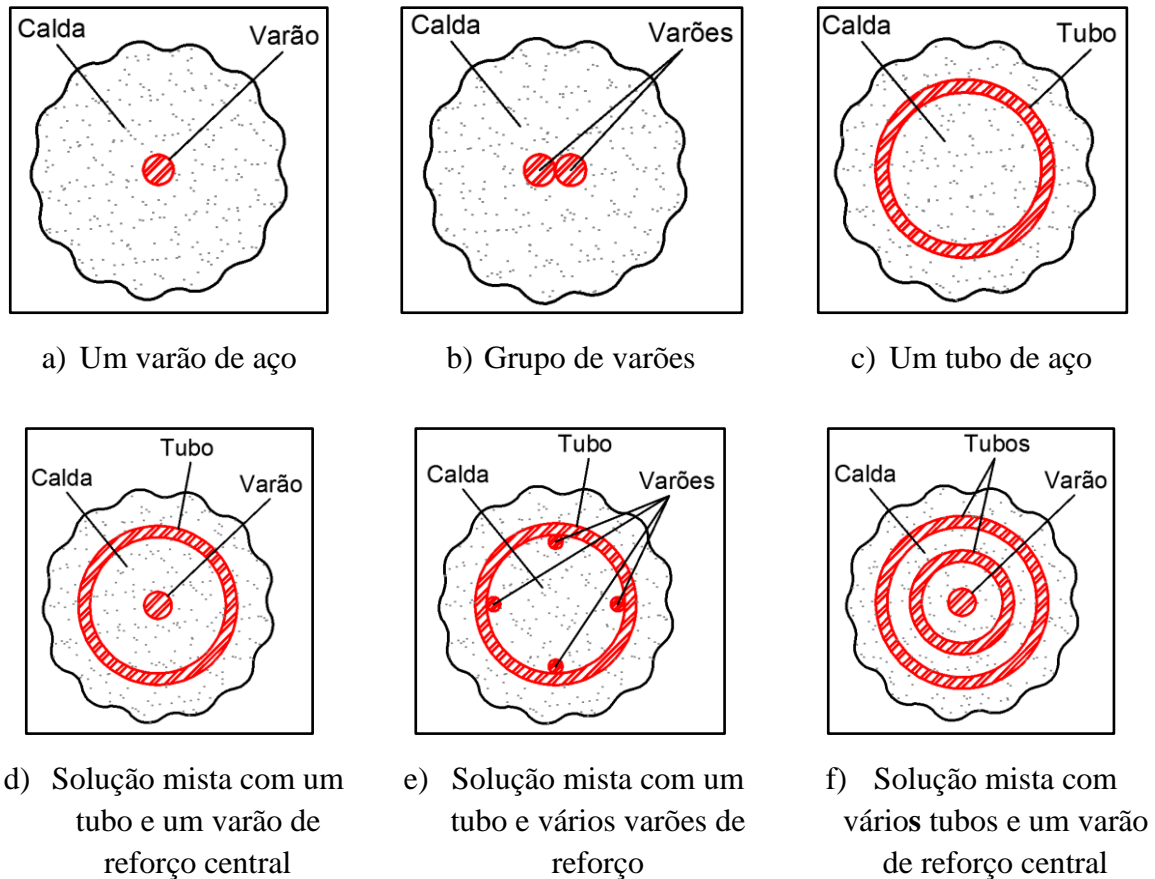


Figura 2.4 – Soluções tipo de microestaca, adaptado de (Veludo, 2012)

Segundo a norma EN 14199:2005, o aço a utilizar para a execução de microestacas deve estar de acordo com a EN 10080:2005.

Os varões correntemente utilizados apresentam diâmetros de 25 a 63 mm e tensões de cedência de 400 e 500 MPa. Os tubos utilizados variam com diâmetros entre os 60 e os 177.8 mm. Existem diversas soluções e várias empresas que apresentam soluções especializadas para microestacas.

2.4.3. Material de suporte

O comportamento de uma ligação selada depende igualmente do estado de conservação do betão da fundação existente. Deve ser feita uma caracterização adequada dos materiais de fundação e a pormenorização do reforço a adotar. A caracterização dos materiais pode ser realizada através de ensaios não destrutivos, semi-destrutivos e recolha de amostras para ensaios laboratoriais (Cadden, et al., 2004).

A capacidade do material de suporte pode limitar a capacidade da ligação. De facto, uma resistência insuficiente pode levar a uma rotura da ligação pelo material de suporte (Pease e Kulhawy, 1984).

2.5. Mecanismos de transferência de carga e modos de rotura

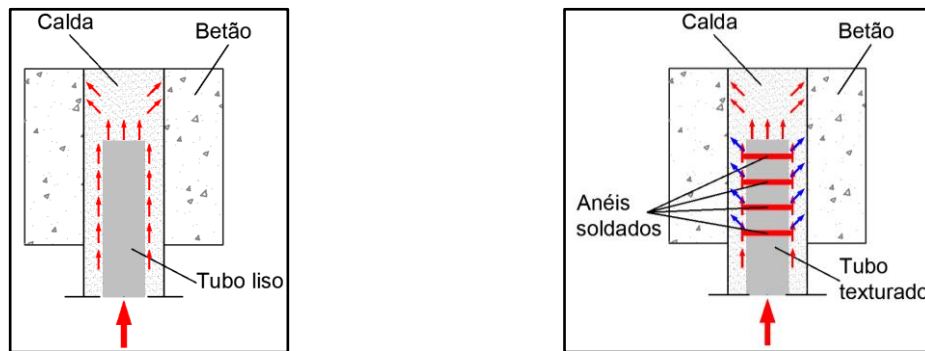
Os mecanismos de transferência de cargas observados em ligações seladas dependem da geometria do furo adotada e do tipo de armadura utilizada, reforço com tubos lisos ou texturados (Veludo, 2012).

No caso de ligações seladas com microestacas a transferência de cargas é realizada por aderência nas interfaces aço / calda e calda / betão, e por resistência mecânica quando são utilizadas microestacas texturadas (FHWA, 2000; Cadden, 2009; Veludo, 2012). Em função do tipo de microestaca utilizada, com tubos lisos ou tubos texturados, distinguem-se dois tipos de mecanismos de transferência de cargas. Estes mecanismos são ilustrados na Figura 2.5.

Nas ligações com microestacas com tubos lisos, a ligação é normalmente controlada pela aderência na interface aço / calda. Nas ligações com microestacas texturadas, os anéis soldados permitem a transferência das cargas para a calda, assim, a ligação é controlada pela soma da resistência ao esmagamento na calda devido à ação dos anéis, pela aderência na interface calda / betão e pela resistência ao corte do betão existente (FHWA, 2000; JAMP, 2002).

Nas ligações seladas podem ser observados cinco modos de rotura: a) rotura do aço, b) rotura pela interface aço / calda, c) rotura da calda de cimento, d) rotura pela interface

calda / material de suporte (betão; rocha) e e) rotura do material de suporte (betão; rocha) (Pease e Kulhawy, 1984; Hutchinson, et al., 1996).



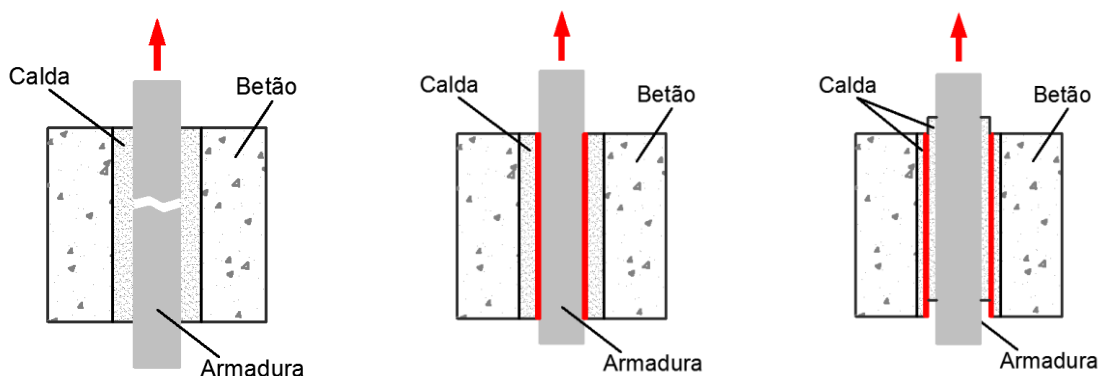
a) Microestaca com tubo liso

b) Microestaca com tubo texturado

Figura 2.5 – Mecanismo de transferência de cargas em microestacas, adaptado de (Cadden, 2009)

Apresenta-se na Figura 2.6 os modos de rotura identificados em ligações seladas sujeitas a esforços de tração.

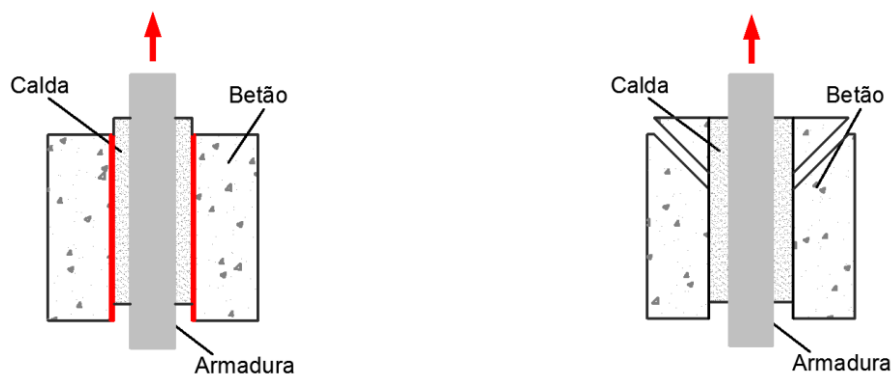
O primeiro modo de rotura a) é condicionado pela tensão de rotura do aço utilizado. Os modos c) e e) são condicionados pela resistência dos materiais (calda e betão), sendo que essas roturas se observam normalmente em ligações com elevados níveis de confinamento que conferem uma elevada aderência nas interfaces da ligação. Os modos b) e d) são condicionados pela aderência mobilizada nas interfaces aço / calda e calda / material de suporte, respetivamente. A rotura ocorre quando a aderência observada nessas interfaces confere uma força resistente inferior à carga axial aplicada na microestaca.



a) Rotura do aço

b) Rotura pela interface
aço / calda

c) Rotura da calda de
cimento



d) Rotura pela interface calda / material de suporte

e) Rotura do material de suporte

Figura 2.6 – Modos de rotura em ligações seladas sujeitas a tração, adaptado de (Veludo 2012)

O modo de rotura e comportamento da ligação depende assim de vários fatores (FHWA, 2000; Veludo, 2012). Os principais parâmetros são:

- Características geométricas (dimensões da fundação, diâmetro e rugosidade do furo, comprimento de selagem e diâmetro da microestaca);
- Características da calda e do betão;
- Características das armaduras (microestacas com tubos lisos ou texturados, armaduras passivas e eventuais armaduras ativas);
- Confinamento conferido pelo betão existente.

Alguns estudos apresentam valores de referência para a aderência nas interfaces, no entanto, esses valores apresentam uma amplitude muito grande pelo que uma avaliação in situ torna-se necessária para validar os valores a adotar no dimensionamento.

2.6. Parâmetros que influenciam a ligação

Nesta secção abordam-se os vários parâmetros que influenciam o comportamento da ligação, nomeadamente as características da calda de selagem (relação água cimento (A/C) e condições de cura), das características das interfaces aço / calda / betão, confinamento, relações geométricas da ligação e comprimento de selagem.

2.6.1. Relação A/C

As caldas de cimento utilizadas na selagem de microestacas são de extrema importância para o desempenho das ligações. A calda de selagem deve garantir uma correta transmissão das cargas na ligação, suportar parte dos esforços de compressão quando solicitado em secções compostas e proteger as armaduras contra a corrosão. Assim, as caldas devem ser concebidas para conferir alta resistência, estabilidade e durabilidade. Outra característica de grande importância é a sua trabalhabilidade, uma vez que esta deve poder ser devidamente bombeada / injetada por forma a poder desempenhar corretamente as suas funções (FHWA, 2000).

A necessidade de obter uma melhor trabalhabilidade pode levar à utilização de uma maior quantidade de água o que leva a um efeito negativo na resistência, estabilidade e durabilidade da calda. Poderá existir a necessidade de utilização de aditivos com relações A/C mais baixas, por forma a obter uma adequada trabalhabilidade para valores superiores de resistência, estabilidade e durabilidade (FHWA, 2000).

2.6.2. Características das interfaces aço / calda / betão

Para a interface aço / calda é essencial avaliar a aderência entre o varão e a calda. A transferência de carga entre um varão e a calda envolvente engloba três mecanismos: (1) adesão entre o varão e a calda; (2) atrito mobilizado após deslocamento relativo entre o varão e a calda; e (3) interação mecânica das nervuras do varão contra a superfície da calda. Na análise desta interface, os pontos fundamentais prendem-se com a tensão de rotura da aderência e com o comprimento de selagem. Para a tensão de rotura da aderência o Eurocódigo 2 (EC2) apresenta a seguinte expressão:

$$f_{bd} = 2,25\eta_1\eta_2f_{cta} \quad (2.1)$$

em que:

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

η_1 – coeficiente relacionado com as condições de aderência e com a posição do varão durante a betonagem;

η_2 – coeficiente relacionado com o diâmetro do varão;

$\eta_2 = 1$ para $\phi \leq 32\text{mm}$;

$\eta_2 = (132 - \phi) / 100$ para $\phi > 32\text{mm}$.

f_{ctd} – valor de cálculo da resistência do betão à tração.

O EC2 apresenta para o comprimento de amarração a seguinte expressão:

$$l_{bd} = \alpha_1 \alpha_2 \alpha_3 \alpha_4 \alpha_5 l_{b,rqd} \geq l_{b,min} \quad (2.2)$$

em que:

l_{bd} – comprimento de amarração de cálculo;

α_1 - tem em conta o efeito da forma dos varões admitindo um recobrimento adequado;

α_2 - tem em conta o efeito do recobrimento mínimo do betão:

Amarração reta tracionada: $0,7 \leq \alpha_2 = 1 - 0,15(c_d - \phi) / \phi \leq 1,0$;

α_3 - tem em conta o efeito de confinamento das armaduras transversais;

$$0,7 \leq \alpha_3 = 1 - K\lambda \leq 1,0$$

α_4 - tem em conta a influência de um ou mais varões transversais soldados ($\phi_t > 0,6\phi$) ao longo do comprimento de amarração de cálculo l_{bd} ;

α_5 - tem em conta o efeito da pressão ortogonal ao plano de fendimento ao longo do comprimento de amarração de cálculo;

$l_{b,rqd}$ – comprimento de amarração de referência $l_{b,rqd} = \left(\frac{\phi}{4}\right) \left(\frac{\sigma_{sd}}{f_{bd}}\right)$

$l_{b,min}$ – comprimento de amarração mínimo:

Para varões tracionados: $l_{b,min} \geq \max\{0,3l_{b,rqd}; 10\phi; 100\text{ mm}\}$;

Para varões comprimidos: $l_{b,min} \geq \max\{0,6l_{b,rqd}; 10\phi; 100\text{ mm}\}$.

Para a interface calda / betão, devido à falta de normas específicas para esta análise, foi considerada a expressão preconizada no Eurocódigo 2 relativa ao corte na interface entre betões de idades diferentes. É apresentada a expressão seguinte para o cálculo da tensão tangencial resistente na interface:

$$v_{Rdi} = c f_{ctd} + \mu \sigma_n + \rho f_{yd} (\mu \sin \alpha + \cos \alpha) \quad (2.3)$$

em que:

c e μ – coeficientes que dependem da rugosidade da interface;

f_{ctd} – valor de cálculo da tensão de rotura à tração correspondente ao betão mais fraco;

σ_n – tensão devida ao esforço normal exterior mínimo na interface, que pode atuar simultaneamente com o esforço transversal;

$\rho = \frac{A_s}{A_i}$ – taxa de armadura;

A_s – área de armadura que atravessa a interface incluindo a das armaduras de esforço transversal (caso existam), com amarração adequada de ambos os lados da interface;

A_i – área da interface;

α – inclinação dos conetores. Deve ser limitado de modo que $45^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$;

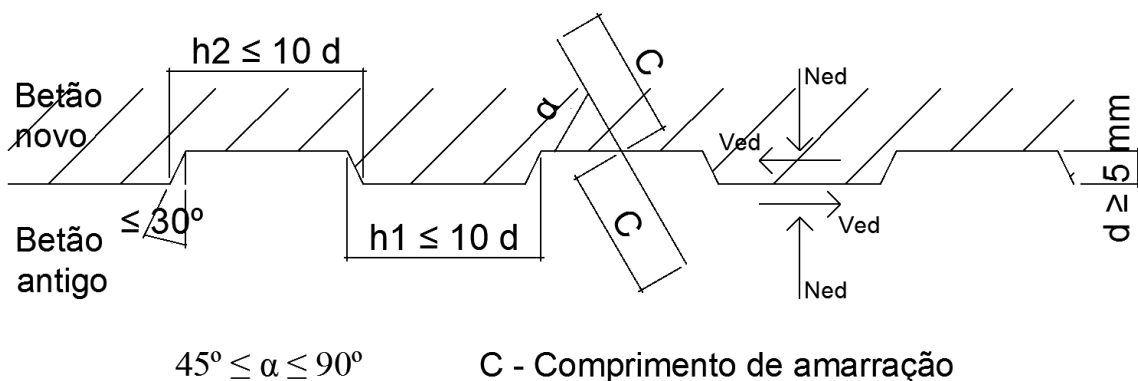


Figura 2.7 – Interface de construção indentada, adaptado de (Eurocódigo 2)

Para $\alpha = 90^\circ$, obtemos a seguinte expressão:

$$v_{Rdi} = c f_{ctd} + \mu(\sigma_n + \rho f_{yd}) \quad (2.4)$$

Sendo que $c f_{ctd}$ corresponde à componente da coesão e $\mu(\sigma_n + \rho f_{yd})$ quantifica a componente do atrito.

Os coeficientes c e μ relativos à rugosidade da interface são atribuídos pelo Eurocódigo 2 em função da classificação da superfície. O EC2 classifica as superfícies como:

- Muito lisa – uma superfície moldada por aço, plástico ou por moldes de madeira especialmente preparados;

- Lisa – uma superfície extrudida ou executada com moldes deslizantes, ou executada sem cofragem e não tratada após a vibração;
- Rugosa – uma superfície com rugosidades de pelo menos 3mm de altura e espaçadas cerca de 40mm, obtidas por meio de raspagem, de jacto de água, ar ou areia ou por meio de quaisquer outros métodos de que resulte um comportamento equivalente;
- Indentada – uma superfície com recortes em conformidade com a Figura 2.7.

O Quadro 2.1 apresenta os valores de c e μ propostos pelo EC2 para cada tipo de superfície.

Quadro 2.1 – Valores de c e μ propostos pelo EC2 por tipo de superfície

Superfície	c	μ
Muito lisa	0,025 a 0,10	0,5
Lisa	0,20	0,6
Rugosa	0,40	0,7
Indentada	0,50	0,9

c – coesão; μ – atrito.

O Model Code 2010 apresenta vários indicadores para descrever e quantificar a rugosidade de uma superfície de betão. O parâmetro mais comum é rugosidade média R_m que representa o desvio em relação a uma linha média \bar{y} . Assim, determina-se a profundidade média da superfície ao longo de um comprimento l :

$$R_m = \frac{1}{l} \cdot \int_0^l |y(x) - \bar{y}| \cdot dx \approx \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |y_i - \bar{y}| \quad (2.5)$$

$$\bar{y} = \frac{1}{l} \cdot \int_0^l y(x) \cdot dx \approx \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y(x) \quad (2.6)$$

em que:

l – comprimento avaliado;

$y(x)$ – profundidade da rugosidade na posição x .

Outro parâmetro utilizado frequentemente para caracterizar a rugosidade é definido pelo valor médio R_z entre vários valores máximos da profundidade da rugosidade R_{zi} em determinados comprimentos l . Esse valor é obtido através da seguinte expressão:

$$R_z = \frac{1}{5} \cdot \sum_{i=1}^5 R_{zi} \quad (2.7)$$

Para questões de dimensionamento as rugosidades das superfícies podem ser classificadas em 4 diferentes categorias em função da rugosidade R_t obtida (Quadro 2.2).

Quadro 2.2 – Categorias de rugosidade propostas pelo Model Code 2010

Categoria	R_t [mm]
Muito lisa (superfície moldada por aço)	Não mesurável
Lisa (superfície não tratada, ligeiramente rugosa)	< 1,5 mm
Rugosa (superfície obtida por jacto de areia)	$\geq 1,5$ mm
Muito rugosa (superfície obtida por jacto de água de alta pressão ou superfície indentada)	≥ 3 mm

A coesão e o atrito contribuem significativamente para a aderência, sendo que uma rugosidade adequada permite aumentar tanto a coesão como o atrito ao longo da interface.

