

Universidade Nova de Lisboa
Faculdade de Ciências e Tecnologia
Departamento de Engenharia Civil

**Sistemas de Ancoragem de Cordões de Aço de Alta Resistência por
Aderência**

Hugo Daniel Pereira Fernandes

Dissertação apresentada na Faculdade de Ciências e Tecnologia da
Universidade Nova de Lisboa para obtenção do grau de Mestre em
Engenharia Civil – Estruturas

Orientador: Professor Doutor Válder José da Guia Lúcio

Lisboa
2011

SISTEMAS DE ANCORAGEM DE CORDÕES DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA POR ADERÊNCIA

Agradecimentos

Em primeiro lugar quero agradecer aos meus pais, que me apoiaram durante todo o meu percurso académico, e contra todas as adversidades sempre demonstraram total disponibilidade e apoio para que eu pudesse atingir os meus objectivos.

Ao meu orientador, Prof. Dr. Válder José da Guia Lúcio, pelos seus ensinamentos ao longo do meu percurso académico, não apenas como orientador, mas como professor que fomentou a minha vocação e permitiu que desenvolvesse conhecimentos que sem a sua ajuda não teria conseguido. Agradeço todo o tempo que despendeu para me ajudar neste trabalho e o apoio constante que me permitiu atingir os objectivos propostos.

Aos professores Fernando Pinho, António Pinho Ramos e Carlos Chastre Rodrigues no desenvolvimento dos métodos de reforço das ancoragens e caracterização do material, cuja contribuição e experiência se revelaram preponderantes para o resultado final.

Ao Departamento de Engenharia Civil da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa, pelos meios colocados à minha disposição, e nas pessoas das funcionárias administrativas Maria da Luz e Carla Teixeira, pelo apoio e disponibilidade demonstrados no decorrer da dissertação.

A todos os professores do Departamento de Engenharia Civil que contribuíram com a sua experiência e conhecimento para a realização deste trabalho, bem como ao longo de todo o meu percurso académico.

Ao Eng.^o Duarte Faria por todo o seu apoio ao longo do percurso da dissertação, nos ensaios e na interpretação de resultados, bem como pela disponibilização de material relevante para o tema.

Aos engenheiros Rui Marreiros e Ana Rita Gião por todo o apoio e pelas contribuições que fizeram enquanto me acompanhavam durante a realização do programa experimental.

Às empresas Concremat e Hilti Portugal pelo fornecimento dos blocos de betão e das resinas, e ferramentas necessárias para preparação dos ensaios.

Ao LNEC, nas pessoas dos engenheiros Manuel Pipa e José Louro, pelo fornecimento da resina e pelo aconselhamento dado com a finalidade de me orientar para os resultados pretendidos.

Aos técnicos do laboratório, José Gaspar e Jorge Silvério, pela disponibilidade e apoio prestado durante a realização do programa experimental. Agradeço também à D.^a Beatriz pelo seu apoio e pela sua companhia sempre que foi necessário permanecer em laboratório até tarde.

Finalmente, aos meus amigos, cujo apoio e companheirismo me permitiu atingir os meus objectivos, e que sem a sua ajuda não teria conseguido desenvolver as aptidões necessárias para o fazer.

SISTEMAS DE ANCORAGEM DE CORDÕES DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA POR ADERÊNCIA

Resumo

A ancoragem de cordões de aço de alta resistência com recurso a agentes de aderência é um tópico sem muita informação na literatura, sendo pontual apenas a referência a este caso com recurso a calda de cimento.

O trabalho desenvolvido em que se insere esta dissertação usa o conceito de ancoragem de cordões de aço pós-tensionados com recurso a agentes de aderência à base de resinas epoxídicas, sendo este o agente de aderência a considerar para a aplicação do pré-esforço segundo o programa experimental de Duarte Faria.

Pretende-se avaliar o comportamento na vertente da aderência destas ancoragens, de modo a otimizar o seu desempenho em termos de comportamento e de capacidade resistente, e caracterizar o mecanismo resistente deste tipo de ancoragem, tendo por base o comportamento das ancoragens de fios e cordões de aço pré-tensionados no betão.

Para o efeito, efectuou-se um estudo do mecanismo resistente com base na revisão bibliográfica efectuada e determinou-se um programa experimental que visou analisar as assunções teóricas consideradas na análise do comportamento das ancoragens. Pretende-se ainda caracterizar um modelo de comportamento para este tipo de ancoragem, de modo a identificar os fenómenos que ocorrem durante o carregamento.

Palavras-chave: Reforço de estruturas; Pré-esforço; Pré-tensão; Ancoragens de pré-esforço; Aderência; Comportamento; Capacidade resistente.

Abstract

Post-installed anchorages for strands are a topic with not much information in the literature, only specifically referenced using grouts.

The work in which this dissertation is based on introduced the concept of post-installed strands, in which epoxy resin is the bonding agent to account for in the prestressing of these anchorages. It is intended to evaluate the behavioral aspects of bond, in order to improve its performance in terms of behavior of bond and resisting capacity of the anchorages.

With this in mind, it's intended to identify the characteristics of the resisting mechanism for this particular type of anchorage, according to the bibliographic references of the resisting mechanism for prestressed anchorages in concrete.

For that purpose, a study of the resisting mechanism has been carried out, according to the bibliographic review in this dissertation, which allowed to determine a test program with the purpose to attest the theoretical assumptions taken in the analysis of the bonding behavior. It is also intended the definition of a theoretical behavior model for this type of anchorages, in order to help characterize the actual behavior of anchorages, and identify the series of phenomena developed while an external force is applied.

Keywords: Structural strengthening; Prestress; Pretension; Prestress anchorages; Bonding; Behavior; Resisting strength.

Índice do texto

1. Introdução	1
1.1. Considerações gerais.....	1
1.2. Trabalho desenvolvido	1
1.3. Objectivos da dissertação	2
1.4. Estruturação da dissertação.....	3
2. Estado da arte.....	5
2.1. Considerações gerais.....	5
2.2. Pré-esforço	5
2.3. Perdas de Pré-esforço	6
2.4. Materiais	7
2.5. Ancoragens de pré-esforço por pré-tensão	10
2.6. Comprimentos de referência segundo o Eurocódigo 2 [45].....	17
2.7. Comprimentos de referência segundo a ACI 318-05 [3]	20
2.8. Comprimentos de referência segundo o CEB-FIP MC90 [17]	21
2.9. Mecanismo resistente.....	22
2.10. Efeito de <i>Hoyer</i>	27
2.11. Tensões transversais nas ancoragens segundo o CEB-FIP MC90 [17].....	27
2.12. Modos de rotura	31
2.13. Ancoragens por aderência	32
2.14. Factores que influenciam a aderência [20]	42
2.15. Limite da adesão segundo o ETAG001 – Parte 5.....	44
2.16. Modos de rotura de ancoragens por aderência	45
3. Estudo do mecanismo resistente.....	49
3.1. Considerações gerais.....	49
3.2. Métodos de análise propostos para ancoragens de pré-esforço.....	49
3.3. Métodos de análise propostos para ancoragens pós-instaladas.....	62
3.4. Modelo de Tensões Uniformes	66
3.5. Aspectos a considerar no desenvolvimento de ancoragens curtas.....	69
4. Ensaios.....	73

SISTEMAS DE ANCORAGEM DE CORDÕES DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA POR ADERÊNCIA

4.1.	Considerações gerais.....	73
4.2.	Ensaio de Pull-out.....	73
4.3.	Ensaio de Push-in.....	75
4.4.	Ensaio de Fluência.....	76
4.5.	Determinação do efeito de <i>Hoyer</i>	77
5.	Programa experimental.....	79
5.1.	Considerações gerais.....	79
5.2.	Caracterização do material.....	80
5.3.	Ensaio de Pull-out.....	84
6.	Análise de resultados.....	103
6.1.	Considerações gerais.....	103
6.2.	Pressupostos e assunções para a análise de resultados.....	104
6.3.	Soluções com confinamento.....	105
6.4.	Soluções com alteração das condições da interface.....	111
6.5.	Análise sintética dos resultados.....	115
7.	Conclusões e recomendações.....	123
7.1.	Considerações gerais.....	123
7.2.	Conclusões.....	123
7.3.	Recomendações futuras.....	125
8.	Bibliografia.....	127

Índice de Figuras

Fig. 1 - Fases de aplicação do sistema de reforço de lajes fungiformes ao punçoamento [32].....	2
Fig. 2 - Concentração da transmissão de esforços a maior distância do pilar	3
Fig. 3 – Tipos de pré-esforço: pré-tensão (esq.) e pós-tensão (dta.)	5
Fig. 4 – Aspecto após deformação instantânea do betão e reentrada das armaduras	7
Fig. 5 - Diagrama de comportamento do aço de alta resistência [45]	8
Fig. 6 - Diagrama de comportamento idealizado e de cálculo do aço de alta resistência [45].....	8
Fig. 7 - Forma idealizada de cordões de pré-esforço em vista (esq.) e em corte transversal (dta.) [79].....	9
Fig. 8 - Rugosidade microscópica superficial de elementos metálicos [53]	9
Fig. 9 - Comprimento de transmissão (l_{pt}) e amarração (l_{bpd}) [12]	11
Fig. 10 - Distribuição da força de pré-esforço nas armaduras ao longo do comprimento de transmissão [68]	12
Fig. 11 - Efeito de <i>Hoyer</i> e tensões radiais no comprimento de transmissão [68]	12
Fig. 12 – Ancoragem como zona de descontinuidade e distribuição de tensões no troço linear	13
Fig. 13 - Tensões nas armaduras de pré-esforço no comprimento de transmissão l_{pt}	14
Fig. 14 - Variação da tensão de aderência ao longo do comprimento de transmissão [68].....	14
Fig. 15 – Distribuição de tensões ao longo do comprimento de transmissão [54]	15
Fig. 16 - Desenvolvimento de tensões nas ancoragens de elementos pré-tensionados [37]	16
Fig. 17 - Componentes do mecanismo resistente segundo o deslizamento da ancoragem [50]	17
Fig. 18 - Comprimentos de referência segundo o EC-2 [45]	18
Fig. 19 - Comprimentos de transmissão e amarração [45].....	20
Fig. 20 - Comprimentos de referência segundo o MC90 [17]	22
Fig. 21 - Variação da tensão resistente em fios e cordões de pré-esforço [35]	23
Fig. 22 - Componentes de resistência do atrito	24
Fig. 23 - Variação do coeficiente de atrito de acordo com a força aplicada	24
Fig. 24 - Relação entre o coeficiente de atrito (C_w) e o deslizamento para cordões de sete fios [35]	25
Fig. 25 - Ilustração das cunhas de betão devido à forma helicoidal dos cordões	26
Fig. 26 - Efeito de <i>Hoyer</i> [43]	27
Fig. 27 - Tensões desenvolvidas ao longo das ancoragens em elementos pré-tensionados [17]..	28

SISTEMAS DE ANCORAGEM DE CORDÕES DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA POR ADERÊNCIA

Fig. 28 - Deformação exagerada de extremidade de elemento pós-tensionado [52].....	28
Fig. 29 - Desenvolvimento das tensões de <i>bursting</i> [17]	29
Fig. 30 – Parâmetros de cálculo da força de <i>bursting</i> (N_{bs})	30
Fig. 31 – Desenvolvimento das tensões de <i>spalling</i> [17].....	30
Fig. 32 - Máxima tensão de <i>spalling</i> para secções vazadas [17].....	31
Fig. 33 - Propagação radial das fendas de <i>splitting</i> [39].....	32
Fig. 34 - Métodos de confinamento do betão nas ancoragens [39].....	32
Fig. 35 - Aplicação prática de ancoragens pós-instaladas [85].....	33
Fig. 36 - Interfaces de uma ancoragem química (corte transversal)	33
Fig. 37 - Sistema de reforço de lajes fungiformes [56].....	34
Fig. 38 - Aparência dos cordões após os ensaios de Pull-out [32].....	35
Fig. 39 - Tipos de comportamento característicos de materiais viscoelásticos [65].....	37
Fig. 40 - Alteração da capacidade resistente de polímeros com o aumento da temperatura ambiente [65].....	38
Fig. 41 - Forças radiais devido a nervuras ou passo de rosca: no betão (a) e pós-instalada (b) [78]	39
Fig. 42 - Aspecto do mecanismo resistente para cordões de aço com adição do agente de aderência.....	40
Fig. 43 - Diferença do andamento do perfil de um furo limpo (esq.) e não limpo (dta.) [80]	40
Fig. 44 – Desenvolvimento teórico da rugosidade média R_a [82].....	41
Fig. 45 – Desenvolvimento teórico da profundidade máxima do perfil [82]	41
Fig. 46 - Susceptibilidade de três compostos a alterações de temperatura [20]	42
Fig. 47 - Ancoragens instaladas em betão fendilhado [30].....	44
Fig. 48 - Patamar decorrente de um deslizamento repentino (perda de adesão) [31]	44
Fig. 49 - Procedimento para determinação da tensão limite da adesão [31].....	45
Fig. 50 - Modos de rotura de ancoragens por aderência: varão (a), interface aço-resina (b), interface resina-betão (c) e extracção de cone de betão (d) [20]	46
Fig. 51 - Modo de rotura de acordo com a resistência do betão e profundidade de embebimento [63].....	47
Fig. 52 – Embebimento dos varões à superfície: total (esq.) e parcial (dta.) [27].....	47
Fig. 53 - Modelo teórico de ancoragem parcialmente embebida [27].....	48

Fig. 54 - Distribuição constante (esq.) e linear (dta.) da tensão de aderência na ancoragem [41] .	50
Fig. 55 - Ilustração gráfica dos limites de dispersão de resultados [5]	51
Fig. 56 - Diagrama de tensões ao longo do comprimento de transmissão (adaptado de [24])	54
Fig. 57 - Comprimento de amarração [24]	55
Fig. 58 - Diagrama Tensão-Deslizamento para um carregamento monotónico [17]	56
Fig. 59 - Alteração da curva tensão-deslizamento devido a fluência [17].....	57
Fig. 60 - Diagrama de variação de tensão-deslizamento (esq.) e esquemas de ensaios (dta.) [25]	58
Fig. 61 - Modelo de análise da componente atrítica de cordões [50]	59
Fig. 62 - Modelo de análise da torção de cordões [50].....	60
Fig. 63 - Distribuição de forças para determinação da rigidez de torção [50]	61
Fig. 64 - Esquema de aplicação de força e tensões na interface [1]	62
Fig. 65 - Modelo de análise de ancoragens por aderência [21].....	63
Fig. 66 - Modelo de distribuição uniforme de tensões [21]	66
Fig. 67 - Comparação entre os diferentes métodos de análise [22]	68
Fig. 68 - Compressão triaxial de um elemento confinado [17].....	70
Fig. 69 – Aproximação da curva tensão-extensão para betão sob estado de tensão triaxial [17] ..	70
Fig. 70 - Confinamento devido a forças de reacção	71
Fig. 71 - Possível superfície de rotura e parâmetros considerados na Tab. 3	72
Fig. 72 - Esquema geral de um ensaio de Pull-out	73
Fig. 73 - Condições de ensaio segundo vários autores/normas [53].....	74
Fig. 74 - Esquema geral de um ensaio tipo Push-in	75
Fig. 75 - Esquema geral de um ensaio de fluência.....	76
Fig. 76 - Esquema do ensaio proposto em [23]	77
Fig. 77 - Forças e deslocamentos do prisma de betão [23].....	77
Fig. 78 - Gradiente de tensões no cordão de pré-esforço [23]	78
Fig. 79 - Provete cúbico de betão após ensaio de resistência à compressão.....	80
Fig. 80 - Dispositivo do ensaio de tracção por flexão (esq.) e pormenor (dta.)	81
Fig. 81 - Curvas características tensão - extensão do ensaio de resistência à tracção por flexão.	82
Fig. 82 - Dispositivo de ensaio à compressão (esq.) e pormenor (dta.)	83

SISTEMAS DE ANCORAGEM DE CORDÕES DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA POR ADERÊNCIA

Fig. 83 - Curvas tensão - extensão para o ensaio de resistência à compressão	83
Fig. 84 – Modelo de ensaio padrão.....	85
Fig. 85 – Sistema para o ensaio de Pull-out	86
Fig. 86 - Esquema geral aplicado aos ensaios de Pull-out.....	87
Fig. 87 - Esquema do ensaio com a instrumentação utilizada.....	87
Fig. 88 - Sistema de medição adoptado no topo dos blocos de betão	88
Fig. 89 – Aplicação prática do sistema (esq.) e mecanismo de fixação ao cordão (dta.).....	88
Fig. 90 - Esquema de medição do deslizamento no fundo dos blocos.....	89
Fig. 91 - Deflectómetro colocado directamente no fundo da ancoragem	89
Fig. 92 - Perfuradoras e respectivas brocas HILTI utilizadas na execução de furos.....	90
Fig. 93 - Instrumentos utilizados na limpeza dos furos: escovilhão (esq.) e ar comprimido (dta.) ..	91
Fig. 94 - Preparação do troço não aderente dos cordões.....	91
Fig. 95 - Espaçadores em resina previamente endurecida (esq.) e aplicação prática (dta.).....	92
Fig. 96 - Tubo plástico cortado em bisel numa extremidade	92
Fig. 97 - Aparência da ancoragem após aplicação de betume de pedra (esq.) e aspecto final (dta.)	93
Fig. 98 - Perfuradora e respectivas brocas BOSCH utilizadas no alargamento dos furos	93
Fig. 99 - Esquema e pormenor da solução de alargamento do furo.....	94
Fig. 100 - Aspecto de um alargamento concêntrico (a) e excêntrico (b)	94
Fig. 101 - Aplicação de um espaçador em resina de maior espessura	94
Fig. 102 - Esquema e pormenor da solução de aplicação de tubos na ancoragem.....	95
Fig. 103 - Coroamento da extremidade do tubo (esq.) e aplicação na ancoragem (dta.)	95
Fig. 104 - Esquema e pormenor da solução de aplicação de molas na ancoragem.....	96
Fig. 105 – Aspecto da mola concêntrica com o cordão (esq.) e aplicação na ancoragem (dta.)	96
Fig. 106 – Esquema e pormenor da solução de adição de resina na interface.....	97
Fig. 107 - Aspecto da resina DELO METALIX S na aplicação (esq.) e endurecida (dta.).....	97
Fig. 108 – Esquema e pormenor da solução de aumento local do diâmetro do cordão	98
Fig. 109 - Cunha de fio de aço e espaçador Ø 4,0 mm inserido no cordão	98
Fig. 110 - Diâmetro final efectivo do cordão (esq.) e variação do diâmetro ao longo da ancoragem (dta.)	99

Fig. 111 - Aspecto final dos cordões de diâmetro aumentado (esq.) e das ancoragens preparadas (dta.)	99
Fig. 112 - Injecção (esq.) e anel de excedente de resina (dta.).....	100
Fig. 113 - Aspecto inicial da face inferior dos blocos (esq.) e face da ancoragem depois de desbastada (dta.)	100
Fig. 114 - Sistema de ensaio para uma ancoragem a meio vão (esq.) e num canto (dta.).....	101
Fig. 115 - Colocação de deflectómetro directamente na ancoragem (esq.) e aparência após ensaio (dta.)	101
Fig. 116 - Aspecto geral no final de um ensaio.....	101
Fig. 117 - Esquema e distribuição de tensões considerados	104
Fig. 118 - Representação simplificada do comportamento verificado nas ancoragens	106
Fig. 119 - Superfície de contacto alterada após $\delta 1$	107
Fig. 120 - Relação tensão - deslizamento para a ancoragem padrão	107
Fig. 121 – Relação tensão - deslizamento para a solução de aumento de espessura	109
Fig. 122 – Relação tensão - deslizamento para a solução de inserção de tubo metálico como confinamento.....	110
Fig. 123 – Relação tensão - deslizamento para a solução de inserção de mola como confinamento	111
Fig. 124 - Relação tensão – deslizamento para a solução com adição de resina na interface.....	112
Fig. 125 - Variação do perímetro de contacto na interface aço – resina	114
Fig. 126 - Superfícies de contacto para a solução de aumento de diâmetro localizado	114
Fig. 127 - Relação tensão – deslizamento para a solução de aumento local do diâmetro do cordão	115
Fig. 128 - Aspecto da interface cordão – resina após o arrancamento	116
Fig. 129 - Aspecto da interface cordão - resina para a solução de adição de resina.....	116
Fig. 130 - Porção do bloco demolida (esq.) e secção reentrante do cordão (dta.).....	117
Fig. 131 - Relação entre a tensão de aderência em regime elástico e em regime plástico	119
Fig. 132 - Relação tensão – deslizamento das soluções com confinamento da resina	120
Fig. 133 - Relação tensão – deslizamento das soluções com alteração da superfície	120
Fig. 134 - Evolução do comportamento em relação à tensão resistente máxima de aderência ...	121