O Model Code 2010 propõe para condições adequadas (superfície limpa, rugosidade adequada, betão de boa qualidade) valores representativos para a componente da coesão para classes de betão $\leq C50/60$:

- Interface rugosa (jacto de areia) $\sim 1.5 - 2.5 \text{ N/mm}^2$;
- Interface muito rugosa (jacto de água de alta pressão, indentada) $\sim 2.5 - 3.5 \text{ N/mm}^2$.

O Model Code 2010 apresenta para a componente do atrito a seguinte expressão:

$$\tau = \tau_a + \mu \sigma_c \quad (2.8)$$

Para uma tensão de confinamento constante σ_c e para classes de betão $\leq C50/60$, o Model Code 2010 propõe valores representativos para o coeficiente de atrito μ (Quadro 2.3).

Quadro 2.3 – Coeficientes de atrito propostos pelo Model Code 2010

Interface	Coeficiente de atrito μ
Lisa	0,5 – 0,7
Rugosa	0,7 – 1,0
Muito rugosa	1,0 – 1,4

Santos e Júlio (2008) realizaram ensaios *slant shear* para avaliar a influência de diversos parâmetros na resistência ao corte na interface entre betões de idades diferentes. Estes ensaios foram realizados segundo a norma EN 12615 (1999), sendo os provetes adotados prismas de betão com dimensões 150x150x450mm³ e com a interface de corte a 60° com a secção transversal.

Nestes ensaios foi avaliada a influência do tratamento da superfície da interface. Foram considerados cinco tipos diferentes de tratamento da superfície: [1] superfície sem tratamento resultante de betonagem com cofragem metálica; [2] com escova de aço; [3] com jacto de areia; [4] com jacto de granalha; [5] raspagem manual com utensílio metálico. Foi realizada a caracterização quantitativa da textura da interface, através de um rugosímetro laser 2D. Foram considerados os valores obtidos para a profundidade máxima da rugosidade por serem os que melhor se correlacionam com a resistência da interface. Realizaram-se dez medições para cada tipo de tratamento. Os valores médios para cada tipo são apresentados no Quadro 2.4.

Quadro 2.4 – Valores médios da profundidade máxima da rugosidade

Tipo [1]	Tipo [2]	Tipo [3]	Tipo [4]	Tipo [5]
0,119mm	0,473mm	0,604mm	0,899mm	2,350mm

Nestes ensaios verificou-se um aumento da componente pura da tensão tangencial com o aumento da rugosidade da interface. Santos e Júlio (2008) concluíram que se pode utilizar uma correlação linear, com elevados coeficientes de correlação, entre a resistência da interface e a rugosidade da superfície do betão do substrato.

2.6.3. Condições de cura

A performance da calda de cimento também depende das condições de cura e presa. O processo de cura consiste na mudança do estado líquido para o estado sólido da calda. Nessa fase deve ser evitada a evaporação prematura da água necessária para a hidratação do cimento mantendo-se a calda praticamente saturada. O fenómeno de presa permite o aumento da resistência da calda no seu estado sólido, ocorrendo reações de hidratação no seu interior (Gabriel, 2012). Esses fenómenos são influenciados essencialmente pela humidade relativa e pela temperatura.

Nos ensaios realizados por Santos e Júlio (2008) foi também avaliada a influência das condições de cura na resistência ao corte da interface entre betões de idades diferentes. Na preparação dos provetes de betão foram considerados dois tipos diferentes de condições de cura. Um grupo de provetes foi armazenado em laboratório, sendo outro grupo de provetes colocado no exterior, diretamente expostos às condições ambientes (radiação solar, precipitação e vento). Foram monitorizadas as condições de temperatura e humidade relativa em cada ambiente, registando os seus valores médios, máximos, mínimos, desvio padrão e coeficiente de variação. Os valores médios de temperatura e humidade relativa registados em ambas as situações foram bastante semelhantes, no entanto, os provetes colocados no exterior apresentaram um coeficiente de variação duas vezes superior em relação aos provetes colocados no interior, devido à maior variação dessas condições no exterior ao longo do dia. Os resultados obtidos demonstraram que os provetes com cura realizada no exterior, ou seja, com uma maior variação das condições de temperatura e humidade relativa, apresentaram uma diminuição média de 1.16 MPa na resistência da interface relativamente aos provetes com cura realizada no interior.

2.6.4. Confinamento

O confinamento do betão leva a alterações na relação tensões / extensões, aumentando a resistência assim como as extensões últimas.

O EC2 apresenta as seguintes equações para os valores característicos da resistência e das extensões para betão confinado:

$$f_{ck,c} = f_{ck} \left(1,000 + 5,0 \frac{\sigma_2}{f_{ck}} \right) \quad \text{para } \sigma_2 \leq 0,05 f_{ck} \quad (2.9)$$

$$f_{ck,c} = f_{ck} \left(1,125 + 2,5 \frac{\sigma_2}{f_{ck}} \right) \quad \text{para } \sigma_2 \geq 0,05 f_{ck} \quad (2.10)$$

$$\varepsilon_{c2,c} = \varepsilon_{c2} \left(\frac{f_{ck,c}}{f_{ck}} \right)^2 \quad (2.11)$$

$$\varepsilon_{cu2,c} = \varepsilon_{cu2} + 0,2 \frac{\sigma_2}{f_{ck}} \quad (2.12)$$

em que:

σ_2 ($=\sigma_3$) é a tensão efetiva de compressão lateral no estado limite último devido ao confinamento, e ε_{c2} e ε_{cu2} são indicados no EC2.

Por sua vez o Model Code 2010 apresenta para os valores característicos da resistência e das extensões para betão confinado as seguintes expressões:

$$\frac{f_{ck,c}}{f_{ck}} = 1 + 3,5 \left(\frac{\sigma_2}{f_{ck}} \right)^{\frac{3}{4}} \quad (2.13)$$

$$\varepsilon_{c2,c} = \varepsilon_{c2} \left[1 + 5 \left(\frac{f_{ck,c}}{f_{ck}} - 1 \right) \right] \quad (2.14)$$

$$\varepsilon_{cu2,c} = \varepsilon_{cu2} + 0,2 \frac{\sigma_2}{f_{ck}} \quad (2.15)$$

em que:

σ_2 ($=\sigma_3$) é a tensão efetiva de compressão lateral no estado limite último devido ao confinamento, e ε_{c2} e ε_{cu2} são indicados na tabela 7.2-1 do Model Code 2010.

O valor da pressão de confinamento σ_2 pode ser calculado através das seguintes expressões:

$$\sigma_2 = \omega_c f_{cd} \left(1 - \frac{s_c}{d_c} \right) \quad (\text{para secções circulares confinadas com reforços helicoidais}) \quad (2.16)$$

$$\sigma_2 = \omega_c f_{cd} \left(1 - \frac{s_c}{d_c} \right)^2 \quad (\text{para secções circulares confinadas com estribos circulares}) \quad (2.17)$$

em que:

$$\omega_c = \frac{A_{sc} f_{yd}}{s_c d_c f_{cd}}$$

$$\sigma_2 = \omega_c f_{cd} \left(1 - \frac{s_c}{a_c} \right) \left(1 - \frac{s_c}{b_c} \right) \left(1 - \frac{\sum b_i^2}{6 a_c b_c} \right) \quad (\text{para secções rectangulares}) \quad (2.18)$$

em que:

$$\omega_c = \min \left\{ \omega_y = \frac{A_{sy} f_{yd}}{a_c s_c f_{cd}}, \omega_z = \frac{A_{sz} f_{yd}}{b_c s_c f_{cd}} \right\}$$

σ_2 – pressão de confinamento;

ω_c – razão volumétrica da armadura transversal;

f_{cd} – valor de dimensionamento da resistência à compressão do betão não confinado;

s_c – espaçamento entre estribos;

d_c – diâmetro da área confinada.

a_c – largura menor da área confinada.

b_c – largura maior da área confinada.

2.6.5. Geometria da ligação

Características como o diâmetro da microestaca e o diâmetro do furo de selagem influenciam de forma significativa a capacidade e comportamento das ligações seladas. Essas características não podem no entanto ser dissociadas, relacionando-se diretamente umas com as outras.

Veludo (2012) realizou ensaios de compressão e tração com microestacas de tubos lisos e tubos texturados selados em blocos de betão, avaliando, entre outros parâmetros, a influência do diâmetro do furo de selagem e do diâmetro da microestaca. O autor verificou que a tensão de rotura da aderência diminui linearmente com o aumento do diâmetro do furo e que uma diminuição da relação diâmetro do furo / diâmetro do tubo leva a um aumento da tensão de rotura da aderência.

2.6.6. Comprimento de selagem

O comprimento de selagem está também relacionado com a geometria da ligação. Raynor (2000) realizou ensaios de tração em varões selados em mangas e confinados com betão. Foram utilizados varões com diâmetros de 25 e 32 mm. O autor verificou que com comprimentos de selagem de 6 a 8 vezes o diâmetro dos varões, a rotura da ligação fica condicionada à rotura do aço.

Nos ensaios de compressão e tração realizados por Veludo (2012) com microestacas de tubos lisos e texturados selados em blocos de betão, um dos parâmetros avaliados foi também o comprimento de selagem. O autor verificou que, nos ensaios com tubos lisos, o comprimento de selagem não influencia significativamente a tensão de rotura da aderência. Nos ensaios com tubos texturados, verificou-se que a tensão de rotura aumenta linearmente

com o comprimento de selagem, estando este aumento diretamente relacionado com o número de anéis utilizados (anéis de reação soldados ao tubo).

2.7. Trabalhos de referência

Neste capítulo apresentam-se estudos relevantes realizados em microestacas seladas em blocos de betão.

Gómez *et al.*(2005) realizaram ensaios de compressão em microestacas seladas com calda de cimento em furos previamente realizados em blocos de betão armado. Este estudo pretendeu avaliar a influência do tipo de armadura, diâmetro do furo, comprimento de selagem e textura da microestaca na aderência na interface aço / calda.

Como microestacas foram utilizados tubos lisos, tubos lisos com varão de reforço, tubos texturados (com cordões de solda) com varão de reforço e varões nervurados. Nos diferentes modelos adotados variaram, para além do tipo de armadura, as dimensões do furo (de 114.3, 127, 152.4 e 203.2mm) e o comprimento de selagem (de 430 a 900mm).

Foram utilizados modelos em que se mantiveram constantes o tipo de betão e de calda utilizados, a percentagem de armadura, assim como o tipo de furação executada no bloco de betão. As dimensões dos blocos de betão foram de 1220×610×1220 mm³. O betão utilizado apresentou aos 28 dias uma resistência à compressão de 27.6 MPa e um módulo de elasticidade entre 20.7 GPa e 27.6 GPa. Foi utilizada para a selagem uma calda de cimento com uma relação A/C de 0.49, com uma resistência à compressão aos 28 dias de 34.5 MPa e módulo de elasticidade estático de 6.9 GPa. Os blocos de betão foram reforçados com uma elevada percentagem de armadura, correspondendo a 1% do volume de betão, com aço diâmetro 25mm e uma tensão de cedência de 420 MPa. A textura da superfície do furo de selagem foi obtida através de carotagem por percussão obtendo-se uma elevada rugosidade da superfície do furo de selagem. A utilização de uma elevada rugosidade da superfície do furo de selagem teve como intuito evitar uma rotura ao nível da interface calda / betão.

Estes ensaios permitiram avaliar a influência dos diversos parâmetros na aderência na interface aço / calda e na capacidade da ligação. Os autores concluíram que a capacidade da ligação aumenta com o aumento do comprimento de selagem e com a diminuição do tamanho do furo de selagem. Verificou-se também que a utilização de

microestacas texturadas permite obter uma capacidade de ligação superior à obtida com microestacas de tubos lisos. As microestacas texturadas permitem também obter uma rotura dúctil da ligação em comparação com a rotura frágil observada nos ensaios com tubos lisos. A conclusão obtida pelos autores com maior relevância para o presente estudo foi que utilizando microestacas de tubos texturados o confinamento passivo conferido pelas armaduras permite mobilizar o atrito nas interfaces aço / calda e calda / betão aumentando a capacidade da ligação. O confinamento é assim um dos parâmetros que mais influencia o valor da tensão de rotura da aderência.

Num estudo realizado por Veludo (2012) foram realizados vários ensaios em tubos lisos e tubos texturados selados em blocos de betão com dimensões $450 \times 450 \times 500 \text{ mm}^3$. O estudo pretendeu avaliar a influência de diversos parâmetros na aderência nas interfaces aço / calda e calda / betão. Os parâmetros avaliados foram: o diâmetro do furo, o comprimento de selagem, a rugosidade das paredes do furo e o confinamento lateral ativo. Os diâmetros adotados para as microestacas foram de 82, 92, 102, e 122 mm, com comprimentos de selagem de 200, 275 e 350 mm. Para a rugosidade do furo foram criados dois tipos de superfícies (escovadas e indentadas). O confinamento lateral ativo foi conferido através da utilização de varões Dywidag aplicando forças de compressão de 240, 360 e 480 kN nos sentidos transversal e longitudinal. As microestacas foram fabricadas com tubos de aço API N80 de 60 mm e 6 mm de espessura, com resistência à tração de 760 / 860 MPa, reforçadas com um varão Dywidag de 16mm de 500 / 600 MPa. O betão utilizado apresentou aos 28 dias uma resistência à compressão de 32.5 MPa e um módulo de elasticidade estático de 35 GPa. A calda de selagem adotada apresentou uma relação A/C de 0.40, uma resistência à compressão aos 28 dias de 53.4 MPa e um módulo de elasticidade estático de 14.2 GPa. Nos ensaios realizados com microestacas texturadas os blocos foram confinados com 4 varões Dywidag, com 16 mm de diâmetro e classe de resistência 500 / 600 MPa, considerando 3 níveis de pré-esforço (30 kN; 45 kN; e 60 kN em cada varão).

Para este trabalho de investigação os resultados obtidos por Veludo (2012) com principal interesse são os ensaios realizados com microestacas texturadas e com confinamento ativo. Nos ensaios realizados com microestacas texturadas e com blocos confinados, observaram-se três diferentes modos de rotura: (1) Rotura monolítica do bloco de betão nos provetes não confinados; (2) Rotura de aderência na interface calda / betão; e (3) Rotura mista da de aderência nas interfaces aço / calda e calda / betão.

O modo de rotura (1) observou-se nos provetes com superfície do furo indentada e sem confinamento ativo. Nos provetes com confinamento ativo observou-se o modo (2) para os provetes com superfície do furo escovada e o modo (3) para os provetes com superfície do furo indentada.

Veludo (2012) concluiu que a ligação assume um comportamento diferente sempre que um dos parâmetros é modificado. Verificou-se que para uma superfície do furo escovada a rotura ocorre na interface calda / betão, com valores da tensão de rotura da aderência sendo que em superfícies do furo indentadas observa-se uma rotura mista nas interfaces aço / calda e calda / betão. A rugosidade da superfície do furo tem uma influência significativa no comportamento da ligação quando são utilizadas microestacas texturadas. Nos ensaios com diâmetro do furo de 102 mm e comprimento de selagem de 275 mm e com o nível de confinamento mais baixo (240 kN total) e superfície do furo rugosa o valor médio da tensão de rotura da aderência na interface calda / betão foi de 5.52 MPa. Um confinamento efetivo e uma superfície do furo devidamente indentada permite evitar uma rotura pela interface calda / betão. Para grandes comprimentos de selagem observaram-se roturas frágeis nos provetes com superfícies do furo escovadas em comparação com a rotura dúctil observada nos provetes com superfície do furo indentada, sendo que esta garante uma capacidade de carga superior (acréscimo de 20%). O autor concluiu assim que, para microestacas texturadas, os parâmetros principais que influenciam a aderência são: (1) a rugosidade do furo; (2) o diâmetro do furo; (3) o comprimento de selagem; (4) o nível de confinamento ativo e passivo; e (5) a resistência da calda e do betão.

2.8. Síntese de conclusões

Neste capítulo foram apresentadas diversas soluções de reforço e recalçamento de fundações com recurso a microestacas. Foram analisadas as diferentes configurações e tipos de ligações microestaca / estrutura.

Este trabalho tem como objetivo o estudo das ligações seladas executadas através de fundações existentes apresentando os diferentes materiais utilizados e as suas características. As condições de aderência nas interfaces aço / calda / betão existente são a chave do comportamento deste tipo de ligações sendo influenciado por diversos

parâmetros. Nos diversos estudos aqui apresentados foi avaliada a importância desses parâmetros e a sua influência no comportamento da ligação.

Neste tipo de ligação a calda de selagem tem um papel fundamental porque é através deste material que se transferem as cargas da microestaca para a fundação existente. A relação A/C é o parâmetro chave para a sua caracterização estando diretamente relacionado com a trabalhabilidade, resistência à compressão, estabilidade e durabilidade das caldas.

As características da interface com diferentes tipos de tratamento, e respetiva rugosidade conferida à superfície, influenciam o comportamento geral da ligação, a capacidade, o valor da tensão de rotura da aderência da interface e o tipo de rotura observada.

Nos estudos apresentados dois dos parâmetros que mais influenciam a capacidade das ligações seladas com microestacas são a rugosidade das paredes do furo previamente executado na fundação existente e o confinamento.

No trabalho realizado por Gómez *et al.* (2005) sobre ligações seladas de microestacas, de tubos lisos e texturados, em blocos de betão armado, com uma percentagem de armadura ordinária igual a 1% do volume de betão dos blocos, foi avaliada a influência na tensão de rotura da aderência, na interface aço / calda, do confinamento passivo mas não avaliaram a influência da textura das paredes do furo no comportamento geral da ligação. Os autores condicionaram a rotura à interface aço / calda tendo executado o furo nos blocos através de precursão o que conferiu uma elevada rugosidade à sua superfície. Posteriormente, Veludo (2012) realizou numerosos ensaios em microestacas, de tubos lisos e texturados, seladas em blocos de betão não armado, tendo avaliado a influência da textura da superfície do furo (rugosa e indentada) e do confinamento ativo nos ensaios realizados com microestacas texturadas. A influência do confinamento passivo não foi avaliada.

Este trabalho tem como objetivo complementar os estudos anteriores, avaliando a influência da textura da superfície do furo (rugosa e indentada) e do confinamento passivo utilizando modelos com diferentes rugosidades da superfície do furo e diferentes níveis de confinamento conferidos por armaduras passivas, quando solicitados a carregamento axial de compressão.

3. Programa experimental

3.1. Introdução

A preparação e idealização do programa experimental baseou-se nas notas finais do capítulo anterior e tem em conta os estudos anteriores realizados em ligações seladas com microestacas. Após identificar os principais parâmetros que influenciam a capacidade da ligação microestaca / estrutura e a aderência nas interfaces aço / calda / betão, foram preparados diversos ensaios com o objetivo de analisar a influência do confinamento passivo e do tratamento da superfície do furo no comportamento da ligação microestaca / estrutura. Os modelos adotados tiveram como objetivo avaliar a influência dos parâmetros em estudo.

Os ensaios foram realizados no Laboratório de Estruturas e Betão Armado (LEBA) da Escola Superior de Tecnologia e Gestão (ESTG) do Instituto Politécnico de Leiria (IPL).

3.2. Planeamento dos ensaios

A primeira fase dos ensaios consistiu no estudo das caldas de selagem. Foram ensaiadas 5 composições diferentes em que a única variável foi a relação A/C. Foram utilizadas relações A/C de 0.40, 0.39, 0.38, 0.37 e 0.36. Os ensaios realizados em cada composição foram os seguintes:

- Ensaios de resistência (compressão e flexão);
- Ensaio de determinação do módulo de elasticidade estático;
- Ensaio de fluidez (método do cone);
- Ensaio de determinação do teor em ar;
- Ensaio de determinação da massa volúmica.

A segunda fase consistiu na realização de 26 ensaios à compressão utilizando cilindros de betão com 303 mm de diâmetro e 300 mm de altura com um varão de aço de 25 mm de diâmetro selado em furos de 75 mm. Para avaliar a influência da textura da

superfície do furo foram adotados 4 diferentes tipos de rugosidade da parede do furo. Para cada situação foram fabricados 3 provetes, todos eles sem armadura passiva de confinamento:

- Interface lisa;
- Interface rugosa (cofragem com superfície de areia colada);
- Interface indentada com anéis (1,25 cm de altura e 1,00 cm de profundidade);
- Interface indentada em hélice (1,25 cm de altura e 1,00 cm de profundidade).

Para o estudo do nível de confinamento passivo utilizaram-se 4 diferentes níveis de confinamento passivo com diferentes percentagens de armadura por volume de betão (nível 1 = 0,33 %; nível 2 = 0,44 %; nível 3 = 0,55 % e nível 4 = 0,66 %), elaborando-se 3 provetes de cada tipo. Nestes ensaios manteve-se o tratamento da superfície do furo, sendo que todos os provetes foram elaborados com interfaces indentadas com anéis com 1,25 cm de altura e 1,00 cm de profundidade.

No Quadro 3.1 é apresentado um resumo das características de cada provete assim como as nomenclaturas utilizadas.