Índice de Tabelas

Tab. 1 - Espaçamento e recobrimento para controlo de tensões de <i>splitting</i> [36].....	29
Tab. 2 - Limites de aplicação dos modelos segundo [22].....	69
Tab. 3 – Diâmetros e espessura de nervuras de resina finais de acordo com o espaçador utilizado	72
Tab. 4 - Características dos cordões de aço de alta resistência	80
Tab. 5 - Resultados do ensaio de resistência à tracção por flexão	82
Tab. 6 - Resultados do ensaio de resistência à compressão	84
Tab. 7 - Valores dos coeficientes constantes considerados na análise de resultados.....	105
Tab. 8 – Resultados dos ensaios da ancoragem padrão	108
Tab. 9 – Resultados dos ensaios da solução de aumento de espessura	109
Tab. 10 – Resultados dos ensaios com tubo metálico como confinamento.....	110
Tab. 11 – Resultados dos ensaios da inserção de mola como confinamento.....	111
Tab. 12 – Resultados dos ensaios da adição de resina na interface	113
Tab. 13 – Resultados dos ensaios de aumento de diâmetro local	115
Tab. 14 – Sintetização de todos os resultados obtidos e comparados com a ancoragem padrão	117

Simbologia

Minúsculas latinas

c_w – Coeficiente de atrito

b – Largura das peças prismáticas no cálculo das tensões

d – Altura útil da secção transversal de betão

e – Espessura do agente de aderência na interface da ancoragem

f_{bpd} – Tensão de cálculo de aderência das armaduras de pré-esforço

f_{bpt} – Tensão de aderência das armaduras na transmissão do pré-esforço

f_c – Tensão resistente de compressão do betão

$f_{c,low}$ – Tensão resistente característica de referência em cilindros de betão

f_{ccm} – Tensão média de rotura à compressão do betão em provetes cúbicos

f_{ci} – Capacidade resistente do betão na transferência do pré-esforço

f_{cm} – Tensão média de rotura à compressão do betão em provetes cilíndricos

f_{ctd} – Valor de cálculo da resistência do betão à tracção

$f_{ctk,0,05}$ – Tensão resistente característica à tracção do betão no quantilho de 5,0%

f_{pc} – Tensão de compressão dos meios prismas de resina

f_{pct} – Tensão da fibra de resina mais traccionada

f_{pd} – Valor de cálculo da tensão de rotura à tracção do aço das armaduras de pré-esforço

f_{pk} – Valor característico da tensão de rotura à tracção do aço das armaduras de pré-esforço

$f_{p0,1k}$ – Tensão limite convencional de proporcionalidade a 0,1% do aço das armaduras de pré-esforço

f_y – Tensão de cedência do aço

h – Altura da secção transversal das peças prismáticas

h_{bs} – Altura do prisma equivalente para as tensões de *Bursting*

k – Rigidez da mola caracterizadora do efeito de torção na ancoragem

k^* – Rigidez da curva tensão – deslizamento

k_s – Coeficiente estatístico correspondente ao quantilho de 5,0%, número de ensaios e grau de confiança da população de resultados

l – Comprimento ou vão

l_a – Comprimento da ancoragem

SISTEMAS DE ANCORAGEM DE CORDÕES DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA POR ADERÊNCIA

l_{bp} – Comprimento básico de amarração

l_{bpd} – Comprimento de amarração das armaduras de pré-esforço

l_{bs} ou l_{sl} – Comprimento do prisma equivalente para as tensões de *Bursting* e *Spalling*

l_{disp} – Comprimento de dispersão das tensões do pré-esforço na secção transversal da peça

l_f – Incremento do comprimento da ancoragem devido aos estados limites últimos

l_{livre} – Comprimento entre o topo da ancoragem e o sistema de medição do deslizamento no topo dos blocos de betão

l_{pt} ou l_t – Comprimento de transmissão do pré-esforço para o betão

n – Número de fios exteriores de um cordão de aço

n_1 ou n_2 – Número de armaduras de pré-esforço acima e abaixo do centróide do prisma

p – Passo de hélice do cordão

t – Braço do binário de forças que compõem o momento torsor

t_1 – Distância das armaduras de pré-esforço acima da secção A-A

t_2 – Distância do centróide acima da secção A-A ao centróide do prisma

z_{bs} – Braço do binário das forças de *Bursting*

z_{sl} – Braço do binário das forças de *Spalling*

Maiúsculas latinas

A_b – Área lateral do agente de aderência

A_c – Área da secção transversal de betão

A_p – Área de secção transversal das armaduras de pré-esforço

A_s – Área transversal

B – Relação entre a tensão resistente de aderência e o comprimento da ancoragem

E_p – Valor de cálculo do módulo de elasticidade do aço das armaduras de pré-esforço

E_s – Módulo de elasticidade do elemento metálico da ancoragem

F – Força resultante da retracção do betão e do efeito de Poisson do aço

F_{PO} – Força de Pull-out

F_{sd} – Força instalada em cada armadura de pré-esforço

G – Módulo de distorção do agente de aderência na interface da ancoragem

I_c – Inércia da secção transversal de betão

J – Força no mecanismo de reacção

$K_{n,t}$ – Coeficiente dependente do tempo para cargas monotónicas ou cíclicas

K_p – Rigidez axial da ancoragem

L_e – Troço elástico do comprimento de transmissão

L_p – Troço plástico do comprimento de transmissão

M – Momento actuante na peça de betão

N – Força normal à superfície

N_{bs} – Forças de *Bursting*

N_{sl} – Força de *Spalling*

P – Força axial na ancoragem considerando o diâmetro nominal do elemento metálico

P_{ad} – Força limite de adesão

P_b – Força axial na ancoragem considerando a rotura pelo agente de aderência

P_m – Profundidade máxima da rugosidade de um furo

P_p – Força na extremidade passiva de aplicação de pré-esforço

P_s – Força axial na ancoragem considerando a rotura pelo elemento metálico

P_t – Força na extremidade activa de aplicação de pré-esforço

P_u – Força de tracção máxima

Q – Forças que compõem o momento torsor na ancoragem

R – Comprimento no qual ocorre o efeito de *Hoyer*

R_a – Rugosidade média

$R^{+ ou -}$ – Rugosidade acima e abaixo da profundidade média da rugosidade de um furo

S – Reentrada das armaduras de pré-esforço

$S_{n,t}$ – Deslizamento afectado da fluência devido a cargas monotónicas ou cíclicas

T – Momento torsor que se desenvolve na ancoragem

Minúsculas gregas

α – Ângulo entre os fios exteriores e o eixo dos cordões de aço

α_{ct} – Coeficiente que contabiliza os efeitos de longo prazo da resistência à tracção do betão e método de libertação do pré-esforço

α_p – Coeficiente caracterizador do tipo de tensões na aderência

$\alpha_{1 ou 2}$ – Coeficiente dependente do tipo de libertação das armaduras pré-esforçadas

α_8 – Coeficiente que contabiliza o tipo de transferência do pré-esforço

SISTEMAS DE ANCORAGEM DE CORDÕES DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA POR ADERÊNCIA

α_9 – Coeficiente dependente do tipo de esforço a analisar

α_{10} – Coeficiente dependente do tipo de armadura de pré-esforço

γ – Ângulo infinitesimal de distorção do agente de aderência

γ_c – Coeficiente parcial de segurança do betão

γ_s – Coeficiente parcial de segurança relativo ao aço das armaduras de pré-esforço

γ_1 – Coeficiente de segurança para o cálculo das forças de *Bursting*

δ – Deslizamento das ancoragens em relação ao betão

δ_{el} – Deslizamento da ancoragem em regime elástico

δ_{fundo} – Deslizamento medido directamente no fundo da ancoragem

$\delta_{máx}$ – Deslizamento máximo correspondente à tensão máxima de aderência

δ_{topo} – Deslizamento da ancoragem medido no topo dos blocos de betão

δ_1 – Deslizamento imite do troço correspondente à componente de atrito da ancoragem

ε_c – Extensão de compressão do betão

ε_{pc} – Extensão de compressão dos meios prismas de resina

ε_{pct} – Extensão da fibra de resina mais traccionada

ε_{ps} – Extensão nas armaduras devido ao pré-esforço

ε_s – Extensão do elemento metálico na ancoragem

ε_{si} – Extensão inicial nas armaduras devido ao pré-esforço

ε_{ud} – Valor de cálculo da extensão do aço da armadura de pré-esforço

ε_{uk} – Valor característico da extensão do aço da armadura de pré-esforço

ϵ – Excentricidade das armaduras de pré-esforço em relação ao centróide da secção de betão

η – Coeficiente de homogeneização do deslizamento da ancoragem com o deslizamento em regime elástico

η_1 – Coeficiente que contabiliza as condições de aderência

η_{p1} – Coeficiente que contabiliza o tipo de armadura de pré-esforço e condições de aderência na libertação das armaduras de pré-esforço

η_{p2} – Tipo de armadura de pré-esforço

θ – Rotação do cordão quando ocorre deslizamento da ancoragem

μ – Coeficiente de atrito

ξ – Coordenada adimensional da ancoragem

σ_{bs} – Tensão de *Bursting* do betão

σ_c – Tensão de compressão no betão

σ_p – Tensão nas armaduras de pré-esforço

σ_{pd} – Valor de cálculo da tensão resistente à tracção das armaduras pré-esforçadas

σ_{pi} – Tensão nas armaduras na transmissão do pré-esforço

σ_{p0} – Tensão nas armaduras de pré-esforço após as perdas instantâneas

$\sigma_{p\infty}$ – Tensão nas armaduras de pré-esforço após as perdas diferidas

σ_{sl} – Tensão de *Spalling* do betão

σ_{sp} – Tensão de *Splitting* do betão

τ ou f_b – Tensão resistente de aderência na interface dos elementos metálicos

τ' – Tensão resistente de aderência de dimensionamento na interface aço-resina

τ_{el} – Tensão resistente de aderência em regime elástico

τ_d – Tensão resistente de aderência nos estados limites últimos

τ_f – Tensão resistente para um deslizamento correspondente a 15% de $\tau_b^{máx}$

$\tau_{f_c=20MPa}$ – Tensão resistente média de aderência na interface aço-resina determinada tendo um betão com $f_c = 20MPa$ como material base

$\tau_{máx}$ – Tensão máxima de aderência na interface das armaduras

τ_t – Tensão resistente de aderência na transmissão de pré-esforço

τ_0 – Tensão resistente de aderência na interface do agente de aderência e o material base

τ_1 – Tensão caracterizadora do troço correspondente à componente de atrito da ancoragem

ϕ_b – Coeficiente de segurança relativo à rotura do agente de aderência

ϕ_s – Coeficiente de segurança relativo à cedência do elemento metálico

ψ_b – Coeficiente dependente da área lateral do agente de aderência

ψ_c – Coeficiente dependente da resistência do betão

w – Deslocamento axial ou transversal

Maiúsculas gregas

$\Delta\sigma_p$ – Variação de tensão nos cordões

II_{ext} – Energia devido a solitação externa

II_{net} – Energia total da ancoragem

SISTEMAS DE ANCORAGEM DE CORDÕES DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA POR ADERÊNCIA

II_r – Energia interna do agente de aderência

II_s – Energia interna do elemento metálico

\emptyset – Diâmetro nominal das armaduras

\emptyset_e – Perímetro efectivo do cordão de aço

\emptyset_w – Perímetro de cada fio do cordão de aço

\emptyset_0 – Diâmetro do furo no material base

Abreviaturas utilizadas

ACI – American Concrete Institute

CEB – Comité Euro-International du Béton

Cv – Coeficiente de Variação

EC-2 – Eurocódigo 2

ELU – Estados limites últimos

EN – Norma Europeia

FIB - Fédération Internationale du Béton

FIP - Fédération Internationale de la Précontrainte

IPQ – Instituto Português da Qualidade

LNEC – Laboratório Nacional de Engenharia Civil

LVDT – Linear Variable Differential Transducer (Deflectómetro)

MC90 – Model code 1990

NP – Norma Portuguesa

PCA – Portland Cement Association

PCI – Prestressed Concrete Industry

1. INTRODUÇÃO

1.1. Considerações gerais

Os sistemas de reforço de estruturas surgiram como uma necessidade emergente de corrigir eventuais erros de projecto ou execução, bem como de alteração da função para a qual a estrutura fora inicialmente projectada.

A adição de pré-esforço exterior é correntemente utilizada em pontes e viadutos dado que estes não possuem limitações em termos de espaço, devido à relação entre o porte da estrutura e o sistema. Já em edifícios, o sistema torna-se mais complicado de executar, pois este pressupõe o uso de elementos salientes por se tratar de pós-tensão e os elementos a reforçar se encontrarem em serviço.

O âmbito desta dissertação incide no estudo da técnica de aplicação de pré-esforço *a posteriori*, mas adicionando-lhe as vantagens da pré-tensão (distribuição de tensões ao longo do comprimento de transferência e o impacto funcional e estético), dado que a ancoragem fica inserida no seio das peças, sendo a transferência de esforços entre o aço e o betão garantida por meio de agentes de aderência à base de resinas epoxídicas, injectadas na interface dos dois materiais.

Nesse âmbito, o sistema de reforço que consta da patente PT 103785 A [34] insere-se nos sistemas de reforço por adição de pré-esforço, com a diferença de este não ser totalmente exterior e aliar as vantagens da pré-tensão à pós-tensão.

Este sistema de reforço está a ser analisado no trabalho de doutoramento de Duarte Faria [32], e consiste na aplicação de pré-esforço por pós-tensão através de ancoragens por aderência com recurso a agentes de aderência à base de resinas epoxídicas, reduzindo assim o uso de elementos salientes às celas de desvio e viabilizando a aplicação do sistema a outras estruturas, nomeadamente edifícios, em particular no reforço de lajes fungiformes.

1.2. Trabalho desenvolvido

Como foi referido, esta dissertação insere-se no âmbito da patente PT 103785 A [34] e do trabalho desenvolvido por Faria [32], que consiste no sistema de reforço de lajes fungiformes cujo processo de aplicação está ilustrado na Fig. 1, composto pelas seguintes fases:

- Furação da laje e instalação dos cordões de aço;
- Instalação do mecanismo de aplicação do pré-esforço e sistema de ancoragem provisória, que funcionará durante o período de cura do agente de aderência, ilustrados em (c);
- Aplicação do pré-esforço, seguido da injeção do agente de aderência ao longo do comprimento ilustrado em (d), preconizado segundo o programa experimental de [32];
- Por fim, é feita a libertação das extremidades de aplicação do pré-esforço, passando a ancoragem a depender da capacidade do agente de aderência transmitir esforços ao material base, tratando-se neste caso da laje de betão.

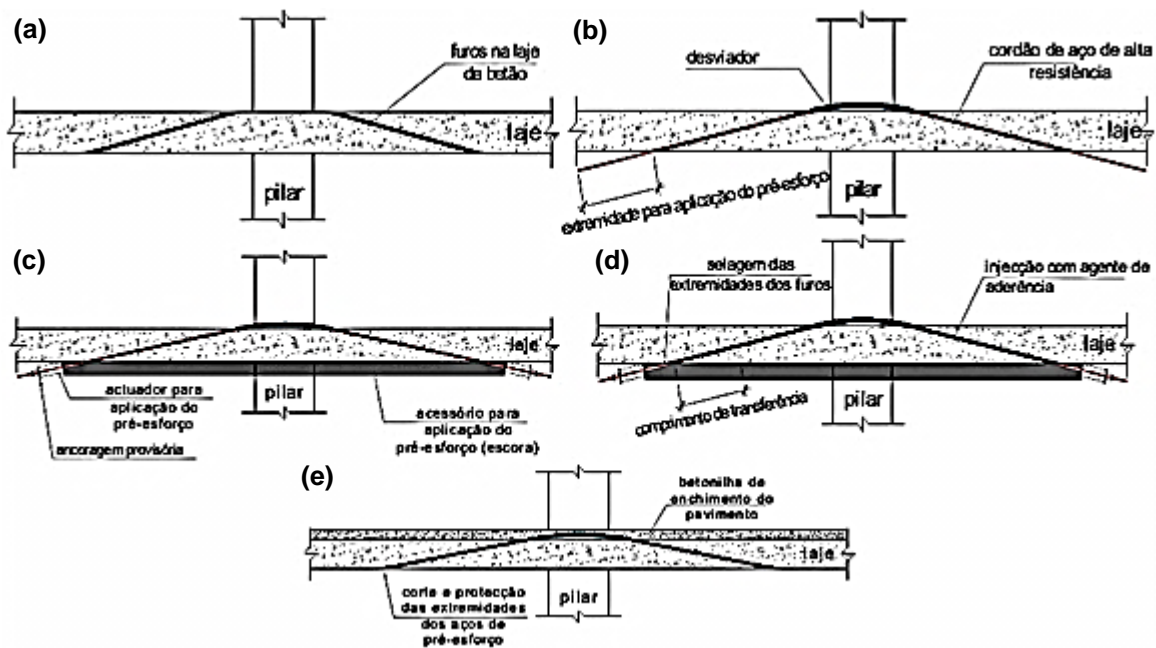


Fig. 1 - Fases de aplicação do sistema de reforço de lajes fungiformes ao punçoamento [32]

Com essa premissa, pode-se concluir que a integridade do sistema de reforço depende em grande parte dessa capacidade de transmissão de esforços, sendo este um dos parâmetros a otimizar nesta dissertação de modo a obter uma maior capacidade resistente da ancoragem.

O comportamento e a capacidade resistente de ancoragens de pré-esforço por pré-tensão encontra-se bem definido na literatura, existindo diversas análises em termos de quantificação do comprimento de transmissão, bem como das forças e tensões desenvolvidas nas ancoragens, permitindo identificar diversos factores de que dependem as condicionantes do mecanismo resistente, analisando que alterações podem ser feitas com vista à optimização das ancoragens.

1.3. Objectivos da dissertação

A integridade deste sistema depende em grande parte da capacidade de se transmitir o pré-esforço ao betão, estando esta tarefa a cargo do agente de aderência utilizado na interface dos dois materiais. Com vista a otimizar essa transmissão de esforços, e com base no trabalho desenvolvido por Faria [32], pretende-se analisar nesta dissertação alterações ao método de ancoragem, a fim de melhorar o comportamento e a capacidade resistente desta.

Pretende-se então analisar um comprimento de transferência de 150mm, concentrando a transmissão de forças resultantes do sistema de reforço numa zona mais afastada do pilar, como ilustrado no esquema da Fig. 2, concentrando a transmissão de esforços numa zona em que a deformação da laje seja mais elevada, e desse modo poder reduzir a deformação e melhorar a sua resistência à flexão.

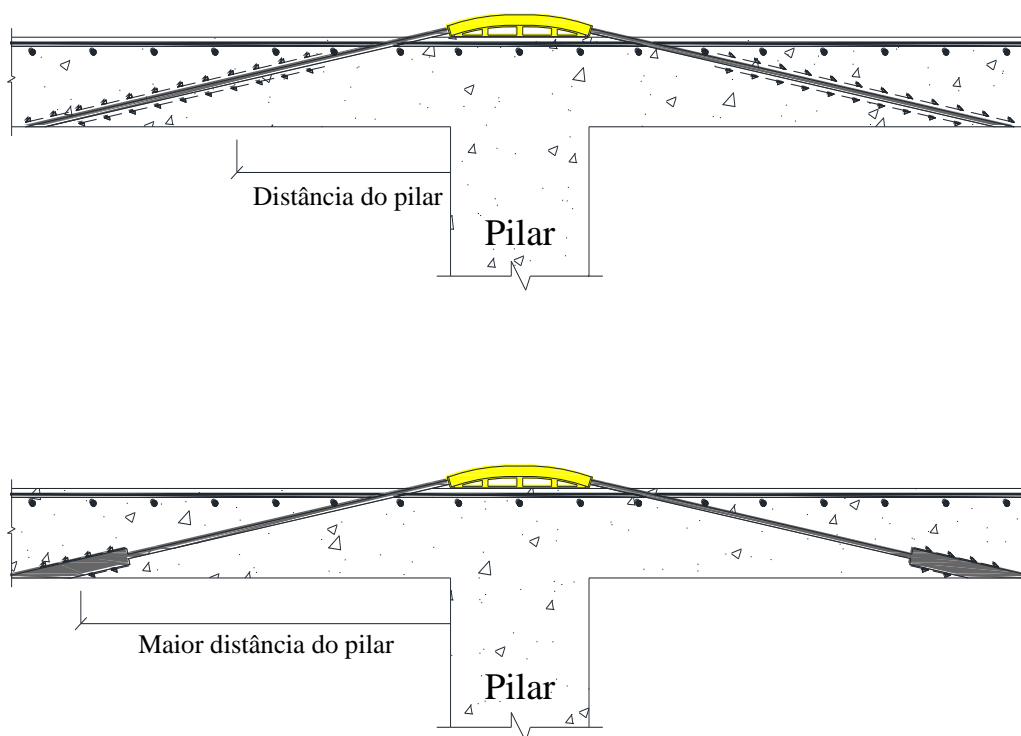


Fig. 2 - Concentração da transmissão de esforços a maior distância do pilar

Pretende-se então desenvolver métodos para concentrar as forças a uma distância superior do pilar, otimizar e caracterizar o comportamento das ancoragens e a sua capacidade resistente.