Quadro 3.1 – Resumo das características dos provetes

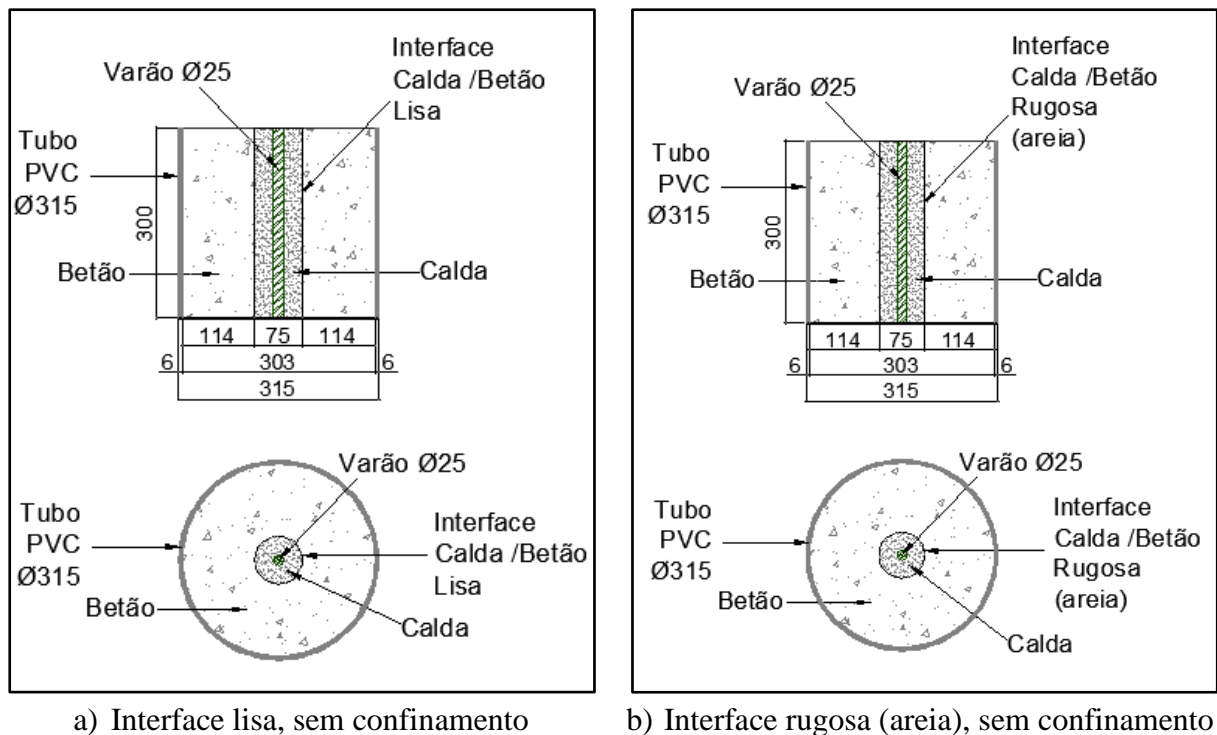
Designação	Superfície do furo	Confinamento	% de Armadura por volume de betão
L1	Lisa	Sem confinamento	--
L2	Lisa	Sem confinamento	-
L3	Lisa	Sem confinamento	-
R1	Rugosa (areia)	Sem confinamento	-
R2	Rugosa (areia)	Sem confinamento	-
R3	Rugosa (areia)	Sem confinamento	-
H1	Indentada em hélice	Sem confinamento	-
H2	Indentada em hélice	Sem confinamento	-
H3	Indentada em hélice	Sem confinamento	-
A1	Indentada com anéis	Sem confinamento	-
A2	Indentada com anéis	Sem confinamento	-
A3	Indentada com anéis	Sem confinamento	-
C3-1	Indentada com anéis	3 estribos – Nível 1	0.33
C3-2	Indentada com anéis	3 estribos – Nível 1	0.33
C3-3	Indentada com anéis	3 estribos – Nível 1	0.33
C4-1	Indentada com anéis	4 estribos – Nível 2	0.44
C4-2	Indentada com anéis	4 estribos – Nível 2	0.44
C4-3	Indentada com anéis	4 estribos – Nível 2	0.44

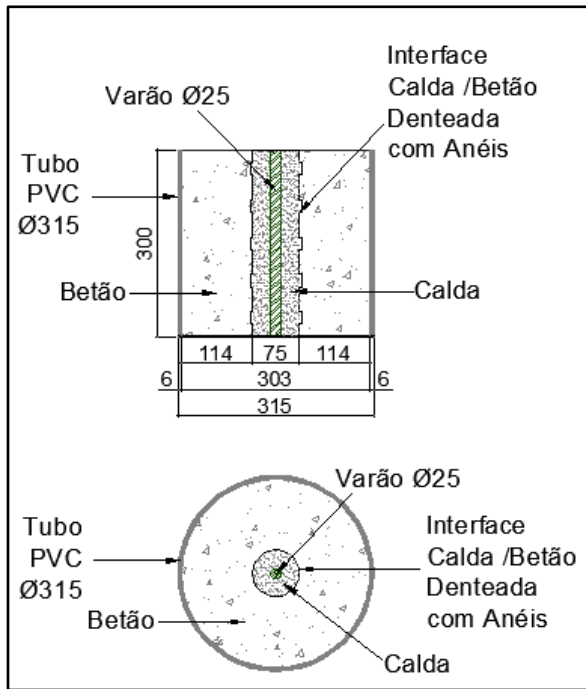
C5-1	Indentada com anéis	5 estribos – Nível 3	0.55
C5-2	Indentada com anéis	5 estribos – Nível 3	0.55
C5-3	Indentada com anéis	5 estribos – Nível 3	0.55
C6-1	Indentada com anéis	6 estribos – Nível 4	0.66
C6-2	Indentada com anéis	6 estribos – Nível 4	0.66
C6-3	Indentada com anéis	6 estribos – Nível 4	0.66
T1	Indentada com anéis	6 estribos – Nível 4	0.66
T2	Indentada com anéis	6 estribos – Nível 4	0.66

3.3. Geometria dos modelos

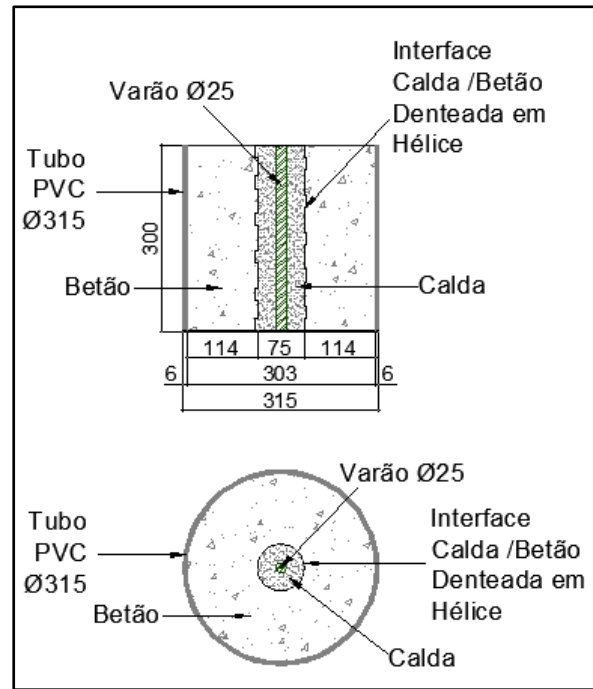
As dimensões adotadas para os modelos são inferiores às dimensões usualmente adotadas para este tipo de ligações. Foram adotados provetes cilíndricos com 300 mm de altura e um diâmetro interior de 303 mm ($\text{Ø}315$ mm contabilizando o tubo de PVC para cofragem). Para a armadura da microestaca (d_m) foi utilizado um varão $\text{Ø}25$, com um diâmetro do furo (D_f) de 75 mm. A relação adotada foi de $D_f/d_m=3$.

Apresentam-se na Figura 3.1 os modelos adotados no programa experimental.

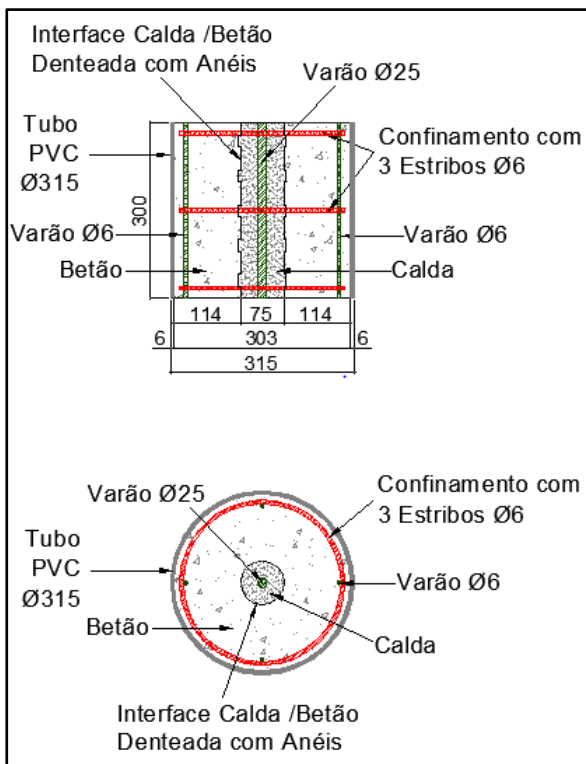




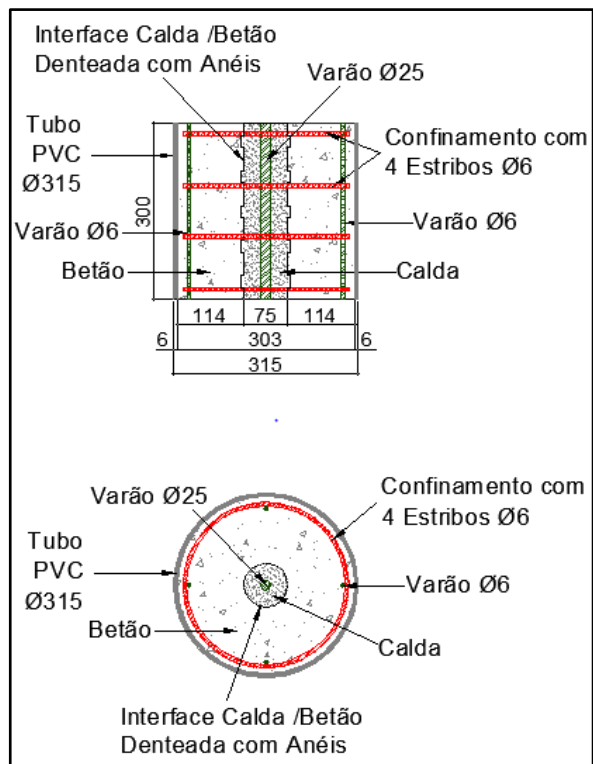
c) Interface indentada com anéis, sem confinamento



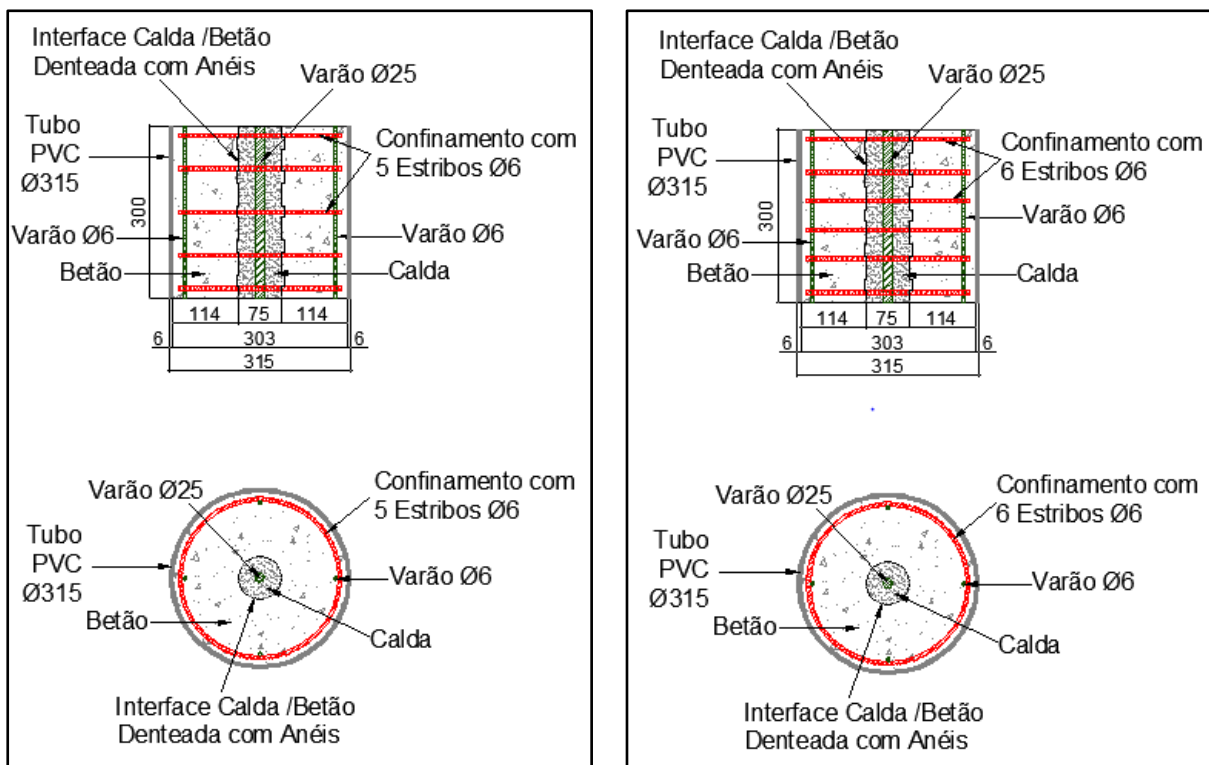
d) Interface indentada em hélice, sem confinamento



e) Interface indentada com anéis, confinamento com 3 estribos



f) Interface indentada com anéis, confinamento com 4 estribos



g) Interface indentada com anéis, confinamento com 5 estribos

h) Interface indentada com anéis, confinamento com 6 estribos

Figura 3.1 – Geometria dos modelos adotados (medidas em mm)

3.4. Materiais

Neste capítulo são descritos os materiais utilizados neste estudo experimental, assim como os ensaios realizados para a caracterização dos mesmos.

3.4.1. Betão

3.4.1.1. Introdução

Sendo este um estudo relacionado com o reforço de fundações existentes, optou-se por um betão com características correntes, semelhantes aos que eram utilizados em fundações de betão armado no século passado. Foi utilizado um betão pronto, fornecido pela SECIL, da classe de resistência C20/25 e classe de consistência S3.

Foram fornecidos cerca de 0,5 m³ de betão para o fabrico dos provetes e para o fabrico de 12 provetes cúbicos normalizados para a caracterização mecânica do betão.

O betão utilizado foi caracterizado no estado fresco e no estado endurecido. No estado fresco foi avaliada a consistência através do ensaio de abaixamento e no estado endurecido foi avaliada a resistência à compressão do betão.

3.4.1.2. Caracterização do betão

No seu estado fresco, foi caracterizada a consistência do betão através do ensaio de abaixamento. Este ensaio foi realizado em conformidade com as seguintes normas portuguesas:

- Ensaio de betão fresco. Parte 1: Amostragem (NP EN 12350-1, 2002);
- Ensaio de betão fresco. Parte 2: Ensaio de abaixamento (NP EN 12350-2, 2002).

Este ensaio consiste no enchimento, em 3 camadas, de um cone com dimensões normalizadas, com o betão a caracterizar. Em cada camada o betão é ligeiramente compactado conforme especificado na norma. O cone é retirado, procedendo-se à leitura do resultado, conforme ilustrado na Figura 3.2. No ensaio realizado na amostra recolhida obteve-se um abaixamento de 120 mm, que corresponde à classe de consistência S3, segundo a norma NP EN 206-1 (2007).



a) Execução do ensaio



b) Leitura do resultado

Figura 3.2 – Ensaio de abaixamento

No estado endurecido foram realizados ensaios para a avaliação da resistência à compressão. Este ensaio foi realizado em conformidade com as seguintes normas portuguesas:

- 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).

Durante a betonagem foram fabricados 12 provetes cúbicos de 150 mm de aresta para realização de ensaios de compressão aos 7 e aos 28 dias (6 provetes cada). A desmoldagem dos provetes foi efetuada no dia seguinte. A cura dos provetes foi realizada em conformidade com a norma NP EN 12390-2 (2003). A Figura 3.3 a) e Figura 3.3b) ilustram respetivamente os provetes no tanque de cura e os ensaios de compressão realizados.



a) Tanques de cura



b) Execução de ensaio

Figura 3.3 – Cura dos provetes e ensaio de resistência à compressão

Nos Quadros 3.2 e 3.3 são apresentados os resultados obtidos nos ensaios de resistência à compressão efetuados aos 7 e aos 28 dias respetivamente.

Quadro 3.2 – Resultados dos ensaios de resistência à compressão aos 7 dias

Amostra	1	2	3	4	5	6	Média	Desvio Padrão	Coefficiente de variação
f_c (MPa)	12,0	13,0	13,5	13,5	13,0	13,0	13,0	0,55	0,04

Quadro 3.3 – Resultados dos ensaios de resistência à compressão aos 28 dias

Amostra	1	2	3	4	5	6	Média	Desvio Padrão	Coefficiente de variação
f_c (MPa)	18,0	20,5	19,5	19,0	15,5	21,0	18,9	1,99	0,10

Segundo a norma NP EN 206-1 (2007) - Anexo B, se o intervalo de variação dos resultados individuais de ensaio for superior a 15% da sua média (situação que se verifica num dos ensaios), os resultados não devem ser considerados. Assim, decidiu-se eliminar o valor obtido na amostra 5, uma vez que era o único que não cumpria o requisito. No quadro 3.4 apresentam-se os resultados excluindo a amostra 5.

Quadro 3.4 – Resultados dos ensaios de resistência à compressão aos 28 dias

Amostra	1	2	3	4	5	6	Média	Desvio Padrão	Coefficiente de variação
f_c (MPa)	18,0	20,5	19,5	19,0	--	21,0	19,6	1,19	0,06

Os resultados dos ensaios de resistência à compressão aos 7 dias apresentam um valor médio de 13 MPa com um desvio padrão e coeficiente de variação reduzidos (0,55 e 0,04 respetivamente), comprovando a consistência destes resultados. Os resultados dos ensaios de resistência à compressão aos 28 dias apresentam um valor médio de 19,6 MPa com um desvio padrão e um coeficiente de variação de 1,19 e 0,06 respetivamente.

Os valores obtidos são no entanto inferiores aos valores esperados para um betão da classe C20/25.

3.4.2. Caldas

3.4.2.1. Introdução

Como anteriormente referido na secção 2.3.1, as caldas devem apresentar uma elevada resistência à compressão, elevado módulo de elasticidade e uma exsudação reduzida, não esquecendo a necessidade de se obter uma boa fluidez para uma correta aplicação da calda de selagem.

Para se proceder à escolha da calda adequada, de acordo com os parâmetros definidos no parágrafo anterior, foram elaboradas 5 composições diferentes. Em cada uma das composições foram realizados os seguintes ensaios:

- Ensaios de resistência (compressão e flexão);
- Ensaio de determinação do módulo de elasticidade estático;

- Ensaio de fluidez (método do cone);
- Ensaio de determinação do teor em ar;
- Ensaio de determinação da massa volúmica.

Estes ensaios foram realizados em conformidade com as seguintes normas portuguesas e especificações:

- Métodos de ensaio de cimentos. Parte 1: Determinação das resistências mecânicas (NP EN 196-1, 2006);
- Caldas de injeção para armaduras de pré-esforço. Métodos de ensaio (NP EN 445, 2008);
- Caldas de injeção para armaduras de pré-esforço. Procedimentos para injeção (NP EN 446, 2008);
- Caldas de injeção para armaduras de pré-esforço. Especificações para caldas de injeção correntes (NP EN 447, 2008);
- Determinação do módulo de elasticidade em compressão. Especificação do LNEC (E 397).

3.4.2.2. Composição das caldas

Os materiais utilizados nestas composições foram:

- Cimento Portland CEM I 42,5R (fornecido pela SECIL);
- Água;
- Adjuvante Sika ViscoCrete 20 HE (adjuvante líquido);
- Adjuvante Sika Addiment EH1 (adjuvante sólido).

A água utilizada foi a da rede pública de abastecimento cumprindo com os requisitos da norma NP EN 1008 (2003). A escolha dos adjuvantes recaiu num introdutor de ar, o Sika Addiment EH1 (Figura 3.4 a) e num redutor de água, o Sika ViscoCrete 20 HE (Figura 3.4 b).



a) Sika Addiment EH1



b) Sika ViscoCrete 20 HE

Figura 3.4 – Adjuvantes utilizados

A formulação das composições das caldas de cimento foi baseada na expressão dos volumes absolutos (Lourenço et al., 2004):

$$c + s + \sum ad + a + v_v = 1 \quad (3.1)$$

em que:

c – volume absoluto do cimento, por unidade de volume aparente de calda;

s – volume absoluto de qualquer adição utilizada, por unidade de volume aparente de calda;

$\sum ad$ – soma dos volumes absolutos de qualquer adjuvante utilizado, por unidade de volume de calda aparente;

a – volume de água de amassadura, por unidade de volume aparente de calda;

v_v – volume de vazios, por unidade de volume aparente de calda.