1.4. Estruturação da dissertação

No primeiro capítulo realizou-se a introdução ao problema a analisar, e apresentaram-se os objectivos que se pretendem atingir com a optimização do sistema de ancoragem por aderência.

No segundo capítulo é feita uma síntese do estado actual do conhecimento sobre o tópico de ancoragens de pré-esforço por pré-tensão, tendo em consideração o caso do betão como material base, e o caso de ancoragens com recurso a agentes de aderência responsáveis por transmitir as cargas externas ao betão. Procedeu-se a uma descrição das ancoragens pós-instaladas mais focada no material responsável pela transmissão de cargas, dado que a integridade das mesmas fica dependente das condicionantes do agente de aderência. Tomou-se também em consideração os tipos de rotura existentes tanto para ancoragens pré-instaladas como pós-instaladas, e os passíveis de ocorrer para a solução de ancoragem em estudo.

No terceiro capítulo é feita uma análise ao mecanismo resistente, sintetizando vários métodos de análise, tanto do comprimento de transmissão como da tensão de aderência que se desenvolve na ancoragem, com vista a determinar que parâmetros se podem otimizar com vista a um melhor comportamento das ancoragens, bem como uma maior capacidade resistente. As soluções determinadas foram condicionadas pela praticidade de execução numa situação real.

No quarto capítulo são enunciados os tipos de ensaio característicos das ancoragens e respectivas condicionantes. Estes dividem-se em quatro grupos principais, Pull-out e Push-in,

SISTEMAS DE ANCORAGEM DE CORDÕES DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA POR ADERÊNCIA

sendo estes os mais relevantes e com capacidade de avaliação do comportamento e quantificação da capacidade resistente da ancoragem, ensaio de fluência, com relevância para o caso em estudo, devido ao uso de agentes de aderência de comportamento viscoelástico, e o ensaio da determinação e quantificação do efeito de *Hoyer*, sendo este o efeito mais característico das ancoragens de pré-esforço por pré-tensão.

No quinto capítulo é então enunciado o programa experimental, com relevância para a disposição dos elementos no modelo geral dos ensaios, assunções e premissas tomadas na realização dos mesmos. Ilustram-se todas as fases relevantes na preparação dos ensaios e caracterizam-se os materiais passíveis de condicionar o comportamento da ancoragem, atestando a sua adequação ao caso em estudo. No final são descritos os ensaios de arrancamento dos cordões de aço (Pull-out), onde foi possível observar a superfície de rotura da ancoragem, de modo a que correctamente se pudesse analisar o seu comportamento e capacidade resistente.

No sexto capítulo é apresentada a análise de resultados, ilustrando-se os resultados experimentais compostos por relações tensão – deslizamento e quantificando-se as alterações de comportamento e capacidade resistente em relação à ancoragem padrão, através da avaliação da energia dissipada, força máxima desenvolvida durante o ensaio, tensão em regime elástico e tensão máxima de aderência mobilizada na interface. Aproximou-se ainda um modelo que melhor caracteriza o andamento da série de dados de todos os ensaios, de modo a determinar um modelo teórico de aproximação aos resultados experimentais, e caracterizar um comportamento padrão do tipo de ancoragem em estudo.

Finalmente, no sétimo capítulo são apresentadas as conclusões e ilações retiradas na avaliação do programa experimental, e sintetizada a optimização dos sistemas de ancoragem em análise.

2. ESTADO DA ARTE

2.1. Considerações gerais

O conceito de ancoragem consiste no troço de armadura onde se mobilizam as componentes de resistência da ligação aço-betão. Estas são características tanto das armaduras passivas como das activas, exigindo as segundas uma análise mais detalhada, pois compreendem a transferência de forças de pré-esforço algumas horas após a betonagem das peças. Essa análise compreende três aspectos, como a transmissão das tensões ao betão, a difusão das tensões no betão e resistência aos estados limites últimos.

Desde estudos iniciais realizados por Hoyer e Friedrich em 1939 [43], que se chegou à conclusão que para a transferência de pré-esforço são condicionantes os parâmetros relacionados com:

- Tipo de aço e geometria da secção;
- Resistência e secção dos elementos de betão;
- Tensões instaladas no aço a transmitir para o betão;
- Estado e qualidade da interface entre os materiais (adição de lubrificantes, oxidação, etc.);
- Tipo de esforços instalados nas armaduras e tipo de libertação das mesmas;
- Existência ou não de confinamento;
- Efeitos a longo prazo nas ancoragens (fluência e retracção do betão);
- Tipo de betão que envolve as armaduras de pré-esforço (qualidade e resistência);
- Recobrimento e espaçamento das armaduras de pré-esforço.

No trabalho de Oh et al [62] é referido que os parâmetros que mais condicionam o comprimento de transmissão são o diâmetro e a forma do cordão, o grau de pré-esforço instalado, bem como a capacidade resistente, o recobrimento, a fluência e a retracção do betão.

2.2. Pré-esforço

A aplicação do pré-esforço consiste na introdução de um estado de tensões nas peças, contrárias às acções de dimensionamento passíveis de ocorrer no horizonte de projecto, de modo a anular parcial ou totalmente as deformações devido a essas solicitações. Esta técnica divide-se em dois tipos principais, a pré-tensão e a pós-tensão, ilustradas na Fig. 3.

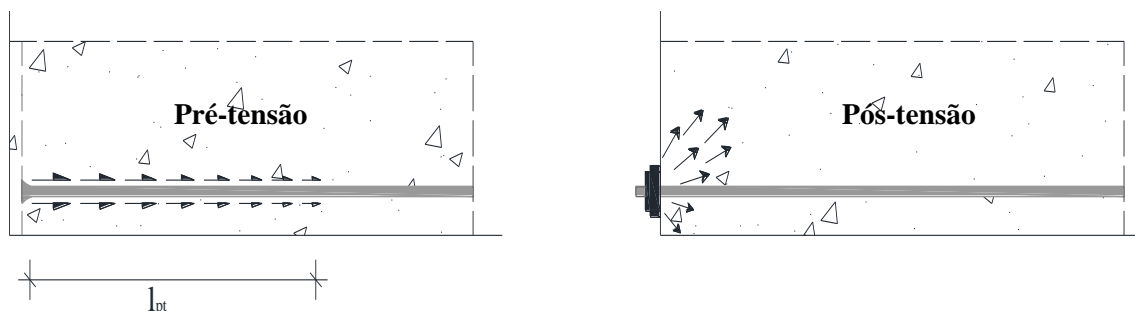


Fig. 3 – Tipos de pré-esforço: pré-tensão (esq.) e pós-tensão (dta.)

Na primeira, o mecanismo resistente da ancoragem depende totalmente da aderência entre o aço e o betão, sendo o pré-esforço aplicado nas armaduras antes da betonagem das peças. Na segunda, são introduzidos elementos metálicos nas extremidades das peças (cabeças de ancoragem), que garantem a transferência de esforços para o betão, mas de um modo mais concentrado e com todas as condicionantes em termos de dimensionamento que tal implica, como o esmagamento localizado do betão. Este tipo de pré-esforço pode aproveitar ou não as capacidades de aderência entre o aço e o betão, funcionando como segurança numa situação acidental, como a rotura local de um cabo, que no caso de pré-esforço não aderente implica o colapso da estrutura devido à interrupção da transferência do pré-esforço para o betão.

No caso de pré-esforço por aderência (Fig. 3, (esq.)), a capacidade resistente da ancoragem depende totalmente da aderência entre os dois materiais ao longo do comprimento de transmissão l_{pt} , eliminando assim a necessidade de elementos adicionais para a ancoragem das armaduras, e distribuindo as tensões uniformemente ao longo desse comprimento, não surgindo problemas de esmagamento localizado do betão, mas podendo surgir problemas de fendilhação das peças. Esta técnica, ao garantir a transferência de esforços entre os dois materiais apenas por aderência, está a rentabilizar as capacidades desses materiais, e evitando o uso de elementos adicionais como bainhas e ancoragens necessárias na pós-tensão significa uma maior economia do processo.

2.3. Perdas de Pré-esforço

Inerente à aplicação de pré-esforço estão associadas perdas que devem ser contabilizadas para um correcto dimensionamento, dado que condicionam o estado de tensão a aplicar nas peças, provocando perdas que se não forem correctamente contabilizadas, resultam num incorrecto dimensionamento dos elementos e uma resistência inferior às acções externas. As duas técnicas de aplicação de pré-esforço possuem perdas específicas, características do tipo de ancoragem e tipo de aplicação de pré-esforço.

As perdas associadas à pré-tensão dividem-se em três grupos principais: iniciais, instantâneas e diferidas. As primeiras ocorrem antes da transferência do pré-esforço, e são compostas por três componentes principais:

- Atrito na zona da ancoragem e pontos de inflexão, possuindo este efeito um valor desprezável;
- Relaxação do aço, dependendo do tempo entre a aplicação da pré-tensão e a transferência do pré-esforço para o betão;
- Perda de tensão no aço e restrição à dilatação térmica do betão, caso seja acelerada a cura por processos térmicos, segundo a NP EN 13369 [13].

As perdas instantâneas surgem quando efectivamente se libertam as extremidades do aço e o pré-esforço é transmitido ao betão, possuindo três componentes principais, sendo mais evidentes a primeira e a terceira, ilustradas na Fig. 4:

- Escorregamento das armaduras ao longo do comprimento de transmissão de pré-esforço e correspondente reentrada no elemento de betão;
- Relaxação a curto prazo do aço;
- Deformação elástica instantânea do betão, sendo esta a mais preponderante das três.

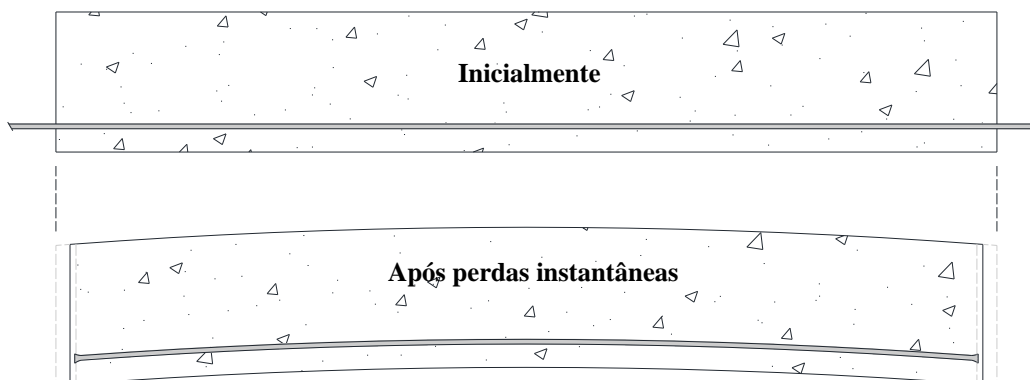


Fig. 4 – Aspecto após deformação instantânea do betão e reentrada das armaduras

As perdas diferidas ocorrem durante a vida útil dos elementos, em que a magnitude dos efeitos causados por estas varia logaritmicamente, possuindo três componentes principais, identificadas e quantificadas no EC-2 [45]:

- Relaxação a longo prazo do aço de pré-esforço,
- Fluência do betão,
- Retracção do betão.

Este tipo de perdas está previsto na EN 13369-2004 [13], que refere que podem ser reduzidas se a resistência do betão após 10 horas de cura ou menos, for pelo menos 50% da resistência total, atingida aos 28 dias.

2.4. Materiais

2.4.1. Aço

O aço característico das armaduras de pré-esforço em cordões trata-se de um aço de alta resistência, caracterizado por possuir uma tensão de rotura situada entre os 1700MPa e os 1900MPa, uma baixa relaxação sob tensão constante e uma susceptibilidade à corrosão sob baixas tensões (Ramos, 2008 [69]). Essa corrosão é um elemento relevante nas armaduras de pré-esforço, pois condiciona a sua capacidade aderente através da alteração da superfície das mesmas, que é a principal responsável pela aderência entre o aço e o betão.

Os aços de pré-esforço são caracterizados por possuírem um módulo de elasticidade um pouco diferente do aço de armadura ordinária, respectivamente 205GPa para fios e 195GPa para cordões (Ramos, 2008 [69]). O facto de os cordões apresentarem uma redução do módulo de elasticidade deve-se ao facto de os fios constituintes dos cordões serem dessolidarizados entre si, e quando solicitados, rodam sobre o fio central, rearranjando-se em torno deste, havendo uma deformação superior associada a este fenómeno.

O comportamento destes aços de alta resistência é ilustrado na Fig. 5, e pode ser determinado através das seguintes propriedades:

- Tensão limite convencional de proporcionalidade a 0,1%;
- Relação entre a resistência à tracção e a tensão limite convencional de proporcionalidade;
- Extensão para carga máxima;
- Classe de relaxação;
- Secção e características da superfície.

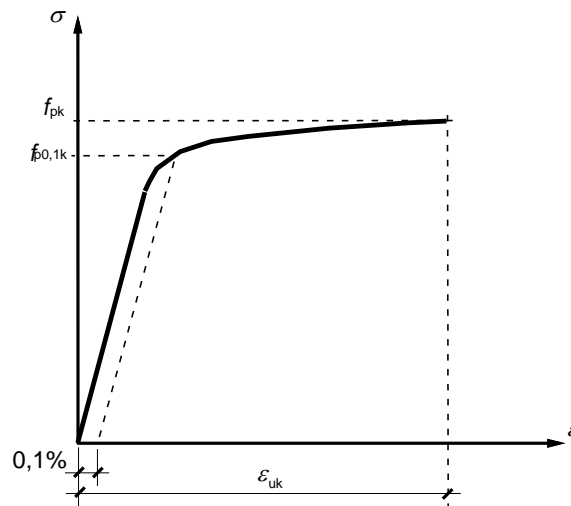


Fig. 5 - Diagrama de comportamento do aço de alta resistência [45]

O comportamento idealizado é ilustrado através de dois troços que se podem considerar em termos de dimensionamento, ilustrados na Fig. 6, divididos entre comportamento elástico e perfeitamente plástico sem limite para extensão do aço ($B_{inferior}$), e bilinear com endurecimento do aço e extensão limitada a ϵ_{ud} ($B_{superior}$). O diagrama 'A' corresponde ao comportamento idealizado do material quando solicitado e os diagramas 'B' correspondem ao diagrama de cálculo, afectado do coeficiente de segurança.

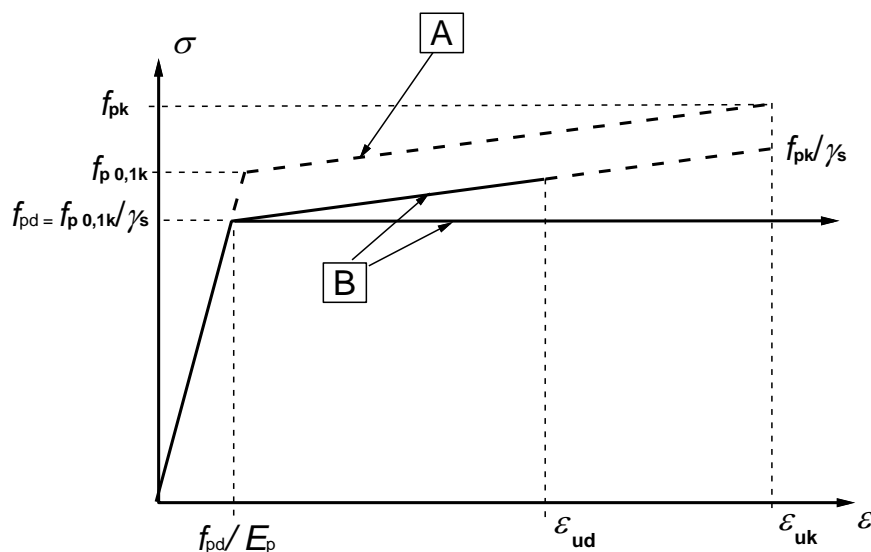


Fig. 6 - Diagrama de comportamento idealizado e de cálculo do aço de alta resistência [45]

Em 1969, Stocker e Sozen [79] simplificaram a forma dos cordões de aço de alta resistência de modo a facilitar a análise do mecanismo resistente devido à sua forma helicoidal, em que o cordão é modelado através de uma secção circular com saliências, como está ilustrada na Fig. 7. Essas saliências referem-se aos fios exteriores do cordão, desenvolvendo-se ao longo deste de forma helicoidal, com um ângulo ' α ' em relação ao eixo do cordão.

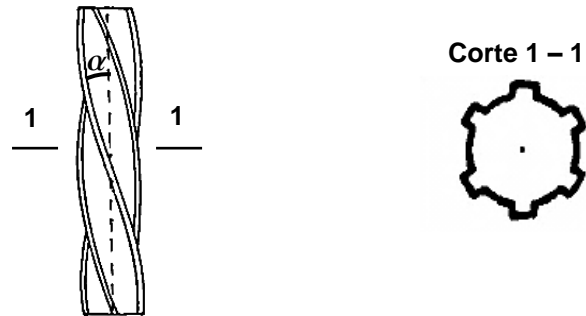


Fig. 7 - Forma idealizada de cordões de pré-esforço em vista (esq.) e em corte transversal (dta.) [79]

2.4.2. Qualidade da superfície

A qualidade da superfície do aço interfere em grande escala na capacidade resistente das ancoragens por pré-tensão, sendo que um factor determinante na capacidade resistente de ancoragens por aderência é a qualidade da ligação aço-betão. Este factor depende da rugosidade apresentada pelos varões, que irá condicionar a ligação destes ao betão, por ser este parâmetro que garante o inter-bloqueamento das partículas de menor dimensão do cimento com a rugosidade microscópica do aço.

A rugosidade é avaliada em termos da oxidação dos varões de aço, e para varões que apresentem uma oxidação superficial, potencia a capacidade resistente das ancoragens, reduzindo o comprimento de transmissão (Janney, 1954 [46]). O mesmo resultado se aplica ao tratamento superficial das armaduras, que caso sejam lubrificadas, ocorre um aumento considerável do comprimento de transmissão.

Leonhardt e Mönnig [53] ilustram na Fig. 8 a superfície de três tipos de elementos metálicos, referindo que esses elementos podem apresentar uma parcela de acção mecânica, mesmo que macroscopicamente aparentem ser lisos. Tal se deve a dois factores, o processo de fabrico e a corrosão, sendo estes os principais responsáveis da alteração da superfície dos materiais.

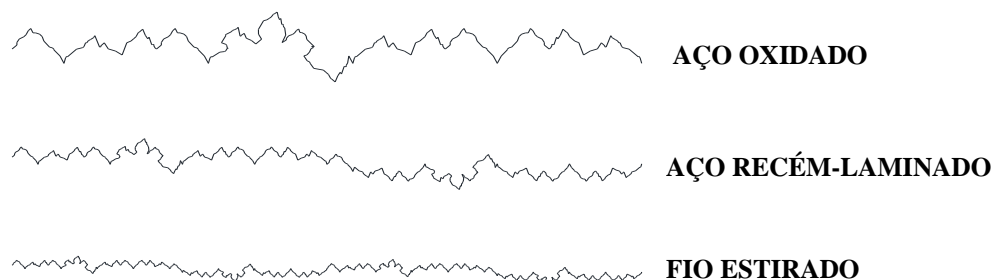


Fig. 8 - Rugosidade microscópica superficial de elementos metálicos [53]

No trabalho de Janney [46] é referido que a capacidade resistente de um fio que apresente oxidação superficial é bastante superior à de um fio de superfície aparentemente lisa, e que a opção por fios daquela natureza tornava pouco provável a rotura pela aderência destes ao betão, advertindo que o enferrujamento não deveria passar de superficial, com atenção para a durabilidade das armaduras de pré-esforço, passível de causar perda de secção transversal.

2.4.3. Betão

O betão destinado a aplicações de pré-esforço deve apresentar sempre boa qualidade e resistência logo desde os instantes iniciais. Tal deve-se ao facto de a aplicação de pré-esforço induzir um estado de tensões de compressão elevadas no betão logo desde muito cedo, levando a que o limite mínimo da classe de resistência se fixe num betão da classe C25/30 (Ramos, 2008 [69]).

O facto de se privilegiar o uso de betões de resistência superior traz vantagens quanto ao comportamento das estruturas, pois o módulo de elasticidade secante aumenta com a classe de resistência do betão. Tal significa que a curvatura de uma peça solicitada à flexão será inferior com o aumento do módulo de elasticidade.

O betão pode ainda ser classificado de elevada resistência (HSC - High Strength Concrete) ou de resistência normal (NSC – Normal Strength Concrete), estipulando a PCA a fronteira do primeiro para o segundo em 41MPa (PCA, 2010 [66]). Com o evoluir da tecnologia do betão este limite tornou-se relativo, podendo ser obtidos com relativa facilidade betões com resistência da ordem do dobro desse valor.