A soma dos volumes dos componentes resulta no volume aparente unitário da calda. Esta expressão pode ser escrita em função das massas volúmicas, dividindo cada componente pela massa volúmica correspondente:

$$\frac{C}{\rho_c} + \frac{S}{\rho_s} + \frac{\sum Ad}{\rho_{Ad}} + A + V_v = 1 \quad (3.2)$$

em que:

C – dosagem de cimento em Kg/m³;

S – dosagens de adição em Kg/m³;

$\sum Ad$ – soma das dosagens de adjuvantes em Kg/m³;

A – dosagem de água em Kg/m³;

V_v – volume de vazios em m³/m³;

ρ_c – massa volúmica do cimento em Kg/m³;

ρ_s – massa volúmica de uma dada adição em Kg/m³;

ρ_{Ad} – massa volúmica de um dado adjuvante em Kg/m³.

As quantidades de adjuvantes utilizadas mantiveram-se constantes e são as recomendadas nas fichas dos produtos do fornecedor (Sika), correspondente a 1% sobre o peso do cimento para cada adjuvante. Foi igualmente considerado um teor em ar de 1,5 %.

3.4.2.3. Preparação das caldas

A preparação das caldas foi realizada em duas fases distintas. Uma primeira, para o fabrico das caldas correspondentes às 5 composições elaboradas para estudo preliminar, e uma segunda, para o fabrico da calda adotada em todos os provetes para a selagem do varão. A formulação das composições foi feita em função das massas, pelo que todos os componentes para a mistura foram pesados.

No estudo preliminar, para a pesagem foi utilizada uma balança Meter Toledo PG5002-S com capacidade máxima de 5100g e precisão de 0,01g (Figura 3.5). Este equipamento foi devidamente calibrado antes de cada utilização. A mistura da calda foi realizada numa misturadora Controls 65-L0005 com capacidade para 5 litros (Figura 3.6). Nesta fase foram realizadas duas amassaduras de 1,8 litros para cada composição, uma para os ensaios de fluidez, determinação do teor em ar e determinação da massa volúmica, e outra para o enchimento dos provetes para os ensaios de resistência (compressão e flexão) e determinação do módulo de elasticidade estático.



Figura 3.5 – Balança Meter Toledo PG5002-S



Figura 3.6 – Misturadora com capacidade para 5 litros

Devido às quantidades muito superiores para o fabrico da calda para a selagem dos varões nos provetes para ensaio, foram utilizados outros equipamentos para a pesagem dos componentes e mistura da calda. Para a pesagem utilizou-se uma balança Meter Toledo ID1 Plus com capacidade para 60 Kg. Para a mistura utilizou-se uma misturadora com capacidade para 100 litros (Figura 3.7). Esta fase realizou-se numa única amassadura.



Figura 3.7 – Misturadora com capacidade para 100 litros

3.4.2.4. Ensaios de caracterização das caldas

Foram realizados ensaios no estado fresco e endurecido. No estado fresco realizaram-se os ensaios de fluidez, determinação da massa volúmica e determinação de teor em ar. No estado endurecido realizaram-se os ensaios de resistência (compressão e flexão) e determinação do módulo de elasticidade estático.

O ensaio de fluidez foi realizado através do método do cone, segundo a norma NP EN 445 (2008). Este ensaio consiste na medição do tempo, em segundos, necessário para que 1L de calda passe através do orifício de um cone, com dimensões estabelecidas conforme a Figura 3.8. É importante verificar a ausência de grumos na mistura realizada

pelo que a calda foi passada por um peneiro com malha 1,5 mm antes de ser vertida para o cone.

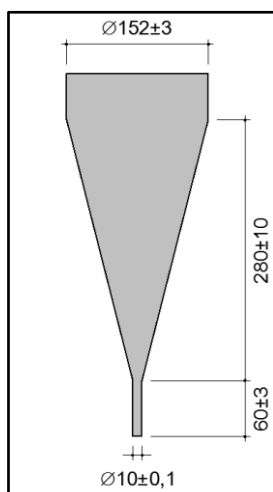


Figura 3.8 – Dimensões normalizadas do cone para ensaio de fluidez adaptado de (EN 445, 2008)

Os ensaios de determinação do teor em ar e da massa volúmica são realizados segundo a norma NP EN 445 (2008), utilizando um aerómetro (Figura 3.9 a). Este equipamento é constituído por um recipiente com capacidade de 1L, por uma bomba de pressão e um manómetro para leitura.

A determinação da massa volúmica é feita realizando a pesagem de 1L de calda colocado no recipiente. O recipiente foi tarado, deduzindo o seu peso, medindo-se apenas o peso correspondente ao litro de calda introduzido (Figura 3.9 b).

Para a determinação do teor em ar, é colocada a parte superior do aerómetro. O equipamento é munido de dois orifícios, sendo injetado água num deles, expulsando o ar existente, até essa sair pelo outro orifício (Figura 3.9 c). No fim deste processo, os orifícios devem ser selados através das torneiras existentes. De seguida é introduzido ar através da bomba manual até um ponto específico. Por fim, realiza-se o ensaio abrindo a válvula entre o aerómetro e o recipiente com a calda, levando ao equilíbrio de pressões entre ambos. O valor obtido corresponde à variação de pressão e conseqüentemente ao valor do teor em ar presente na calda.



a) Aerómetro



b) Determinação da massa volúmica



c) Determinação do teor em ar

Figura 3.9 – Determinação da massa volúmica e teor em ar

Para os ensaios de caracterização mecânica (flexão, compressão e módulo de elasticidade) utilizaram-se provetes com dimensões normalizadas de $40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$ (Figura 3.10 a). A desmoldagem foi realizada no dia seguinte ao enchimento de cada molde, sendo o seu processo de cura efetuado num reservatório, cobertos com água, de acordo com a norma NP EN 196-1 (1996) (Figura 3.10 b).



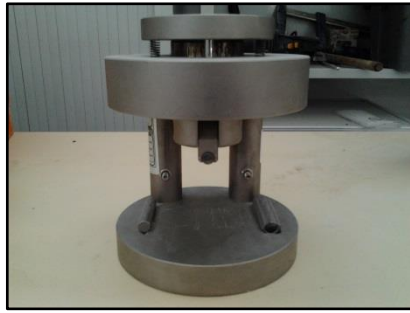
a) Molde para fabrico dos provetes



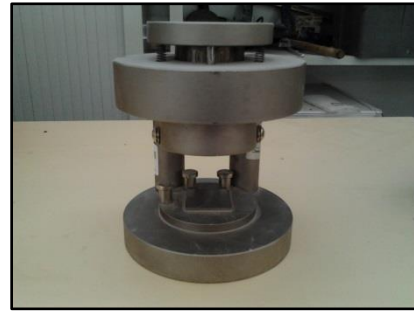
b) Cura dos provetes

Figura 3.10 – Produção e cura dos provetes das caldas

Esses provetes foram ensaiados à flexão e à compressão numa prensa da marca Form-Test modelo Mega 2/3000-100 BD, após serem centrados nos respetivos dispositivos especiais para a flexão e compressão. Esses dispositivos são apresentados nas Figuras 3.11 a) e 3.11 b).



a) Dispositivo para ensaio de resistência à flexão



b) Dispositivo para ensaio da resistência à compressão

Figura 3.11 – Dispositivo para ensaio de resistência à flexão e à compressão

O ensaio de resistência à flexão (Figura 3.13 a) consistiu em colocar o provete no dispositivo sobre os apoios, centrado, com uma distância de 100 mm entre os apoios e 30 mm de cada lado entre cada apoio e as faces laterais do provete. Foi aplicada uma carga pontual na face superior, equidistante dos apoios. A velocidade de ensaio adotada foi de 50 N/s, realizando-se o ensaio até à rotura. A Figura 3.12 representa um esquema do ensaio de resistência à flexão realizado.

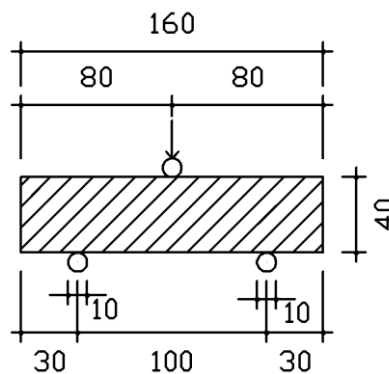


Figura 3.12 – Esquema do ensaio de resistência à flexão (medidas em mm)

Os ensaios de resistência à compressão (Figura 3.13 b) foram realizados nos meios-prismas resultantes da rotura dos ensaios à flexão. Os meios prismas foram devidamente colocados no dispositivo sobre a base de 40 x 40 mm², sendo aplicada a carga de compressão. A velocidade de ensaio adotada foi de 2500 N/s, realizando-se o ensaio até à rotura.



a) Ensaio de resistência à flexão



b) Ensaio de resistência à compressão

Figura 3.13 – Ensaios para avaliar a resistência à flexão e à compressão das caldas

Para a determinação do módulo de elasticidade estático, foi também utilizada a prensa Form-Test Mega 2/3000-100 BD, assim como um equipamento munido de dois transdutores de deslocamentos, o que permitiu a medição das deformações. A sua determinação é baseada na seguinte expressão:

$$E = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon} \quad (3.2)$$

em que:

E – Módulo de elasticidade;

$\Delta\sigma$ – Variação das tensões;

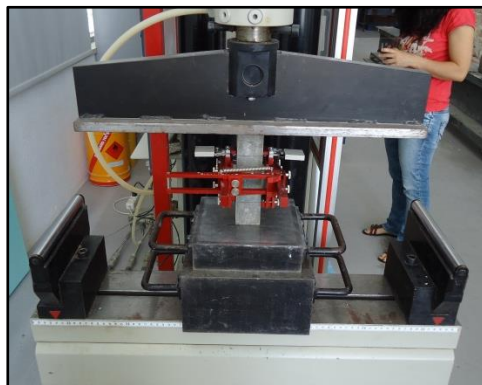
$\Delta\varepsilon$ – Variação das extensões.

Para a realização do ensaio de determinação do módulo de elasticidade estático (Figura 3.14), o dispositivo de medição das deformações é colocado no provete com os transdutores a uma distância de 80 mm entre eles, centrado, estando os transdutores a 40 mm dos topos do provete. O valor das extensões a utilizar na expressão anterior é obtido através do quociente entre as deformações obtidas e a distância entre os transdutores de leitura (80 mm). O provete é sujeito a uma carga axial, com ciclos de carga e descarga, sendo medidas as extensões em dois patamares de tensões. Os dois patamares estabelecidos foram de 5 MPa para o patamar inferior e de 2/3 da tensão de rotura obtida no ensaio de resistência à compressão para o patamar superior. Foram realizados dois ciclos de carga e descarga consecutivos, com pausas nos patamares de 30 segundos para

estabilizar os valores obtidos. O valor do módulo de elasticidade foi obtido através da média dos valores obtidos para cada ciclo de carga.



a)



b)

Figura 3.14 – Determinação do módulo de elasticidade das caldas

3.4.2.5. Resultados dos ensaios de caracterização das caldas

Para a resistência à flexão foram realizados ensaios em 3 provetes ($40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$) de cada composição, Os ensaios de resistência à compressão foram realizados, utilizando 6 meios-prismas resultantes da rotura dos provetes obtidos no ensaio de resistência à flexão. Para a determinação do módulo de elasticidade foram realizados ensaios em mais 3 provetes com as dimensões $40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$. Os ensaios foram realizados aos 14 dias, uma vez que os resultados obtidos serviram apenas para uma análise comparativa entre eles, auxiliando na escolha da calda a utilizar posteriormente. No Quadro 3.5 é apresentado um resumo dos resultados obtidos nos ensaios de caracterização das caldas. Os valores relativos à resistência à flexão, compressão e módulo de elasticidade correspondem à média dos valores obtidos nos vários provetes ensaiados para cada composição.

Quadro 3.5 – Resumo dos resultados dos ensaios de caracterização das caldas

Composição	Relação A/C	Massa Volúmica (Kg/l)	Teor em ar (%)	Fluidez (s)	Flexão (MPa)	Compressão (MPa)	Módulo de Elasticidade (GPa)
C1	0,40	1,933	0,9	11	8,9	55,4	15,6
C2	0,39	1,941	1,1	11	9,7	60,7	13,1
C3	0,38	1,954	1,3	13	9,5	63,3	13,5
C4	0,37	1,968	1,2	13	9	63,2	13,7
C5	0,36	1,983	1,1	16	10,3	64,6	13,9
Média		1,956	1,12	13	9,5	61,4	14,0
Desvio Padrão		0,02	0,15	2,05	0,57	3,66	0,96
Coefficiente de variação		0,01	0,13	0,16	0,06	0,06	0,07

3.4.2.6. Análise e escolha da calda a adotar

Analisando os resultados obtidos verificamos que em termos de fluidez, todas as composições cumprem com os requisitos da norma NP EN 447 (2008), ou seja, $t \leq 25s$ para o ensaio do cone, com valores a variarem entre 11 e 16 s. Analisando as características mecânicas, verificamos que é a composição C5 que apresenta os valores mais elevados tanto na resistência à compressão, flexão e também com valores superiores do módulo de elasticidade com exceção da composição C1. Os valores obtidos na composição C1 aparecem totalmente desfasado do esperado, devendo-se provavelmente a uma incorreta execução do ensaio. Com base nos resultados obtidos, a calda escolhida para a selagem do varão foi a composição C5 com uma relação A/C=0.36.

Tendo em conta o teor em ar obtido nos ensaios efetuados decidiu-se reformular a composição admitindo um teor em ar de 1% em vez dos 1,5% assumidos anteriormente. Apresenta-se no Quadro 3.6 as principais características da composição final CF adotada para a selagem dos varões nos provetes a ensaiar.

Quadro 3.6 – Composição da calda adotada

Composição	Relação A/C	Sika Addiment EH1 (%)	Sika ViscoCrete 20 HE (%)	Teor em ar (%)
CF	0,36	1	1	1,0

3.4.3. Aço

Para os ensaios realizados foram utilizados varões de aço para a microestaca e para as armaduras de confinamento. Para a selagem de microestaca foram utilizados varões Ø 25, aço A500 NR (Figura 3.15 a), sendo um deles monitorizado com dois extensômetros conforme será pormenorizado posteriormente. Para as armaduras de confinamento foram utilizados varões Ø 6, aço A400 NR (Figura 3.15 b).



a) Varão Ø 25



b) Varão Ø 6

Figura 3.15 – Varões de aço utilizados

3.5. Ensaios

Nesta secção é descrita a preparação dos provetes inclusive a instrumentação de um dos provetes. É também descrito o esquema de ensaio adotado assim como os procedimentos adotados para a realização dos mesmos.

3.5.1. Instrumentação

Um dos provetes foi instrumentado com extensômetros com o objetivo de avaliar a transferência de carga na interface aço / calda e a deformação da armadura de confinamento utilizada. Para tal, um dos provetes ensaiados foi instrumentado com 14 extensômetros da TML modelo PFL-10-11. Foram colocados horizontalmente 12 extensômetros na armadura de confinamento, 2 em cada estribo colocados simetricamente em relação ao eixo do provete, e foram colocados verticalmente 2 extensômetros a meio do varão de reforço, conforme o esquema da Figura 3.16.

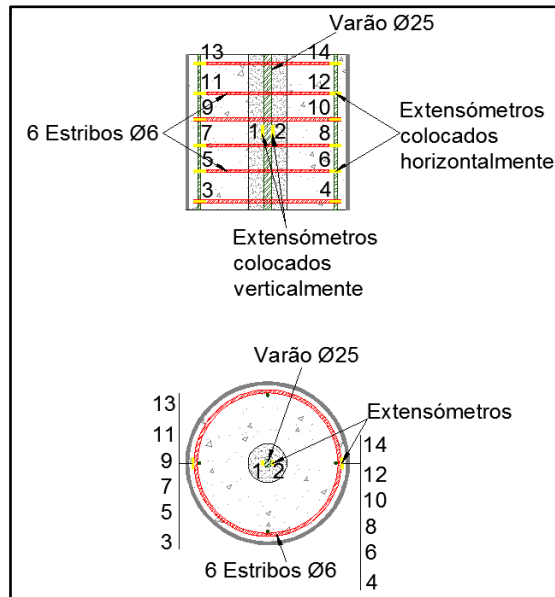


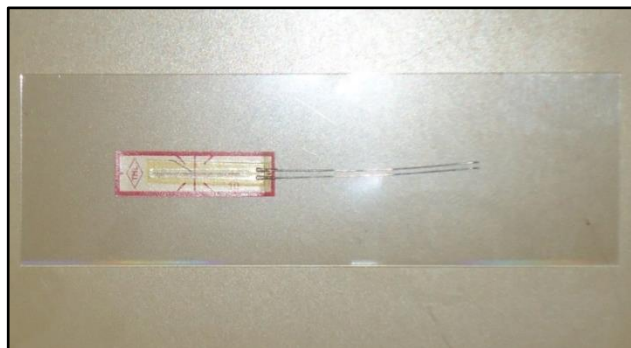
Figura 3.16 – Esquema da colocação dos extensômetros

Os extensômetros foram colocados de acordo com as indicações estabelecidas no catálogo da TML – Strain Gauges – Tokyo Sokki Kenkyujo Co., Ltd. Inicialmente procedeu-se à marcação das posições onde os extensômetros seriam colocados, e de seguida à preparação das superfícies correspondentes aos locais marcados. Após a limpeza das superfícies, os extensômetros foram colados nas posições definidas com uma cola com princípio ativo cianoacrilato. Os terminais dos extensômetros foram soldados a fios de cobre e numerados para a sua identificação.

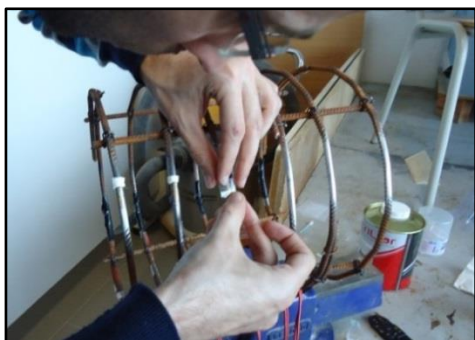
Após todo o processo, foi verificado o correto funcionamento de todos os extensômetros com o auxílio de um multímetro, apresentando todos os valores esperados. A Figura 3.17 ilustra a aplicação dos extensômetros.



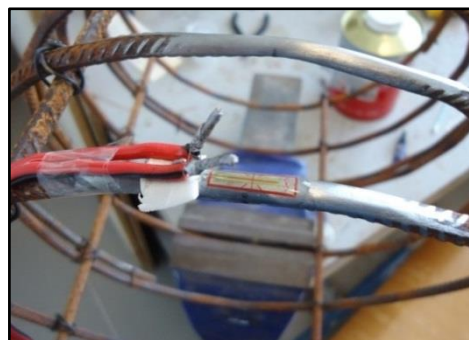
a) Superfícies polidas



b) Extensômetro modelo PFL-10-11



c) Processo de colagem dos extensômetros



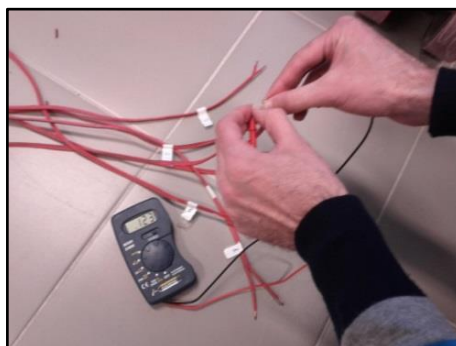
d) Fios de cobre soldados aos terminais



e) Colocação de fita isoladora sobre os extensômetros



f) Aspeto final da armadura monitorizada



g) Verificação do correto funcionamento dos extensômetros

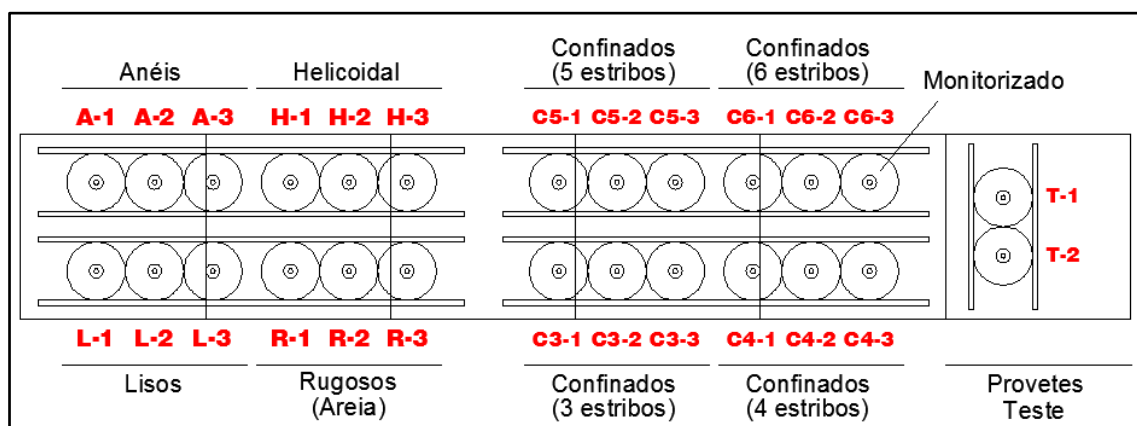
Figura 3.17 – Instrumentação

3.5.2. Preparação dos ensaios

A preparação dos provetes cilíndricos desenvolveu-se em três fases: a) preparação da base de suporte; b) colocação dos tubos exteriores, interiores e das armaduras; c) selagem das microestacas. A Figura 3.18 ilustra as diferentes fases de preparação dos provetes.

Inicialmente foi preparada uma base em poliestireno expandido (EPS) (Figura 3.18 a) para servir de suporte e onde se procedeu à marcação do posicionamento dos vários provetes. As marcações realizadas garantiram o correto posicionamento do provete. Como cofragem para a betonagem dos provetes foram utilizados tubos de PVC Ø315 para o exterior e Ø75 para o negativo interior. Começou-se por colocar os tubos de PVC Ø315, previamente cortados com as dimensões pretendidas (Figura 3.18 b), sobre as marcações realizadas. Por forma a garantir que não houvesse qualquer deslocamento ou deformação dos tubos, utilizaram-se tábuas de madeira, apertadas com recurso a varões roscados, mantendo os tubos com a forma e as posições desejadas (Figura 3.18 c). Os tubos Ø75, que serviram de cofragem para o negativo, foram trabalhados por forma a obter os diferentes tipos de rugosidade que se pretendiam. Criaram-se portanto tubos com areia colada (Figura 3.18 d), com anéis de poliestireno extrudido - XPS (Figura 3.18 e) e com uma de corda de nylon colada (acabamento em silicone conferindo a geometria desejada), numa disposição helicoidal (Figura 3.18 f). Os tubos Ø75 e as armaduras de confinamento foram devidamente colocados segundo as marcações previamente realizadas no interior dos tubos Ø315 (Figuras 3.18 g, h e i).

Após a montagem das cofragens, procedeu-se à betonagem dos provetes. Foi solicitado à empresa SECIL o fornecimento de 0,5 m³ de betão C20/25 e classe consistência S3. Procedeu-se ao enchimento manual dos provetes, sendo o betão vibrado com um vibrador portátil. A Figura 3.18 j) ilustra o aspeto final dos provetes betonados.



a) Marcação e disposição dos provetes



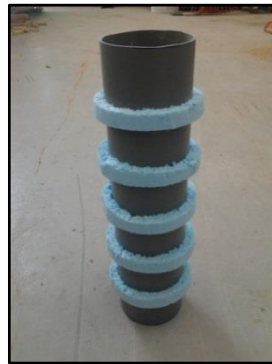
b) Corte dos tubos de PVC



c) Colocação dos tubos $\text{Ø}315$ e da estrutura de aperto



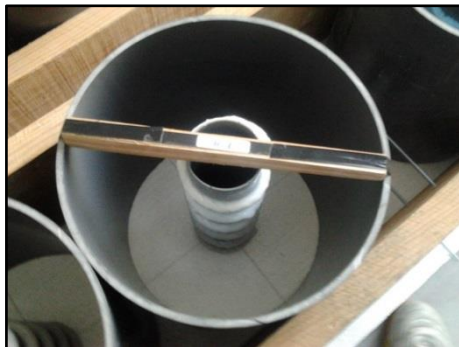
d) Tubo com areia colada



e) Tubo com anéis de poliestireno extrudado - XPS



f) Tubo com corda de nylon em hélice e acabamento com silicone



g) Colocação dos tubos $\text{Ø}75$



h) Colocação das armaduras de confinamento



i) Colocação das armaduras de confinamento



j) Aspeto final dos provetes betonados



k) Superfície lisa



l) Superfície rugosa (areia)



m) Superfície indentada com anéis



n) Superfície indentada em hélice



o) Sistema de amarração dos varões



p) Provetes antes da selagem



q) Aspetto final dos provetes após a selagem.

Figura 3.18 – Preparação dos provetes

Após 7 dias de cura, procedeu-se à desmoldagem da cofragem do negativo obtendo-se as superfícies desejadas. Obtiveram-se superfícies lisas (Figura 3.18 k), superfícies rugosas (Figura 3.18 l), superfícies indentadas com anéis (Figura 3.18 m) e superfícies indentadas em hélice (Figura 3.18 n).

Após os 28 dias de cura do betão procedeu-se à colocação dos varões Ø25 nos negativos. Recorreu-se a um sistema com arame para manter o varão na posição desejada para a selagem (Figura 3.18 o), confirmando o seu posicionamento e verticalidade. Nas Figuras 3.18 p) e 3.18 q) apresenta-se o aspeto dos provetes antes e após a selagem com a calda de cimento adotada.

3.5.3. Esquema dos ensaios

O esquema de ensaio utilizado é apresentado na Figura 3.19. Os provetes foram ensaiados aplicando uma carga axial sobre a calda e o varão selado, estando o provete apoiado na sua base na superfície de betão, encontrando-se livre sob a zona com a calda. Estes ensaios pretenderam solicitar a interface calda / betão existente avaliando as diferentes condições impostas.

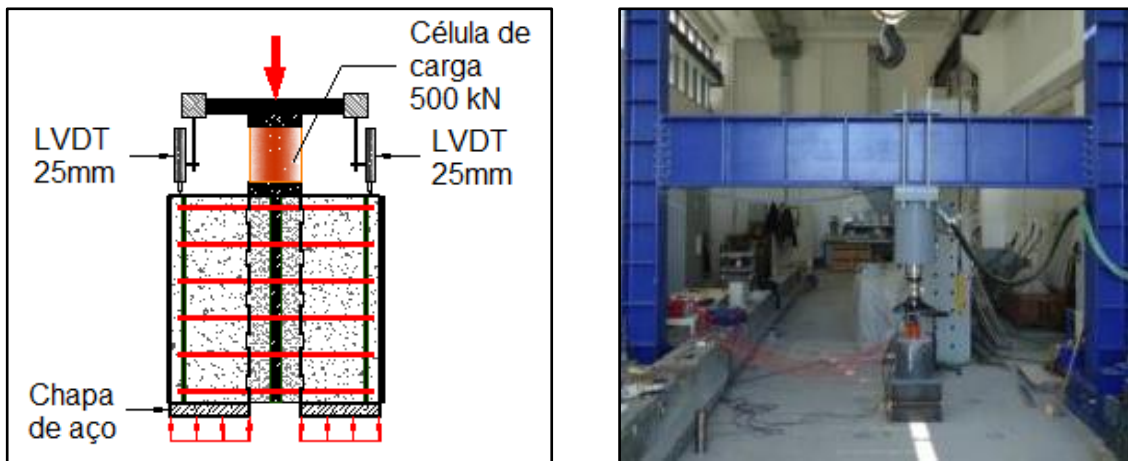


Figura 3.19 – Esquema de ensaio adotado

Para a aplicação da carga de compressão no topo de cada provete foi utilizado um atuador hidráulico de 1000 kN. O deslocamento relativo entre a calda e o topo do bloco de betão foi medido com dois LVDT's (*linear variable differential transducers*) colocados entre o prato do atuador e a superfície do bloco de betão. A carga aplicada foi monitorizada utilizando uma célula de carga instalada no atuador e uma célula de carga externa TML CLC-50 colocada sob o prato do atuador hidráulico, entre dois discos em aço com 75 mm de diâmetro. Uma chapa de aço com um furo no centro foi colocada por baixo dos provetes como base de suporte, garantindo que a reação acontecesse unicamente sobre o betão.

3.5.4. Procedimentos

Para uma definição mais adequada dos parâmetros de ensaio foram inicialmente testados dois provetes de teste. Para os dois provetes de teste adotou-se o nível de confinamento máximo (6 estribos) e interface indentada com anéis. Pretendeu-se com estes ensaios de teste verificar o sistema de ensaio adotado, a correta calibração dos aparelhos de medida, e a velocidade adotada para a aplicação da carga.

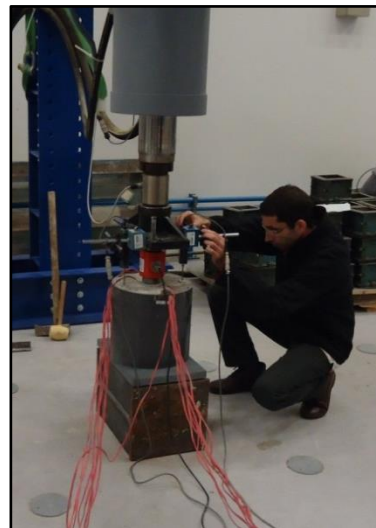
Os ensaios teste foram realizados com controlo de deslocamento até aos 20 mm permitindo obter, para além da capacidade da ligação, a sua capacidade residual. A velocidade de ensaio adotada foi de 0.025 mm/s para todos os provetes ensaiados.

Com base no esquema de ensaio descrito anteriormente adotou-se o sistema de ensaio apresentado nas Figuras 3.20 a) e 3.20 b). O procedimento do ensaio consistiu em colocar os provetes devidamente centrados sobre a chapa de reação. Sobre o provete foi

colocado um disco de 75 mm de diâmetro por forma a carregar toda a zona da selagem com calda conjuntamente com o varão. A célula de carga externa TML CLC-50 foi ligada a um data logger TML TDS 303 para registo das cargas aplicadas, assim como os dois LVDT's (*linear variable differential transducers*) colocados lateralmente para medição dos deslocamentos (Figura 3.20 c)). Para o provete monitorizado com extensómetros, estes também foram ligados ao data logger registando os deslocamentos ao nível das armaduras de confinamento e varão selado (Figura 3.20 d)). Após a montagem dos provetes e de todos os componentes de registo de leitura, procedeu-se ao carregamento dos provetes com o atuador hidráulico. O ensaio foi controlado através do software do atuador (Figura 3.20 e) e 3.20 f) no qual foram definidos diversos parâmetros, entre os quais, a velocidade de ensaio (0.025mm/s) e o deslocamento máximo para o fim do ensaio (20 mm). Este software também permitiu a obtenção das cargas e deslocamentos registados pelo atuador.



a) Sistema de ensaio geral



b) Sistema de ensaio do ensaio monitorizado com extensómetros



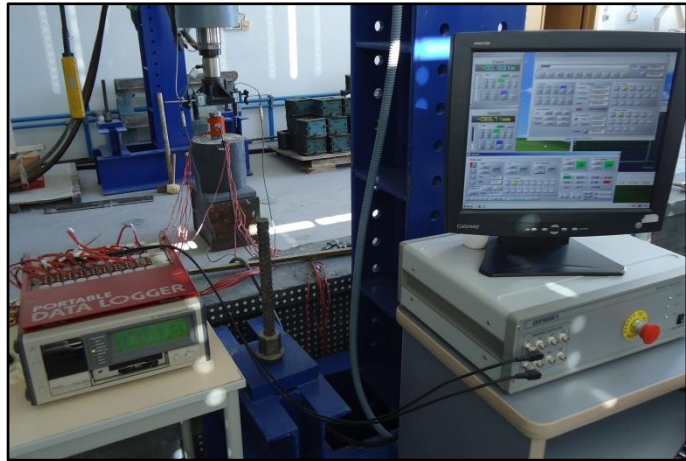
c) Célula de carga e LVDT's



d) Data logger



e) Software de controlo do atuador



f) Software de controlo do atuador e Data Logger

Figura 3.20 – Procedimentos de ensaio

Na Figura 3.21 é apresentada a curva carga / deslocamento obtida no ensaio de teste nº2 (ensaio T2). Analisando a curva obtida observamos 3 fase diferentes. Uma primeira fase linear até cerca de 80% da carga máxima obtida. Uma segunda fase em que se observa um comportamento elástico com queda da rigidez da ligação até à rotura e com uma ligeira queda da capacidade de carga devida à perda da adesão. O facto de termos realizado o ensaio com controlo de deslocamento permitiu o registo de valores da carga até um deslocamento de 20 mm, observando-se numa terceira fase a capacidade de carga residual apresentada pelo provete.

O sistema de ensaio adotado permite-nos realizar a avaliação desses parâmetros essenciais na compreensão do comportamento da ligação.

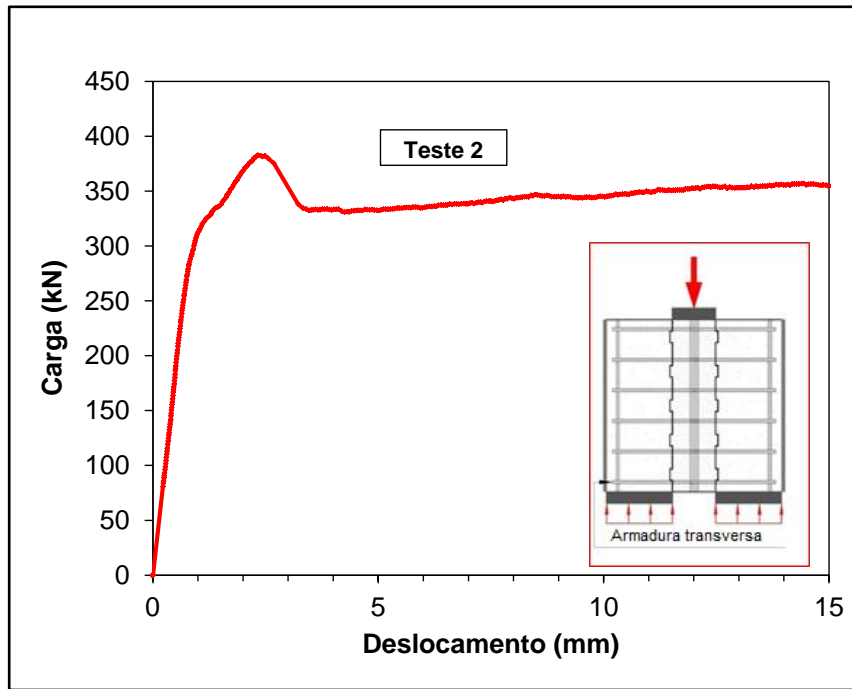


Figura 3.21 – Curva carga / deslocamento obtida no ensaio do provete de teste 2

4. Resultados. Análise e interpretação

4.1. Introdução

Neste capítulo são apresentados e discutidos os resultados dos ensaios realizados. No Quadro 4.1 é feita a descrição dos provetes ensaiados.

Quadro 4.1 – Descrição dos provetes ensaiados

Designação	Nº de ensaios	Descrição
L	3	Provetes com superfície do furo lisa e sem armadura de confinamento
R	3	Provetes com superfície do furo rugosa e sem armadura de confinamento
A	3	Provetes com superfície do furo indentada com anéis e sem armadura de confinamento
H	3	Provetes com superfície do furo indentada em hélice e sem armadura de confinamento
C3	3	Provetes com superfície do furo indentada com anéis e com 3 estribos circulares como armadura de confinamento (nível 1)
C4	3	Provetes com superfície do furo indentada com anéis e com 4 estribos circulares como armadura de confinamento (nível 2)
C5	3	Provetes com superfície do furo indentada com anéis e com 5 estribos circulares como armadura de confinamento (nível 3)
C6	3	Provetes com superfície do furo indentada com anéis e com 6 estribos circulares como armadura de confinamento (nível 4)
T	2	Provetes de teste com superfície do furo indentada com anéis e com 6 estribos circulares como armadura de confinamento (nível 4)

Na secção 4.2 são apresentados os resultados dos ensaios realizados. A secção 4.2.1 apresenta os resultados do ensaio realizado com o provete instrumentado. Na secção 4.2.2 são descritos os modos de rotura observados em cada provete. A secção 4.2.3 apresenta os resultados de cada ensaio realizado. Por fim, na secção 4.2.4 são apresentadas as curvas carga / deslocamento correspondentes.

Na secção 4.3 são discutidos os resultados apresentados. É analisado na secção 4.3.1 o comportamento geral dos provetes ensaiados. São analisados e discutidos os resultados obtidos nos ensaios sem armadura transversal na secção 4.3.2 e os resultados obtidos nos ensaios com armadura transversal na secção 4.3.3. Na secção 4.3.4 é feita a comparação das conclusões obtidas com códigos de betão e trabalhos relevantes.

4.2. Resultados

4.2.1. Ensaio instrumentado

Nesta secção são apresentados e discutidos os resultados obtidos no ensaio do provete instrumentado. Pretendeu-se com a instrumentação deste provete verificar os mecanismos de transferência de carga observados ao longo do comprimento de selagem e nos diferentes níveis de armadura transversal.

A Figura 4.1 apresenta os modos de rotura observados no ensaio do provete instrumentado. Observou-se fendilhação radial do betão com o aparecimento de diversas fissuras na superfície do provete (Figura 4.1 a). Constatou-se também a ocorrência de uma rotura da interface calda / betão com corte do betão e da calda (Figura 4.1 b). Na Figura 4.2 apresenta-se o padrão de fissuração com cortes em várias secções do provete. A presença de fissuras nas diversas secções até à base do provete indicia a ocorrência de fendilhação longitudinal que tem início no topo do provete propagando-se ao longo do comprimento de selagem. Observa-se também que o padrão de fissuração não é uniforme ao longo das diversas secções do provete e que diminui com a profundidade como consequência da transferência de carga ao longo do comprimento de selagem.

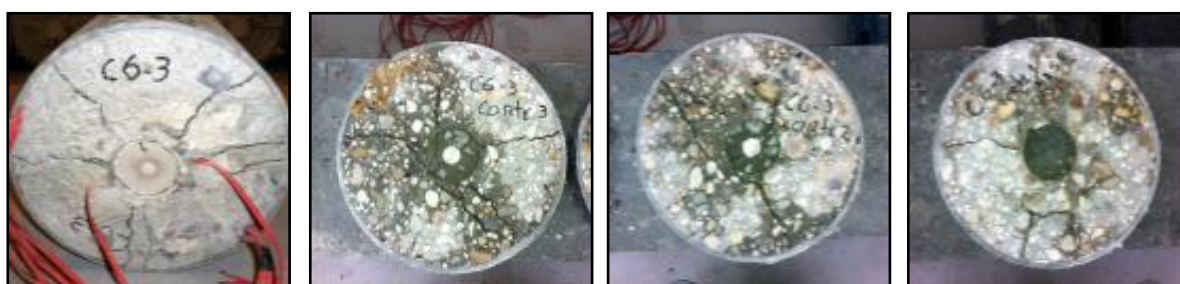


a) Fissuração radial



b) Rotura da interface calda /betão com corte de betão e da calda

Figura 4.1 – Modos de rotura observados no provete instrumentado



a) Vista de topo

b) Secção 1 -
profundidade
176mm

c) Secção 2 -
profundidade
228mm

d) Secção 3 -
profundidade
280mm

Figura 4.2 – Padrão de fissuração

A Figura 4.3 ilustra a curva carga / deslocamento obtida no ensaio com provete instrumentado verificando-se um comportamento dúctil da ligação. Verificamos uma resposta praticamente linear até atingir o valor de 400 kN coincidindo com o início da fendilhação na parte superior do provete. Neste ponto, a curva carga / deslocamento apresenta uma ligeira queda seguida de um aumento na capacidade de carga com uma redução da rigidez. Com o aumento da carga aplicada, fissuras longitudinais propagam-se ao longo da profundidade do cilindro de betão, resultando numa redução do confinamento do betão e numa súbita queda da rigidez até se atingir a rotura.