Janney [46] também analisou a tensão resistente das ancoragens variando a resistência do betão. Como os ensaios realizados incidiram sobre fios de pré-esforço, e se concluiu que a capacidade resistente era puramente atrítica, logo à partida foi descreditado qualquer efeito decisivo no aumento da capacidade resistente. Refere-se ainda que um betão de qualidade superior teria maior capacidade de absorver as tensões radiais da ancoragem, aumentando portanto a capacidade resistente da ancoragem.

O programa experimental de Alavi-Fard e Marzouk [4] em varões nervurados permitiu concluir que o uso de betão do tipo HSC referido, com resistências na ordem dos 70MPa a 95MPa, resultou num aumento da capacidade resistente da ancoragem, acompanhada de um comportamento mais frágil, característico de betões de resistência elevada.

2.5. Ancoragens de pré-esforço por pré-tensão

As ancoragens de elementos pré-tensionados são elementos de elevada importância nas estruturas de betão armado pré-esforçado, tanto local como globalmente, pois a performance da ancoragem condiciona o comportamento da estrutura aos estados limites últimos. Nesse ponto, surgiu uma necessidade emergente de se estudarem estes troços específicos das armaduras de pré-esforço, com vista a melhorar a sua performance e prever correctamente os esforços que se desenvolvem ao longo do seu comprimento.

2.5.1. Comprimentos de referência

As ancoragens estão identificadas e quantificadas em três comprimentos de referência, que compõem o comprimento de transferência do pré-esforço, em que se considera que as tensões são transferidas das armaduras de pré-esforço para o betão.

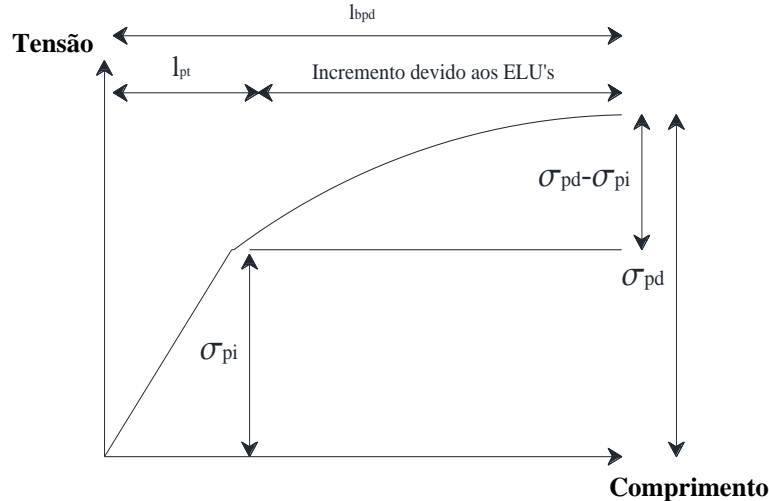


Fig. 9 - Comprimento de transmissão (l_{pt}) e amarração (l_{bpd}) [12]

Os comprimentos de referência dividem-se em dois grupos principais ilustrados no esquema da Fig. 9, e um complementar, respectivamente:

- Comprimento de transmissão (l_{pt}) – necessário para a transmissão da tensão instalada nas armaduras devido à aplicação de pré-esforço no betão;
- Comprimento de amarração (l_{bpd}) – comprimento necessário para garantir a total transmissão das tensões entre o aço e o betão nos estados limites últimos;
- Comprimento de regularização (l_{disp}) – comprimento necessário para a dispersão tridimensional das tensões na secção transversal da peça.

2.5.2. Comprimento de transmissão

O comprimento de transmissão é o comprimento necessário dentro das peças de betão para que ocorra a totalidade da transferência da tensão aplicada nas armaduras de pré-esforço ao betão através da aderência entre os dois materiais, como ilustrado na Fig. 10, onde P é a força de pré-esforço e l_{pt} o comprimento de transmissão.

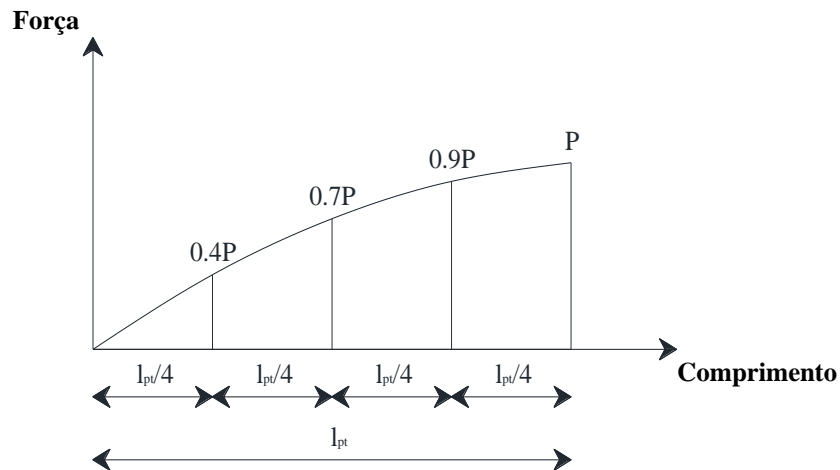


Fig. 10 - Distribuição da força de pré-esforço nas armaduras ao longo do comprimento de transmissão [68]

Neste comprimento, o gradiente de tensões nas armaduras é elevado, tendo a variação de tensões no betão o mesmo andamento, mas tratando-se de compressão. É neste comprimento que se desenvolve o efeito de *Hoyer*, com todas as condicionantes do mesmo, como as tensões radiais que induz no betão, ilustradas na Fig. 11, onde se mostra o efeito de *Hoyer* como consequência da alteração do estado de tensão de nulo até à tensão de aplicação do pré-esforço.

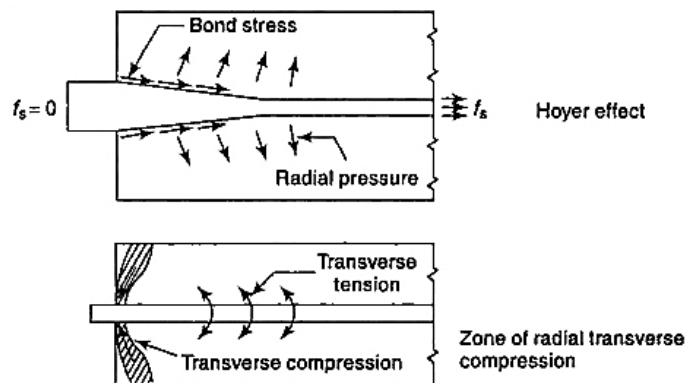


Fig. 11 - Efeito de *Hoyer* e tensões radiais no comprimento de transmissão [68]

A norma ACI 318-08 [2] refere que as armaduras de pré-esforço sofrem algum deslizamento para o interior das peças, mas adverte que se não for tomado um comprimento de transmissão suficientemente extenso, a resistência última do elemento poderá ser condicionada por uma rotura da aderência entre os dois materiais, em detrimento da rotura dúctil conseguida através da plastificação desses materiais.

2.5.3. Comprimento de amarração

Trata-se do comprimento necessário para mobilizar a resistência da ancoragem aos estados limites últimos, tratando-se de um comprimento superior ao comprimento de transmissão. Esse aumento surge pois a rotura da aderência em ancoragens acontece quando o aumento de tensões nas armaduras devido a solicitações externas ultrapassa a força de pré-tensão correspondente ao comprimento de transmissão. Com essa premissa, o comprimento de amarração consiste no

comprimento necessário para absorver o incremento de esforços nas armaduras, ilustrado na Fig. 9.

Outra forma de interpretar o comprimento de amarração é dada por Buckner [10], referindo que o comprimento de amarração é o comprimento de embebito do cordão de pré-esforço necessário para prevenir o seu deslizamento quando é atingida a tensão de dimensionamento aos estados limites últimos. Deste modo, pode-se interpretar a resistência de uma ancoragem como directamente relacionada com o deslizamento do cordão de pré-esforço. Essa afirmação é congruente com o conceito do mecanismo resistente dividido em três componentes, em que todas dependem do deslizamento do cordão, como será descrito em 2.5.7.

O ACI 318-08 [2] refere que a geometria de um elemento pré-esforçado deve ser suficiente de modo a poder mobilizar os comprimentos de referência necessários para a resistência de dimensionamento. Assim, previne-se a sobreposição dos comprimentos de referência que teria como consequência o aumento das tensões na interface dos materiais, podendo levar em último caso a um colapso prematuro dos elementos.

2.5.4. Comprimento de regularização

Dada a complexidade do campo de tensões na zona da ancoragem e a dispersão tridimensional das mesmas, o comprimento de regularização consiste no comprimento suficiente para que a variação de tensões elevadas num troço curto estabilize, distribuindo-se a partir deste as tensões no betão de acordo com a teoria das peças lineares. Este fenómeno é denominado de efeito de Saint Venant, e pode ser observado na Fig. 12 para o caso de aplicação de pré-esforço por pré-tensão, de acordo com o EC-2 [45].

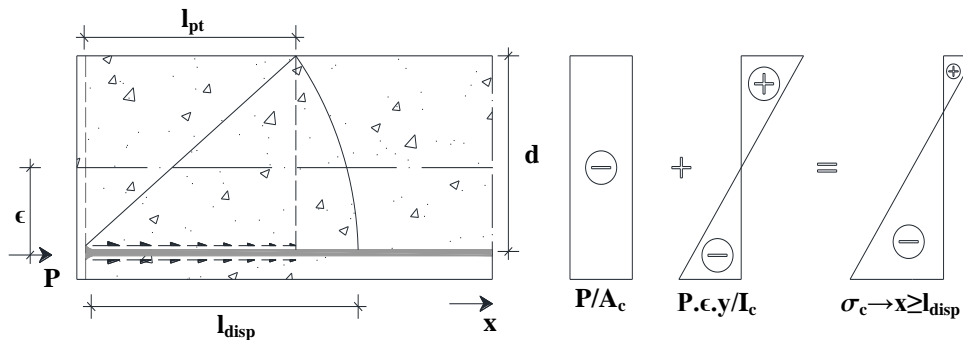


Fig. 12 – Ancoragem como zona de descontinuidade e distribuição de tensões no troço linear

Como a dispersão de tensões depende das tensões instaladas nas armaduras de pré-esforço, bem como da geometria das peças, o comprimento de regularização vem no EC-2 [45] em função destes dois parâmetros, como será demonstrado em 2.6.2.