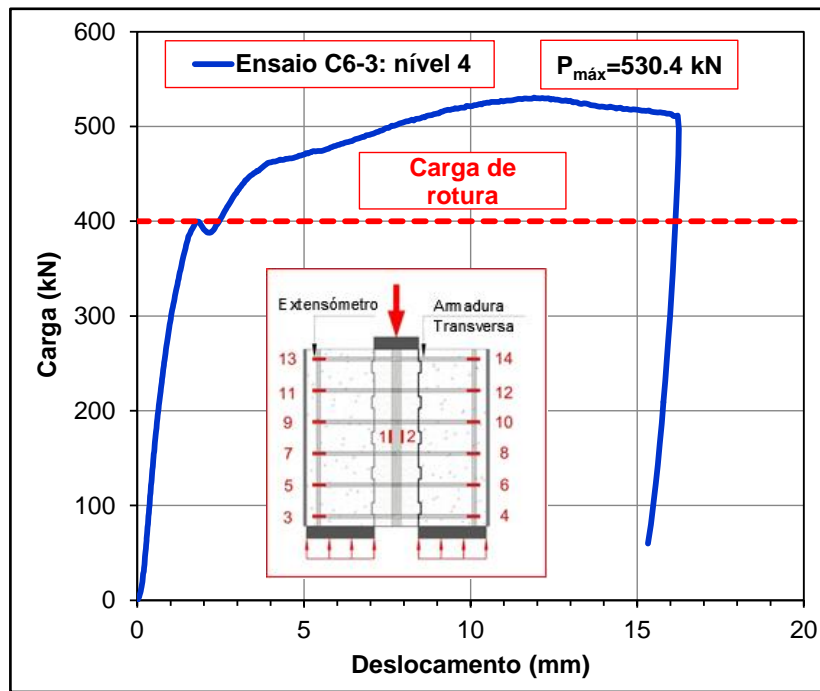


Figura 4.3 – Curva carga / deslocamento obtida no ensaio do provete instrumentado

Os valores da tensão axial apresentados na Figura 4.2 são o resultado da média das leituras dos extensómetros montados axialmente no varão de aço (extensómetros 1 e 2), enquanto a carga axial apresentada representa as leituras da célula de carga. Analisando o gráfico observa-se uma variação nos valores da tensão axial ao atingir o valor de 400 kN, seguido de nova variação ao atingir o valor de 462 kN. A primeira variação corresponde ao momento da rotura na interface calda / betão. A segunda é resposta à propagação de fissuras longitudinais ao longo do cilindro de betão.

A Figura 4.4 apresenta também a rigidez axial composta teórica, EA , da calda e do aço, calculada de acordo com a expressão seguinte:

$$EA = E_s A_s + E_g A_g \quad (4.1)$$

em que:

E_s - módulo de elasticidade do aço;

E_g - módulo de elasticidade da calda;

A_s - área do aço;

A_g - área da calda.

O valor do módulo de elasticidade (E_g) adotado foi de 15.2 GPa obtido nos ensaios de caracterização da calda, e para o valor do módulo de elasticidade do aço (E_s) foi assumido o valor de 200 GPa. O valor obtido para a rigidez axial EA foi de 157900 kN. Analisando o gráfico verificamos que a rigidez observada está em concordância com a rigidez axial teórica obtida com a expressão 4.1.

A linha vertical representada na Figura 4.4 corresponde à extensão axial de cedência da armadura vertical que para a classe de aço utilizada é de $2.174 \times 10^{-3} \%$.

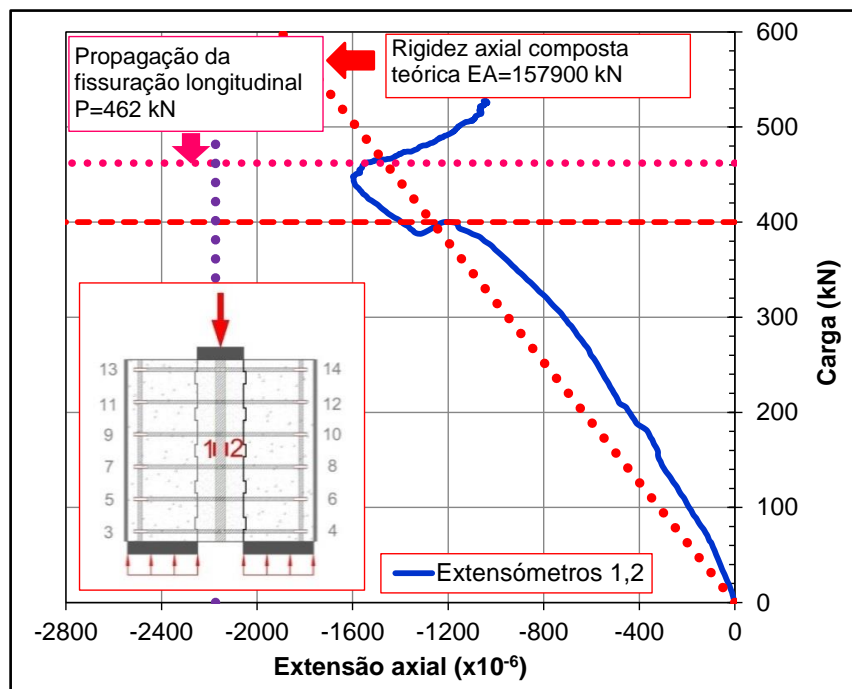


Figura 4.4 – Curva carga / extensão axial obtida no ensaio do provete instrumentado

A Figura 4.5 e a Figura 4.6 apresentam as curvas carga / extensão tangencial obtidas através dos extensômetros colocados do lado esquerdo (extensômetros com numeração ímpar) e direito (extensômetros com numeração par), respectivamente, da armadura transversal do provete. A variação de extensões registrada após a carga de ruptura indica a ocorrência de fissuras radiais e longitudinais no betão. O aparecimento dessas fissuras leva a um aumento das forças de tração na armadura transversal e conseqüente variação de extensões e a mobilização do confinamento passivo.

As linhas verticais representadas na Figura 4.5 e na Figura 4.6 correspondem às extensões tangenciais de cedência teórica das armaduras horizontais que para a classe de aço utilizada é de $1.74 \times 10^{-3} \%$. Os extensômetros 8, 9, 10, 11, 12 e 13 (colocados a profundidades de 20, 72, 124 e 176 mm do topo) apresentam uma variação de extensões

superior à extensão de cedência teórica. As variações de extensões obtidas indicam a propagação de fissuras longitudinais para um valor de carga axial de 462 kN. Devido ao incorreto funcionamento do extensómetro 4, não foi possível registar as leituras correspondentes. Para os restantes extensómetros 3, 5, 6 e 7 (colocados a profundidades de 176, 228 e 280 mm do topo) verificaram-se valores das extensões tangenciais abaixo da extensão de cedência do aço. Este facto é justificado pelo efeito de confinamento conferido pelo atrito na base do provete.

A variação nas extensões tangenciais difere entre os extensómetros colocados em lados opostos da armadura transversal. Esta diferença está de acordo com o padrão de fissuração não uniforme observado nas diferentes secções ao longo da altura do provete conforme apresentado na Figura 4.2.

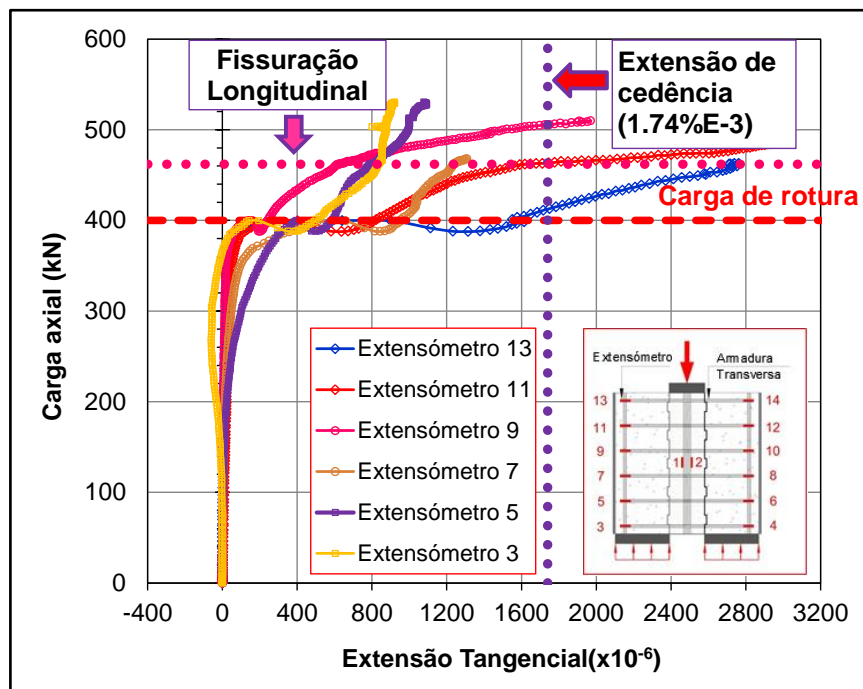


Figura 4.5 – Curvas carga / extensão tangencial (leituras nos extensómetros com numeração ímpar)

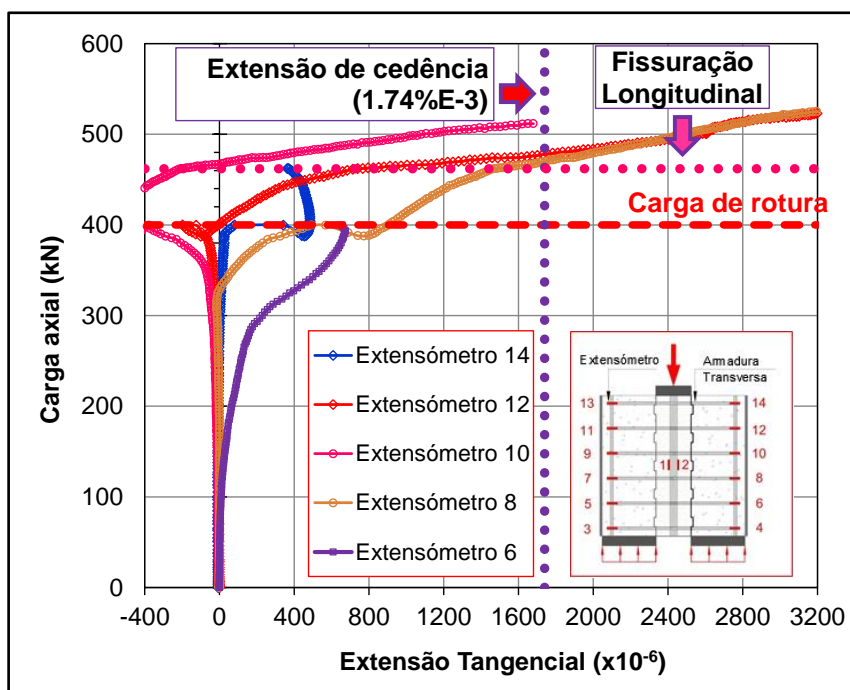


Figura 4.6 – Curvas carga / extensão tangencial (leitura nos extensômetros com numeração par)

4.2.2. Modos de rotura

A Figura 4.7 ilustra os modos de rotura observados nos provetes ensaiados. Observaram-se modos de rotura diferentes em função das características dos provetes ensaiados. Verificou-se que as roturas foram influenciadas essencialmente pelo confinamento mas também pelo tratamento da superfície do furo de selagem, podendo dividir-se os modos de rotura observados para provetes com superfícies do furo indentadas e não indentadas e provetes sem armadura transversal de confinamento e com armadura transversal de confinamento.

Nos ensaios realizados com provetes com superfícies do furo de selagem lisa ou rugosa (não indentadas) sem armadura transversal (Figura 4.7 a) observou-se uma rotura do betão na interface calda / betão e com elevada fendilhação radial do betão envolvente (ver Figura 4.7 b). Observaram-se fissuras radiais e longitudinais de grande dimensão. No ensaio do provete L-1, ensaiado sem a cofragem de PVC, obteve-se uma rotura monolítica do betão (Figura 4.7 c), não se observando qualquer rotura na calda de selagem.



a) Rotura do betão na interface calda/betão observada no ensaio L-3



b) Fendilhação radial do betão envolvente observada no ensaio L-1



c) Rotura monolítica do betão observada no ensaio L1

Figura 4.7 – Rotura e fendilhação observadas em provetes com superfície do furo lisa ou rugosa (não indentada) sem armadura transversal

Nos ensaios realizados com provetes com superfície do furo de selagem indentada (com anéis e em hélice) sem armadura transversal (Figura 4.8 a) observou-se uma rotura com corte calda / calda e na interface calda / betão e com fendilhação radial do betão envolvente (ver Figura 4.8 b). A presença de fissuras na base dos provetes indicia também a presença de fissuras longitudinais ao longo do comprimento de selagem.



a) Rotura com corte calda / calda e na interface calda / betão observada no ensaio A-1



b) Fendilhação radial do betão envolvente observada no ensaio A-2

Figura 4.8 – Rotura e fendilhação observada em provetes com superfície do furo indentada sem armadura transversal

Nos ensaios realizados com provetes com armadura transversal de confinamento e superfície do furo indentada (Figura 4.9 a) observou-se uma rotura com corte calda / calda e na interface calda / betão. Observou-se também fendilhação radial do betão envolvente, no entanto, com espessuras de fendas significativamente menores que as observadas nos ensaios com provetes sem armadura transversal de confinamento (ver Figura 4.9 b). Verificou-se também a presença de fissuras na base dos provetes, no entanto, em menores

quantidades do que as observadas nos provetes sem armadura transversal indiciando uma menor ocorrência de fissuras longitudinais em toda a altura do provete.



a) Rotura pela interface calda / betão observada no ensaio C6-1



b) Fendilhação radial do betão envolvente observada no ensaio C4-3

Figura 4.9 – Rotura e fendilhação observada em provetes com armadura transversal de confinamento e superfície do furo indentada

4.2.3. Resumo dos resultados obtidos

Para cada ensaio são apresentados os valores da carga máxima e respetivo deslocamento, capacidade residual da ligação, tensão de rotura da aderência, rigidez inicial e final, deslocamento de cedência e ductilidade.

A carga máxima, $P_{m\acute{a}x}$, e respetivo deslocamento, $\delta_{P_{m\acute{a}x}}$, correspondem, respetivamente, ao valor da carga máxima registada para cada ensaio, representando a capacidade resistente da ligação, e ao deslocamento registado pelos dois LVDT's entre a calda com varão selado e o material de suporte (betão).

O valor da carga residual, P_r , é obtido considerando que o valor da carga é constante a partir de um deslocamento de 15 mm. Assim, a carga obtida correspondente a esse deslocamento representa a capacidade residual da ligação.

A tensão de rotura da aderência, f_{bu} é calculada através da seguinte equação:

$$f_{bu} = \frac{P_{m\acute{a}x}}{\pi \cdot d \cdot l_b} \quad (4.2)$$

em que:

$P_{m\acute{a}x}$ – carga máxima;

d – diâmetro do furo da microestaca;

l_b – comprimento de selagem da microestaca.

O diâmetro utilizado neste cálculo é o do furo da microestaca, uma vez que a rotura dá-se em todos os provetes pela interface calda / betão, como pretendido.

Os valores da rigidez, K , foram obtidos através da relação dos valores de carga e deslocamento obtidos, através da seguinte equação:

$$K = \frac{P}{\delta} \quad (4.3)$$

em que:

P – carga;

δ – deslocamento.

Para a rigidez inicial, K_0 , foi considerada a zona de comportamento linear correspondente aos valores entre os 20% e os 70% da carga máxima registada. Para a rigidez final, $K_{P_{m\acute{a}x}}$, o cálculo foi efetuado com os valores da carga máxima, $P_{m\acute{a}x}$, e do respetivo deslocamento, $\delta_{P_{m\acute{a}x}}$.

O deslocamento de cedência, δ_y , é obtido através da relação entre a carga máxima, $P_{m\acute{a}x}$, e a rigidez inicial, K_0 . Para o seu cálculo foi utilizada a seguinte equação:

$$\delta_y = \frac{P_{m\acute{a}x}}{K_0} \quad (4.4)$$

em que:

$P_{m\acute{a}x}$ – carga máxima;

K_0 – rigidez inicial.

O valor da ductilidade da ligação, μ_g , corresponde à razão entre o deslocamento obtido correspondente à carga máxima e o deslocamento de cedência calculado, conforme a seguinte equação:

$$\mu_g = \frac{\delta_{P_{m\acute{a}x}}}{\delta_y} \quad (4.5)$$

em que:

$\delta_{P_{m\acute{a}x}}$ – deslocamento correspondente à carga máxima registada;

δ_y – deslocamento de cedência.

No Quadro 4.2 é apresentado um resumo dos resultados obtidos em cada ensaio.

Quadro 4.2 – Resumo dos resultados obtidos

Des.	Superfície	Confinamento	d (mm)	$l_b^{(1)}$ (mm)	$P_{m\acute{a}x}$ (kN)	$\delta_{P_{m\acute{a}x}}$ (mm)	P_r (kN)	f_{bu} (Mpa)	K_0 (kN/mm)	$K_{P_{m\acute{a}x}}$ (kN/mm)	δ_y (mm)	μ_g
L1	Lisa	Sem confinamento	75	290	237,2	0,731	⁽²⁾	3,47	380,2	324,5	0,624	1,17
L2	Lisa	Sem confinamento	75	293	241,3	0,697	62,6	3,50	382,3	346,2	0,631	1,10
L3	Lisa	Sem confinamento	75	295	178,3	1,217	52,5	2,57	163,4	146,5	1,091	1,12
R1	Rugosa	Sem confinamento	75	296	192,8	0,935	72,8	2,77	246,1	206,2	0,783	1,19
R2	Rugosa	Sem confinamento	75	293	221,0	0,67	73,1	3,20	383,9	329,9	0,576	1,164
R3	Rugosa	Sem confinamento	75	294	189,7	0,754	68,3	2,74	317	251,6	0,598	1,26
H1	Indentada em hélice	Sem confinamento	75	292	269,2	0,887	109,4	3,91	367,5	303,5	0,733	1,211
H2	Indentada em hélice	Sem confinamento	75	292	305,5	0,967	135,5	4,44	385,1	315,9	0,793	1,219
H3	Indentada em hélice	Sem confinamento	75	297	303,8	0,945	129	4,34	356,7	321,5	0,852	1,11
A1	Indentada com anéis	Sem confinamento	75	292	242,3	0,953	87,1	3,52	301,7	254,2	0,803	1,187
A2	Indentada com anéis	Sem confinamento	75	295	305,2	0,947	87,2	4,39	379,4	322,3	0,804	1,177
A3	Indentada com anéis	Sem confinamento	75	292	338,5	1,067	94,9	4,92	378,7	317,2	0,894	1,194
C3-1	Indentada com anéis	3 estribos – nível 1	75	294	285,5	0,921	225,3	4,12	334,1	310,0	0,855	1,078
C3-2	Indentada com anéis	3 estribos – nível 1	75	296	311,3	1,055	278,7	4,47	335,5	295,1	0,928	1,137
C3-3	Indentada com anéis	3 estribos – nível 1	75	295	305,0	0,963	262,3	4,39	401,2	316,7	0,760	1,267
C4-1	Indentada com anéis	4 estribos – nível 2	75	294	403,7	3,031	323	5,83	381,9	133,2	1,057	2,867
C4-2	Indentada com anéis	4 estribos – nível 2	75	294	325,3 ⁽³⁾	2,135 ⁽³⁾	332,5	4,70	333,4	152,4	0,976	2,188
C4-3	Indentada com anéis	4 estribos – nível 2	75	296	285,5 ⁽³⁾	1,851 ⁽³⁾	291,1	4,10	301	154,2	0,949	1,951
C5-1	Indentada com anéis	5 estribos – nível 3	75	296	351	1,205	277,7	5,04	374,8	291,3	0,936	1,287
C5-2	Indentada com anéis	5 estribos – nível 3	75	295	379,4	2,458	333,1	5,46	395,3	154,4	0,960	2,561
C5-3	Indentada com anéis	5 estribos – nível 3	75	296	⁽⁴⁾	⁽⁴⁾	⁽⁴⁾	⁽⁴⁾	⁽⁴⁾	⁽⁴⁾	⁽⁴⁾	⁽⁴⁾
C6-1	Indentada com anéis	6 estribos – nível 4	75	293	387,9	2,347	346,7	5,62	393,4	165,3	0,986	2,38
C6-2	Indentada com anéis	6 estribos – nível 4	75	296	364,4 ⁽³⁾	2,035 ⁽³⁾	370	5,23	353,1	179,1	1,032	1,972
C6-3	Indentada com anéis	6 estribos – nível 4	75	296	382,7	2,339	354,6	5,49	361,5	163,6	1,059	2,209
T 1 ⁽⁵⁾	Indentada com anéis	6 estribos – nível 4	75	296	328,7	8,533	317,1	4,72	172,4	38,5	1,907	4,475
T 2	Indentada com anéis	6 estribos – nível 4	75	298	382,7	2,339	354,6	5,45	361,5	163,6	1,059	2,209

d – Diâmetro do furo;

P_r – Carga residual;

δ_y – Deslocamento de cedência;

l_b – Comprimento de selagem;

f_{bu} – Tensão de rotura da

μ_g – Parâmetro de ductilidade da

$P_{m\acute{a}x}$ – Carga máxima;

aderência;

ligação.

$\delta_{P_{m\acute{a}x}}$ – Deslocamento

K_0 – Rigidez inicial;

correspondente à carga máxima;

$K_{P_{m\acute{a}x}}$ – Rigidez final;

⁽¹⁾ Comprimento de selagem corrigido;

⁽²⁾ Ensaio realizado sem cofragem de PVC o que levou a uma rotura total do provete, logo sem valor para a capacidade de carga residual;

⁽³⁾ Os valores apresentados de carga máxima e respetivo deslocamento são os obtidos na rotura por aderência. Nestes ensaios observou-se após essa rotura um acréscimo da capacidade resistente da ligação devido à mobilização do atrito na interface calda / betão;

⁽⁴⁾ Provete não considerado devido a incorreta realização do ensaio com danificação do provete;

⁽⁵⁾ Valores correspondem a um segundo ensaio deste provete após verificarmos uma falha no registo das leituras no primeiro.

4.2.4. Curvas carga / deslocamento

Nesta secção são apresentadas as curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios realizados em provetes confinados e não confinados. A Figura 4.10 ilustra as curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios realizados nos provetes não confinados e com diferentes tratamentos da superfície do furo.

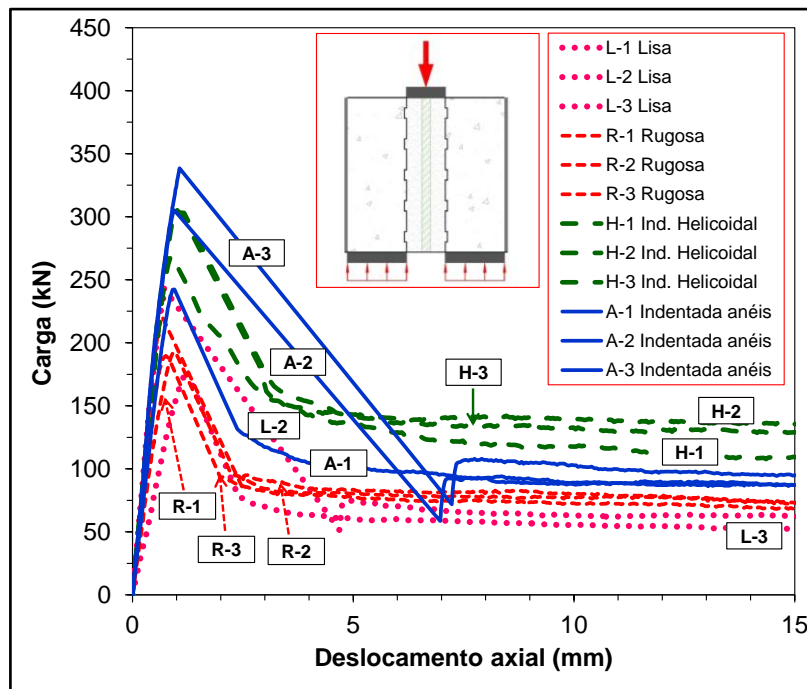


Figura 4.10 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios em provetes não confinados

Na Figura 4.11 são apresentadas as curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios dos provetes confinados (com diferentes níveis de confinamento) e superfície do furo indentada.

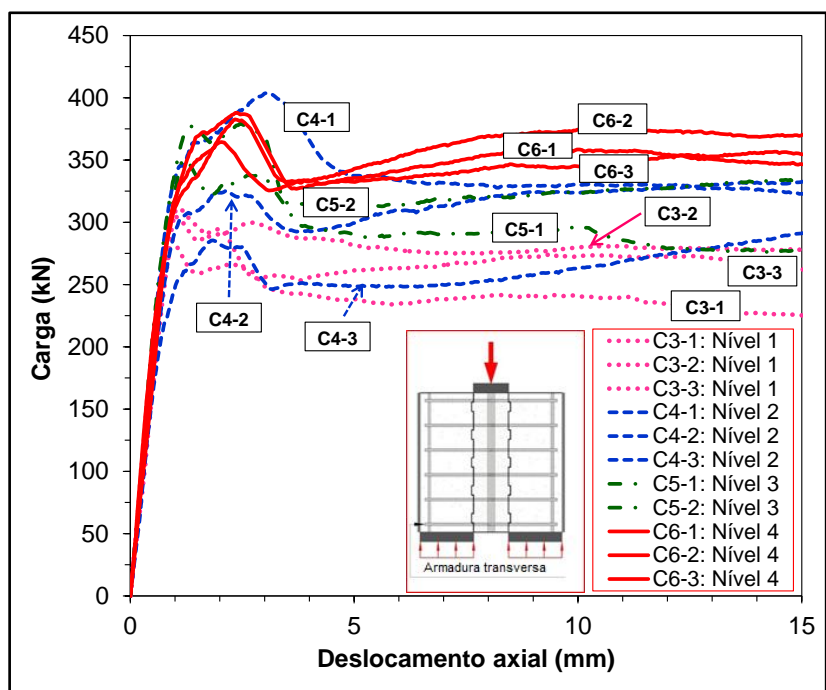


Figura 4.11 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios em provetes confinados

4.3. Discussão de resultados

4.3.1. Comportamento geral

Nesta secção é feita a discussão dos resultados obtidos nos ensaios realizados com provetes não confinados e diferentes tratamentos da superfície do furo e os resultados obtidos nos ensaios realizados com provetes confinados e diferentes percentagens de armadura transversal.

4.3.2. Ensaios em provetes sem armadura transversal

Estes ensaios pretenderam avaliar a influência de diferentes tipos de tratamento da superfície do furo no comportamento da ligação.

Na Figura 4.12 são apresentadas as curvas carga / deslocamento correspondentes a cada um dos diferentes tipos de tratamento da superfície do furo. Analisando as curvas

observa-se uma rotura frágil em todos os ensaios realizados, verificando-se um comportamento semelhante exibindo duas fases distintas. Inicialmente, identifica-se um ramo linear elástico até à rotura da ligação, apresentando em alguns ensaios alguma variação dos valores da rigidez inicial. Em função dos resultados obtidos para o valor da rigidez, esta não demonstra depender do tratamento da superfície do furo adotado. Após a rotura da ligação, devida às tensões de tração desenvolvidas no topo do provete, ocorre a rotura do cilindro de betão. Essa rotura leva a um decréscimo do confinamento conferido pelo betão e numa súbita perda da capacidade da ligação até um valor residual de 30 a 40% da carga máxima. Nos ensaios com provetes com superfície do furo indentada em hélice registou-se um valor da capacidade de carga residual ligeiramente superior ao valor obtido nos ensaios com provetes com superfície do furo indentada com anéis. Este ligeiro acréscimo poderá ser devido a uma maior superfície de corte calda / calda nos ensaios com provetes com superfície do furo indentada em hélice. Numa fase em que o mecanismo de aderência é controlado pela componente do atrito, uma superfície de corte calda / calda maior permite mobilizar um valor de atrito superior e conseqüentemente obter um valor da capacidade de carga residual também superior.

As principais diferenças consistem nos valores da carga máxima obtidos e nos correspondentes deslocamentos axiais. O deslocamento axial correspondente à carga máxima é substancialmente superior nos ensaios em provetes com superfícies do furo indentada relativamente aos ensaios em provetes com superfície do furo não indentadas (lisa ou rugosa). Verifica-se também que a capacidade de carga da ligação depende do tratamento da superfície do furo adotado em cada provete. De facto, os resultados demonstram que os provetes com superfície do furo indentada (com anéis ou em hélice) apresentam uma capacidade da ligação superior em relação aos provetes com outro tipo de tratamento da superfície do furo. Essa diferença de capacidade de carga máxima é consistente com os modos de rotura observados, com deslizamento da calda nos ensaios em provetes com superfícies do furo não indentadas (lisas ou rugosas) e com corte da calda nos ensaios em provetes com superfícies do furo indentadas. Esse acréscimo da capacidade de carga está associado ao aumento da rugosidade da superfície do furo com soluções indentadas aumentando conseqüentemente a aderência.

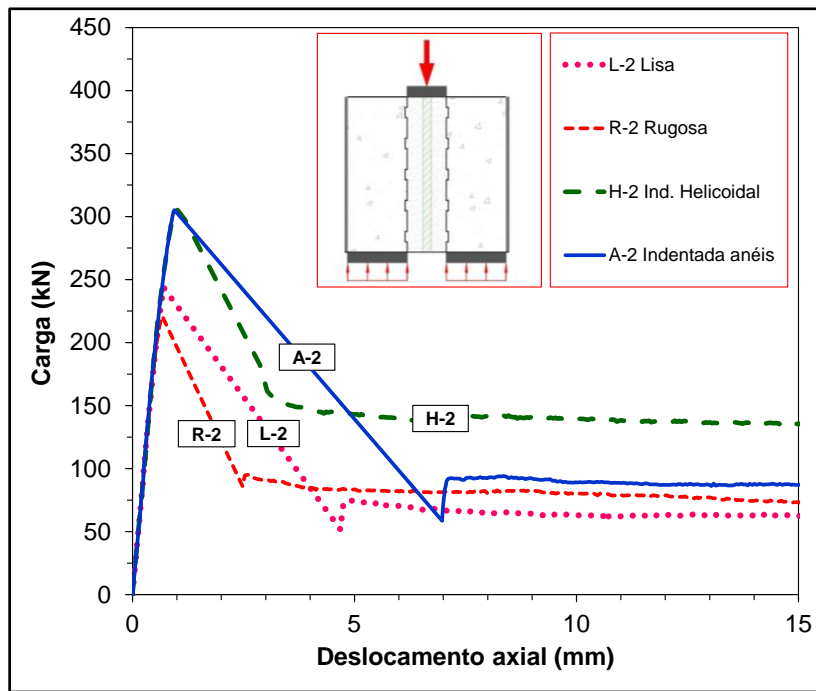


Figura 4.12 – Curvas carga / deslocamento obtidas para cada tipo de tratamento da superfície do furo

Na Figura 4.13 são apresentadas as curvas carga / deslocamento obtidas nos 3 ensaios realizados em provetes com superfície do furo lisa.

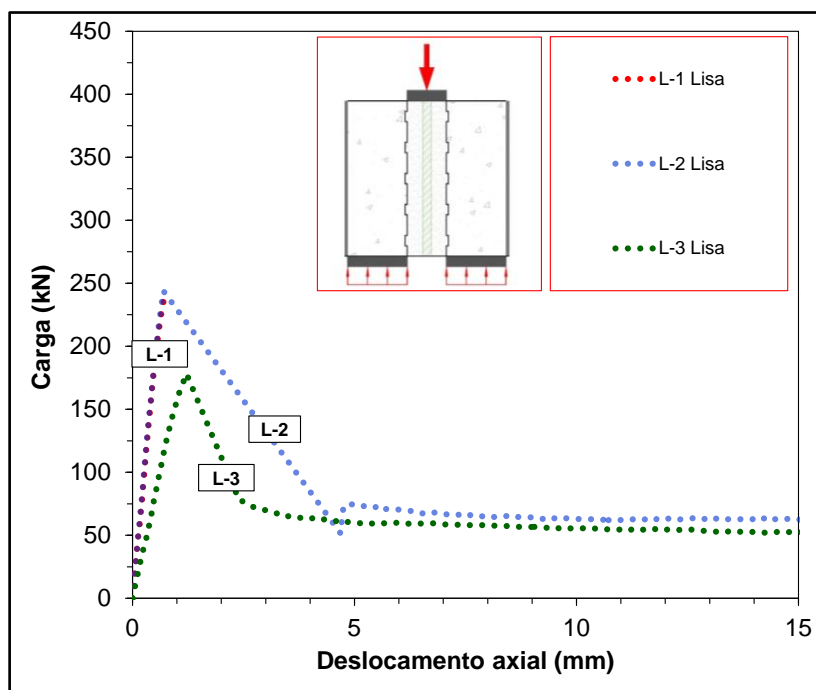


Figura 4.13 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios com superfície do furo lisa

Observa-se que os ensaios L-2 e L-3 apresentaram a capacidade residual semelhante aos ensaios descritos no parágrafo anterior, no entanto, o ensaio L-1 não apresentou qualquer capacidade residual após atingir a carga máxima de rotura. O provete L-1 foi o único que foi ensaiado sem cofragem de PVC, pelo que podemos concluir que a capacidade residual observada nos outros ensaios sem armadura transversal de confinamento é devida essencialmente ao confinamento conferido pelo molde de PVC.

Na Figura 4.14 é apresentada a influência do método de preparação da superfície (rugosidade da superfície do furo) no valor da tensão de rotura da aderência na interface calda / betão obtida nos ensaios realizados com provetes não confinados. São apresentados, para cada tipo de tratamento dos furos, os valores médios da tensão de rotura da aderência obtidos. Os valores variaram entre 2,85 e 4,18 MPa.

Os resultados obtidos demonstram que provetes com superfície do furo indentada com anéis e provetes com superfície do furo indentada em hélice apresentam valores da rotura da aderência semelhantes entre eles e superiores de aproximadamente 35 % comparativamente aos ensaios realizados em provetes com a superfície lisa. O valor da tensão de rotura da aderência obtida nos provetes preparados com a superfície rugosa de areia ($f_{bu}=2,85$ MPa) é inferior ao inicialmente esperado devido à deficiente preparação dos provetes, uma vez que o uso excessivo de descofrante modificou as características da superfície, reduzindo a aderência entre a calda e o betão.

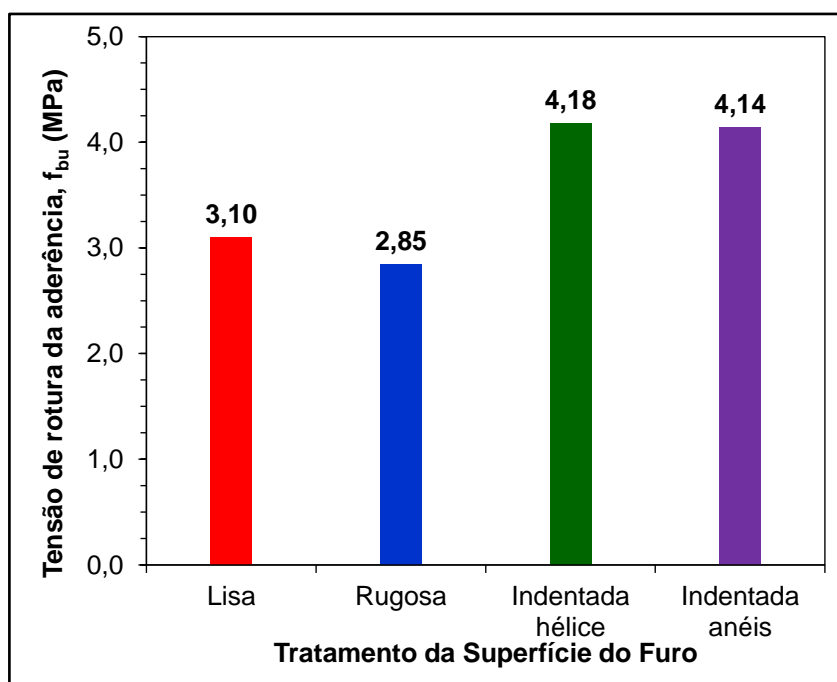


Figura 4.14 – Gráfico dos valores médios da tensão de rotura da aderência por tipo de superfície

O acréscimo da rugosidade da superfície do furo incrementa os valores da adesão e do atrito, parâmetros associados ao mecanismo de aderência na interface calda / betão. Numa primeira fase, até à rotura, a aderência é resultado das componentes da adesão e do atrito. Após a rotura, a aderência é resultado do atrito mobilizado na interface calda / betão. No caso de provetes sem armadura transversal, o confinamento conferido pelo betão é reduzido, mobilizando uma componente de atrito baixa e conseqüentemente um valor da aderência reduzida, como pode ser comprovado pelas roturas frágeis e reduzida capacidade residual obtidas.

4.3.3. Ensaios em provetes com armadura transversal

Estes ensaios pretenderam avaliar a influência de diferentes níveis de confinamento no comportamento da ligação.

Na Figura 4.15 são apresentadas curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios realizados em provetes com armadura transversal com 4 diferentes níveis de confinamento.

Analisando as respetivas curvas carga / deslocamento verificamos um comportamento semelhante em todos os ensaios, em que cada curva carga / deslocamento exibe três fases diferentes. Primeiro, identifica-se um ramo linear elástico até ao aparecimento da primeira fissura no topo da superfície de betão, apresentando valores da rigidez inicial com ligeiras variações em alguns ensaios. Aos 80-90% da carga máxima inicia-se uma resposta não linear. Esta resposta consiste na perda gradual de confinamento à medida que as fissuras se propagam ao longo do cilindro de betão. Este resultado é uma resposta não linear da ligação, acompanhado pela perda de rigidez observada e pela rotura da ligação. Após atingir a carga máxima, o confinamento conferido pela armadura transversal garante uma elevada capacidade e ductilidade à ligação devido às pressões de confinamento que atuam na interface calda / betão. A análise das curvas permite constatar que tanto a carga máxima de rotura como a capacidade de carga residual aumentam com o acréscimo da quantidade de armadura transversal e respetivo confinamento. Conclui-se portanto que um acréscimo de confinamento leva a um aumento da capacidade global da ligação.

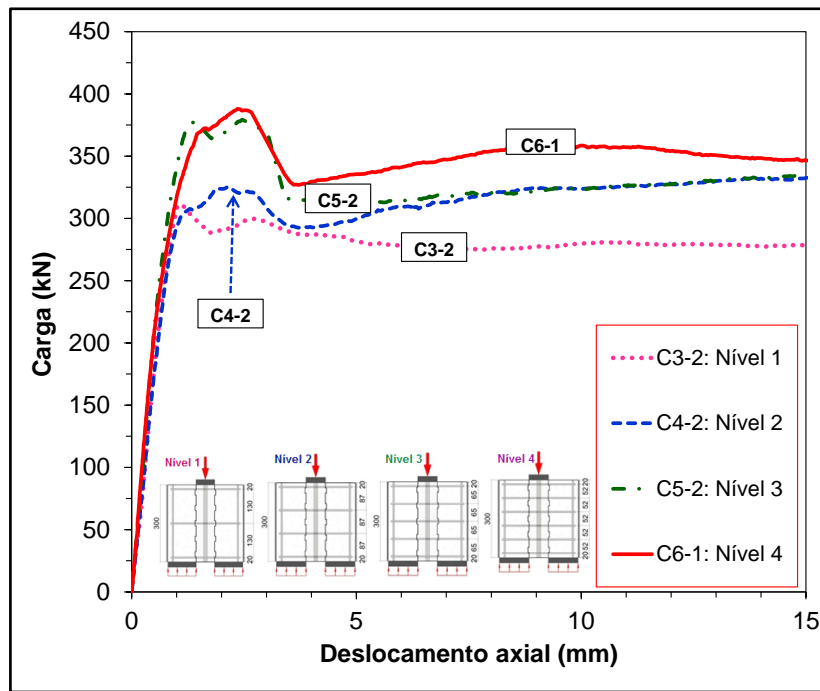


Figura 4.15 – Curvas carga / deslocamento obtidas para os diferentes níveis de confinamento

A Figura 4.16 demonstra, através das respectivas curvas carga / deslocamento, as diferenças de comportamento entre provetes com nível de confinamento mais baixo (percentagem de armadura por volume de betão = 0,33 %) e sem armadura transversal de confinamento, ambos com superfície do furo indentada como parâmetro fixo. Os valores obtidos para a capacidade da ligação foram semelhantes. No entanto para o nível mais alto de confinamento obtiveram-se valores da capacidade da ligação 25% superior. Analisando as curvas verificamos que a rigidez inicial é semelhante em ambos os casos apresentando valores de 379,4 e 335,5 para os ensaios A-2 e C3-2 respetivamente, pelo que se conclui que a presença ou não de confinamento não influencia a rigidez inicial. A rotura dúctil e capacidade residual elevada observadas no provete com armadura transversal contrapõem com a rotura frágil com uma súbita diminuição da capacidade da ligação e reduzida capacidade residual verificadas no provete sem armadura transversal.

Por forma a garantir uma adequada aderência na interface calda / betão deve ser utilizada uma superfície indentada, no entanto, deve ser assegurado um confinamento adequado que permita garantir um comportamento dúctil da ligação. Após a rotura e consequente perda da componente da adesão, o mecanismo condicionante da aderência na interface calda / betão passa a ser o atrito. A presença de armadura de confinamento permite mobilizar o atrito na interface calda / betão de forma a obter uma capacidade

residual elevada e permitindo assim uma rotura dúctil da ligação. Na prática, no reforço de uma sapata existente, deve ser verificado se a sapata possui armadura suficiente para garantir um confinamento adequado ou se é necessária a colocação de armadura adicional.

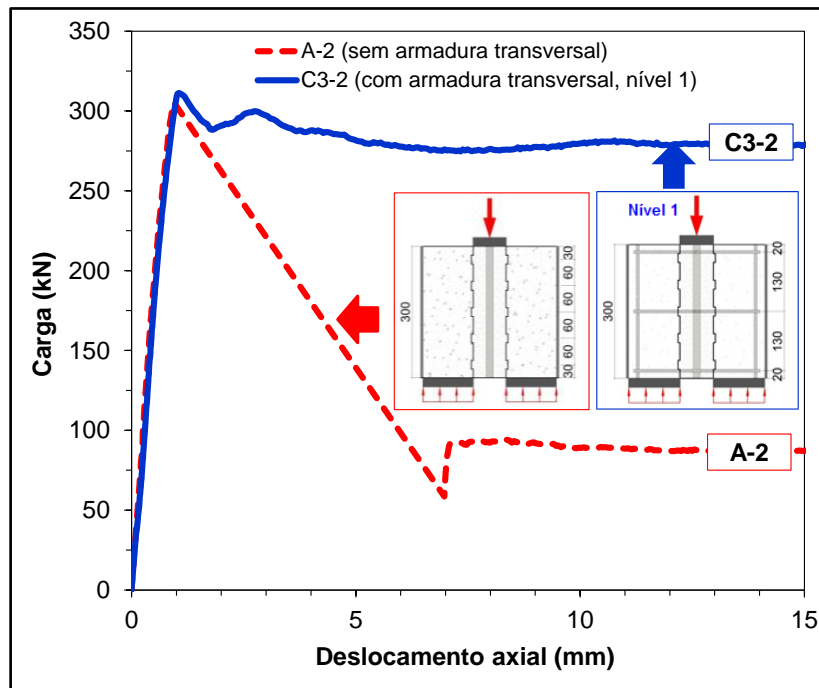


Figura 4.16 – Curvas carga / deslocamento obtidas nos ensaios A-2 (sem armadura transversal) e C3-2 (com armadura transversal).

A Figura 4.17 ilustra a relação entre o valor da tensão de rotura da aderência e a pressão de confinamento conferida pelo cilindro de betão e as armaduras transversais. Nesta figura são apresentados os valores nominais e valores médios de cada ensaio. Os valores da pressão de confinamento foram obtidos pela seguinte expressão:

$$\sigma_2 = \omega_c \cdot f_{cd} \cdot \left(1 - \frac{s_c}{d_c}\right) \quad (4.6)$$

em que:

σ_2 – pressão de confinamento;

ω_c – razão volumétrica da armadura transversal;

f_{cd} – valor de dimensionamento da resistência à compressão do betão não confinado;

s_c – espaçamento entre estribos;

d_c – diâmetro da área confinada.

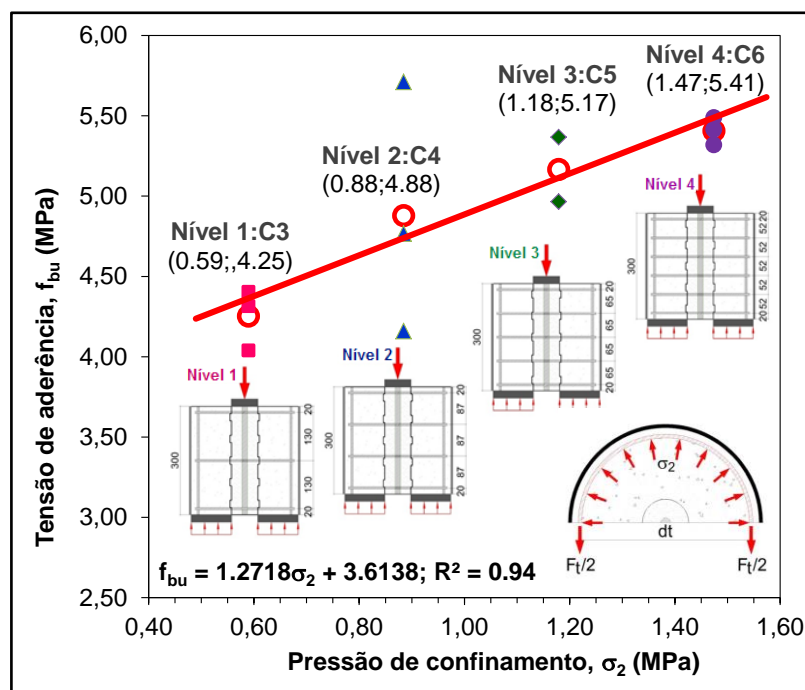


Figura 4.17 – Gráfico dos valores da tensão de rotura da aderência dos ensaios com armadura transversal

Obtiveram-se valores médios do valor da tensão de rotura da aderência entre 4.25 MPa, e 5.41 MPa para os diferentes níveis de confinamento considerados. Verifica-se que a aderência aumenta com o confinamento conferido pela armadura transversal. Este facto apresenta um elevado coeficiente de correlação (0.94). Além disso, a relação parece ser linear e segue o critério de Mohr-Coulomb. Estes resultados são consistentes com os resultados obtidos por Veludo (2012) nos ensaios realizados em microestacas texturadas seladas em blocos de betão com confinamento ativo. A razão volumétrica de armadura transversal ($\rho_w = \omega_w \cdot f_{cd} / f_{yd}$), em percentagem, para cada tipo de provete é: 0.34 para o nível 1; 0.51 para o nível 2; 0.68 para o nível 3; e 0.85 para o nível 4. Num acréscimo da razão volumétrica da armadura transversal de 0.34 (nível 1 de confinamento com percentagem de armadura por volume de betão = 0,33 %) para 0.85 (nível 4 de confinamento com percentagem de armadura por volume de betão = 0,66 %) verificamos um aumento da aderência de 27%.

Através da análise dos resultados obtidos verifica-se que o acréscimo da tensão de rotura da aderência obtida entre cada um dos níveis de confinamento diminui com o aumento da pressão de confinamento. Esta tendência indica que ao atingir-se um determinado valor de confinamento esse acréscimo da tensão de rotura da aderência deixa

de registar-se para valores superiores de confinamento atingindo-se um patamar máximo para o valor da mesma.

Assim, comprova-se a importância do confinamento no comportamento da ligação. De facto, até determinado nível da pressão de confinamento, o aumento do nível de confinamento permite um acréscimo da capacidade de carga da ligação mas também uma ductilidade e elevada capacidade residual após a sua rotura.

4.3.4. Comparação com os códigos de betão e trabalhos relevantes

Conforme referido na secção 2.7, Veludo (2012) realizou ensaios de compressão com microestacas de tubos lisos e texturados, seladas em blocos de betão armado. Os valores obtidos não são diretamente comparáveis com os valores observados no presente estudo porque a geometria dos ensaios adotada foi diferente. Nos ensaios realizados por Veludo (2012) com furos de superfície escovada e com o nível inferior de confinamento ativo, a rotura verificou-se na interface calda / betão com um valor médio da tensão de aderência de 5.52 MPa, nos ensaios realizados com furos de 102 mm de diâmetro e comprimento de selagem de 275 mm. No presente trabalho para um comprimento de selagem equivalente e para superfície do furo lisa (com rugosidade equivalente aos ensaios realizados por Veludo (2012), mas sem confinamento passivo, o valor obtido para a tensão de rotura da aderência na interface calda / betão foi de 3.10 MPa. Esta diferença está relacionada com os diferentes níveis de confinamento adotados nos estudos em análise. Nos ensaios realizados por Veludo (2012) o confinamento conferido pelo betão e pelas armaduras ativas é largamente superior ao confinamento conferido pelo cilindro de betão sem armaduras passivas adotado nos ensaios com provetes não confinados no presente estudo.

Nos ensaios à compressão realizados por Gómez *et al.* (2005) em microestacas de tubos lisos e tubos texturados, selados em blocos de betão, conforme referido na secção 2.7, foram utilizados modelos com uma geometria diferente dos modelos adotados para o presente estudo. Em ambos os estudos foram condicionados os modos de rotura. No presente trabalho o sistema de ensaio adotado condicionou uma rotura pela interface calda / betão enquanto nos ensaios realizados por Gómez *et al.* (2005), a utilização de uma superfície do furo com rugosidade muito elevada condicionou a rotura na interface

aço / calda. Deste modo, não é possível realizar uma comparação direta dos resultados obtidos para a tensão de rotura da aderência. No entanto, verifica-se que as conclusões obtidas neste trabalho estão de acordo com as conclusões obtidas por Gómez *et al.* (2005), em que se verificou que o aumento do confinamento passivo permite uma maior mobilização do atrito nas interfaces aço / calda aumentando a tensão de rotura da aderência e a capacidade da ligação.

Os códigos atuais para o dimensionamento de estruturas de betão armado, Eurocódigo 2 (2010) e ACI 318 (2008) não apresentam expressões direcionadas para o dimensionamento de ligações seladas. Assim recorre-se para esta análise às expressões apresentadas pelos códigos de dimensionamento para o cálculo de comprimentos de amarração e tensões de rotura da aderência.

O Eurocódigo 2 (2010) apresenta para o cálculo do comprimento de amarração a expressão 2.2 apresentada na secção 2.6.2. A expressão considera um coeficiente α_3 para ter em conta o confinamento das armaduras transversais e adota um valor entre 0,7 e 1,0. Isto implica que a aplicação de confinamento leva a uma diminuição do valor do comprimento de amarração, o que significa um aumento da tensão de rotura da aderência. Esta expressão está assim de acordo com os resultados obtidos neste estudo em que se verificou que para maiores percentagens de armadura transversal de confinamento um maior valor da tensão de rotura da aderência.

O ACI 318 apresenta para o cálculo da tensão de rotura de aderência (f_{bd}) a seguinte expressão para varões tracionados:

$$f_{bd} = \frac{1.1\eta_4\sqrt{f'_c}}{4\eta_1\eta_2\eta_3} [(c + K_{tr})/\phi] \quad (4.7)$$

$$\text{com: } (c + K_{tr})/\phi \leq 2.5$$

em que:

c – recobrimento ou espaçamento da armadura longitudinal;

f'_c – tensão de rotura à compressão do betão, em MPa;

K_{tr} – índice de armadura transversal;

η_1 – coeficiente relacionado com as condições de aderência e com a posição do varão durante a betonagem;

η_2 – coeficiente relacionado com o diâmetro do varão

η_3 – coeficiente relacionado com o revestimento dos varões, $\eta_3 = 1$ para varões não revestidos;

η_4 – coeficiente de correção para betões leves, $\eta_4 = 1$ para betões normais;

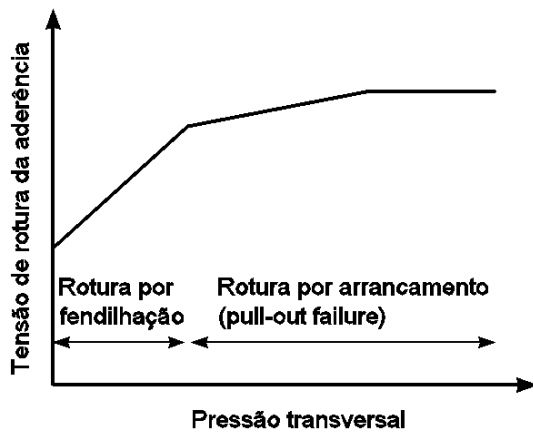
\emptyset - diâmetro do varão, em mm.

Analisando a expressão verificamos que o ACI 318 (2008) considera o efeito de confinamento conferido pelas armaduras transversais no valor da tensão de rotura da aderência através do coeficiente K_{tr} . Esse efeito é no entanto limitado pela condição $(c + K_{tr})/\emptyset \leq 2.5$, de forma a garantir que não se observe uma rotura frágil por arrancamento.

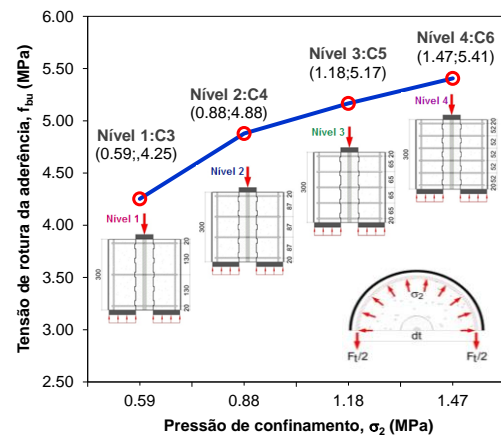
Por último, o Model Code (2010) indica também que a tensão de rotura da aderência é diretamente influenciada pelo nível de confinamento conferido por armaduras transversais. No entanto esta influência tende a ser reduzida com o acréscimo da pressão de confinamento. Atingindo um determinado valor da pressão de confinamento, não se obtém qualquer aumento da tensão de rotura da aderência a partir deste ponto (ver Figura 4.18 a). Este comportamento está de acordo com o comportamento observado neste trabalho nos ensaios realizados com provetes com armadura transversal de confinamento, nos quais se verificou que o acréscimo entre cada nível de confinamento diminuía com o aumento deste, tal como pode ser verificado analisando a Figura 4.18 b).

Na Figura 4.18 é ilustrado os resultados obtidos neste trabalho e gráfico apresentado no Model Code 10 sobre a influência da pressão transversal na tensão de rotura da aderência. De acordo com este código o aumento da pressão transversal conferido pelas armaduras tem uma influência benéfica sobre a tensão de rotura da aderência. No entanto, como é possível observar na Figura 4.18 a) a partir de um certo nível de confinamento a tensão de rotura da aderência permanece constante. Verifica-se que à semelhança dos outros códigos referidos também o Model Code (2010) limita a influência da armadura transversal de confinamento de forma a evitar a ocorrência de uma rotura frágil por arrancamento devido a níveis de confinamento demasiado elevados. O presente estudo confirma essa tendência tendo-se verificado que o acréscimo da tensão de aderência vai diminuindo para níveis de confinamento mais

elevados (acréscimo de 14.8 % do Nível 1 para o 2; 5.9 % do Nível 2 para o 3; e 4.6 % do Nível 3 para o 4).



a) Model Code (2010)



b) Presente estudo

Figura 4.18 – Curvas pressão transversal / tensão de rotura da aderência

5. Conclusões

O principal objetivo do trabalho experimental realizado neste estudo foi avaliar a influência do tratamento da superfície do furo e a influência do nível de confinamento no valor da tensão de rotura da aderência na interface calda / betão, em ligações com microestaca seladas em furos previamente executados em fundações existentes. Para tal foram realizados 26 ensaios à compressão em provetes cilíndricos de betão com varões selados, provetes não confinados e confinados com diferentes percentagens de armadura transversal.

Neste capítulo apresentam-se as principais conclusões obtidas através deste estudo experimental.

Analisando os resultados dos ensaios realizados em provetes sem armadura transversal e com diferentes tratamentos da superfície do furo de selagem obtivemos as seguintes conclusões:

- Em todos os ensaios realizados observou-se uma rotura frágil seguida de uma súbita perda da capacidade da ligação;
- A rigidez inicial da ligação é independente do tipo de tratamento da superfície do furo;
- O recurso a superfícies indentadas com anéis, ou em hélice, permite um acréscimo da tensão de rotura da aderência de aproximadamente 35 % em relação a superfícies lisas e o conseqüente aumento da capacidade da ligação;

Analisando os resultados dos ensaios realizados em provetes confinados com armadura transversal obtivemos as seguintes conclusões:

- Em provetes com armadura transversal observa-se uma rotura dúctil da ligação com elevada capacidade residual (entre 80 a 90 % da carga última);
- Os valores da rigidez inicial são semelhantes aos observados nos ensaios anteriores até ao aparecimento da primeira fissura no topo da superfície de betão;
- A capacidade da ligação aumenta com o acréscimo da percentagem da armadura transversal e conseqüente nível de confinamento atingindo valores 25 % superiores comparativamente aos ensaios em provetes não confinados com o mesmo tratamento da superfície;

- O valor da tensão de rotura da aderência aumenta com o confinamento conferido pela armadura transversal;
- Verifica-se um aumento de 27% na tensão de rotura da aderência na interface calda / betão para um acréscimo da percentagem de armadura transversal de 0.34 (nível 1 de confinamento) até 0.85 (nível 4 de confinamento);
- Na prática é recomendada para este tipo de ligação uma superfície do furo indentada e garantir um confinamento adequado permitindo desta forma obter um comportamento dúctil da ligação com adequada aderência na interface calda / betão.
- Os resultados obtidos no presente estudos confirmam as prescrições e recomendações dos atuais códigos de betão, em relação ao nível de confinamento, tendo-se observado que o acréscimo da tensão de aderência vai diminuindo com o aumento do confinamento.

Este trabalho permitiu avaliar a influência de dois parâmetros muito importantes no comportamento das ligações seladas de microestacas: (1) o nível de confinamento passivo e (2) o tipo de tratamento do furo de selagem. A realização deste trabalho foi no entanto limitada ao estudo da interface calda / betão e a quantidade de ensaios realizados levou a que diversos outros parâmetros com influência no comportamento das ligações seladas fossem fixos. Em desenvolvimentos futuros deverão ser realizados diversos ensaios instrumentados com diferentes níveis de confinamento e tratamentos da superfície do furo, nomeadamente a variação do espaçamento dos dentes numa superfície indentada, adotando modelos com diferentes relações geométricas procurando uma correlação com os ensaios já realizados. A realização de uma modelação numérica permitiria também aprofundar o entendimento sobre o comportamento das ligações seladas assim como dos mecanismos de transferência de carga associados.

Bibliografia

- ACI 318M-08, *Building code requirements for structural concrete and commentary*, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, 2008.
- Bruce, D. *et al.*, *Practical Advice for Foundation Design – Micropiles for Structural Support*. Article. 2003.
- Cadden, A. *et al.*, *Micropiles: Recent Advances and Future Trends*. Current Practices and Future Trends in Deep Foundations. 2004.
- Cadden, A., *Structural design considerations*, Advanced Micropile Design and Construction Seminar, ISM, London, 2009.
- Carvalho, M., *Ancoragens pré-seforçadas em obras geotécnicas. Construção, ensaios e análise comportamental*. Dissertação para obtenção do grau de doutoramento. Universidade do Porto, 2009.
- CEB-FIP, *Model Code 2010 (final draft)*, Comité Euro-International du Béton, Lausanne, Switzerland, 2010.
- EN 14199, *Execution of special geotechnical works-Micropiles*, European Committee for Standardization (CEN), 2005.
- Federal Highway Administration (FHWA), 1997. *Drilled and Grouted Micropiles, State-of-Practice Review. Volume II: design*. United States Department of Transportation, 1997.
- Federal Highway Administration (FHWA), 2000. *Micropile Design and Construction Guidelines Implementation Manual*. United States Department of Transportation, 2000.
- 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,
- Gabriel, J., *Optimização do sistema de suporte por cabos da Mina de Neves-Corvo*. Dissertação de Mestrado em Engenharia Geológica e de Minas. Instituto Superior Técnico, 2012.
- 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

Hutchinson, D. J. e Diederichs, M. S., *Cablebolting in underground mines*, BiTech Publishers, Richmond, British Columbia, Canada, 1996

Kordahi, R. *Underpinnig Strategies for Buildings with Deep Foundations*. Requirements for the Degree of Master of Engineering in Civil and Environmental Engineering. Massachusetts Institute of Technology, 2004.

Lourenço, J., et al., *Betões de agregados leves de argila expandida. Guia para a sua utilização*, APEB - Associação Portuguesa das Empresas de Betão Pronto, Lisboa, 2004.

LNEC, *Especificação E 397 – Betões. Determinação do módulo de elasticidade em compressão*, Laboratório Nacional de Engenharia Civil, 1993.

Neves, M., *Técnicas de Recalçamento e Reforço de Fundações*. 2010. Dissertação de mestrado. Universidade Nova de Lisboa, 2010.

NP EN 196-1, *Métodos de ensaio de cimentos. Parte 1: Determinação das resistências mecânicas*, Instituto Português da Qualidade, 2006.

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, 2008.

NP EN 446, *Caldas de injeção para armaduras de pré-esforço. Procedimentos de injeção*, Instituto Português da Qualidade, 2008.

NP EN 447, *Caldas de injeção para armaduras de pré-esforço. Requisitos básicos*, Instituto Português da Qualidade, 2008.

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 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 10080, *Aços para armaduras de betão armado. Aços soldáveis para betão armado. Generalidades*, Instituto Português da Qualidade, 2005.

NP EN 12350-1, *Ensaaios do betão fresco. Parte 1: Amostragem*, Instituto Português da Qualidade, 2002.

NP EN 12350-2, *Ensaaios do betão fresco. Parte 2: Ensaio de Abaixamento*, Instituto Português da Qualidade, 2002.

NP EN 12390-1, *Ensaaios do betão endurecido. Parte 1: Forma, dimensões e outros requisitos para o ensaio de provetes e para moldes*, Instituto Português da Qualidade, 2003.

NP EN 12390-2, *Ensaaios do betão endurecido. Parte 2: Execução e cura dos provetes para ensaios de resistência mecânica*, Instituto Português da Qualidade, 2003.

NP EN 12390-3, *Ensaaios do betão endurecido. Parte 3: Resistência à compressão dos provetes*, Instituto Português da Qualidade, 2003.

Pease, K. A. e Kulhawy, F. H., *Load transfer mechanisms in rock sockets & anchors*, Electric Power Research Institute, Palo Alto, California, 1984,

Raynor, D. J., *Bond assessment of hybrid frame continuity reinforcement*, Master's Thesis, University of Washington, Seattle, WA, 2000.

Ribeiro, N., *Caldas de injeção cimentícias para báihas de pré-seforço – Estudo da sua estabilidade*. Relatório de Projeto de Mestrado em Engenharia Civil – Especialização em Materiais e Processos de Construção, 2008.

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, 2008.

Silva, D., *Optimização de caldas de cimento para trabalhos de injeção em Geotecnia*. Relatório de estágio para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Civil na área de especialização em Edificações. Instituto Superior de Engenharia de Lisboa, 2010.

Veludo, J., *Reforço de fundações com micro-estacas. Ligação Aço/Calda/Betão*, Tese de Doutoramento, Departamento de Engenharia Civil, Universidade de Coimbra, 2012.