2.5.5. Transmissão do pré-esforço para o betão na pré-tensão

Considera-se que o pré-esforço por aderência usado na pré-tensão possui uma grande vantagem em relação ao pré-esforço por pós-tensão, pois elimina o risco de esmagamento local do betão, devido às tensões de compressão elevadas na zona da ancoragem, permitindo uma transmissão mais gradual dessas tensões. Não obstante as vantagens enunciadas, este coloca novos

problemas, principalmente na ligação entre os dois materiais, dado ser esta que garante a integridade estrutural das peças ao longo da sua vida útil.

Na pré-tensão, a força aplicada à armadura de pré-esforço será transferida totalmente para o betão na extremidade da peça. Considera-se portanto que existe um comprimento da armadura de pré-esforço, necessária para transmitir as tensões das armaduras de pré-esforço para o betão, denominada de comprimento de transmissão, enunciado em 2.5.1. Neste comprimento, a tensão na armadura varia de zero na extremidade de aplicação do pré-esforço até à tensão de dimensionamento do pré-esforço após perdas iniciais, σ_{pi} , no fim do comprimento de transmissão, como ilustrado na Fig. 13.

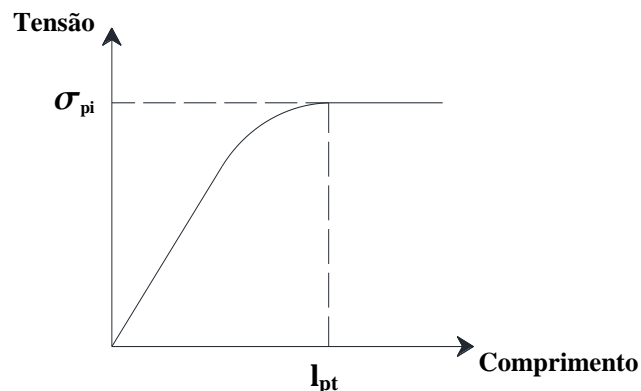


Fig. 13 - Tensões nas armaduras de pré-esforço no comprimento de transmissão l_{pt}

Fora deste comprimento, o gradiente de tensões entre o aço de pré-esforço e o betão reduz e a tensão é aproximadamente constante. Apenas ocorrerão aumentos significativos de tensão fora do comprimento de transmissão para solicitações externas passíveis de ocorrer durante a vida útil das peças, contabilizadas no comprimento de amarração. A tensão de aderência é máxima junto da extremidade da armadura de pré-esforço, variando até perto de zero após este comprimento, de acordo com a Fig. 14.

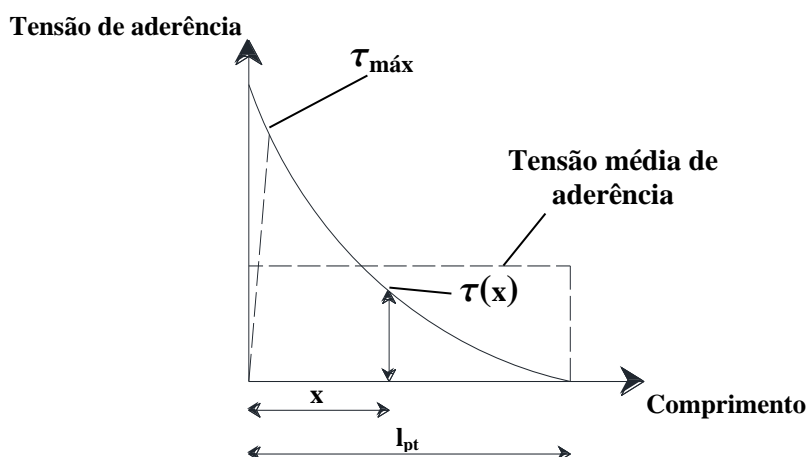


Fig. 14 - Variação da tensão de aderência ao longo do comprimento de transmissão [68]

Janney [46] foi um dos pioneiros no estudo das ancoragens por aderência, caracterizando a capacidade resistente, e relacionando-a com os comprimentos de referência para os cordões de aço de alta resistência. Referiu ainda uma dualidade das armaduras de pré-esforço, na medida em que servem para aplicação de pré-esforço aos elementos de betão, mas quando ocorre uma solicitação externa, estas servem também como elementos de resistência a essas solicitações.

Devido ao aumento do gradiente de tensões nas armaduras na extremidade, a variação de tensão é maior no aço que no betão, e conseqüentemente a extensão acompanha o mesmo diferencial. Assim, refere que existe um deslizamento da armadura em relação ao betão, podendo se preferir a adesão pelo atrito, indicando que a primeira poderia até ser desprezada. Referiu ainda que com a perda da adesão, qualquer incremento no deslizamento das armaduras é acompanhado por um aumento da secção das armaduras de pré-esforço devido à redução da tensão instalada, potenciando o atrito.

A distribuição de tensões na transmissão do pré-esforço para o betão pode ser descrita através de um andamento mais complexo, como uma exponencial decrescente ou uma distribuição de Poisson, de acordo com o proposto por Chandler [14]. Pode-se ainda assumir um desenvolvimento mais simples, linear ou uniforme, como ilustrado na Fig. 15.

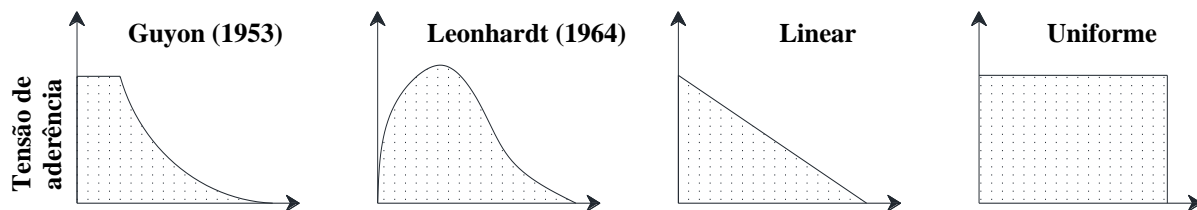


Fig. 15 – Distribuição de tensões ao longo do comprimento de transmissão [54]

De notar ainda que o comprimento de transmissão é inversamente proporcional à qualidade de ligação entre os dois materiais, e directamente proporcional às tensões instaladas nas armaduras de pré-esforço.

2.5.6. Tensões e fendas transversais

Devido à dispersão tridimensional das tensões que se desenvolvem nas zonas de ancoragem de pré-esforço, estas constituem zonas de descontinuidade, estando na Fig. 16 ilustradas as tensões transversais bem como as conseqüências das mesmas, nomeadamente as zonas mais susceptíveis de ocorrer fendilhação, bem como o desenvolvimento das tensões de compressão resultantes do mecanismo resistente da ancoragem, que por equilíbrio interno de forças geram zonas de tracção junto das extremidades, onde podem ocorrer fenómenos de delaminação do betão.

SISTEMAS DE ANCORAGEM DE CORDÕES DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA POR ADERÊNCIA

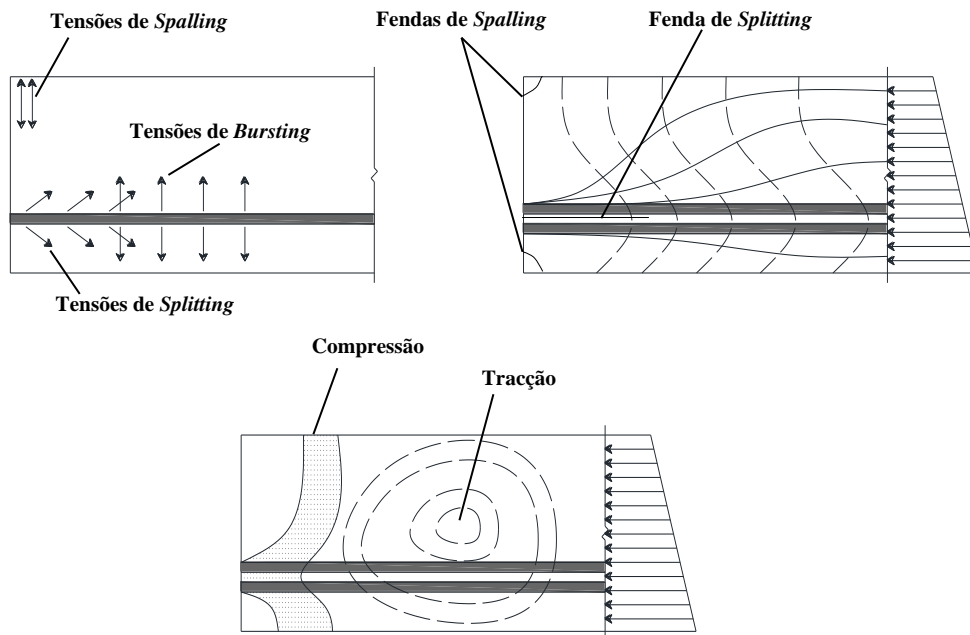


Fig. 16 - Desenvolvimento de tensões nas ancoragens de elementos pré-tensionados [37]

Estas tensões estão identificadas no Model Code 90 [17] e divididas em três grupos:

- Tensão de *splitting* (σ_{sp}) – resultantes da transferência das tensões instaladas no aço para o betão por aderência entre os dois materiais;
- Tensões de *bursting* (σ_{bs}) – ocorrem junto da armadura de pré-esforço e são consequência do aumento de tensões radiais;
- Tensões de *spalling* (σ_{sl}) – ocorrem junto da extremidade de aplicação do pré-esforço, sendo consequência da deformação da peça e do aumento de tensões no limite superior da secção de betão.

No caso da pré-tensão, são características as tensões de *splitting*, que se formam ao longo do comprimento da ancoragem, provocando a dessolidarização dos materiais, podendo causar um mecanismo de rotura local.

2.5.7. Mecanismo resistente das ancoragens

Devido à importância crescente destas zonas como elementos condicionantes da performance das estruturas aos estados limites últimos, foram realizados vários estudos quanto aos efeitos que se desenvolvem ao longo do comprimento da ancoragem, sendo Hoyer [43] um dos autores pioneiros nas análises experimentais de elementos de betão pré-tensionado, referindo para a forma de cunha que os fios de aço de alta resistência apresentam nas ancoragens devido ao efeito de Poisson, denominada de efeito de Hoyer.

Em cordões, a importância deste fenómeno é menor que nos fios, e surgem novas teorias que referem para uma acção mecânica devido à forma dos cordões, bem como a maior área que estes apresentam relativamente aos fios, contribuindo para a componente mecânica do mecanismo resistente.

Este mecanismo é composto por três componentes principais, ilustradas na Fig. 17 [50], que em conjunto formam o mecanismo resistente da ancoragem, e estão identificadas como:

- Adesão – correspondente à adesão física e química entre a superfície das armaduras e as partículas microscópicas de cimento;
- Atrito – correspondente à resistência oferecida por atrito na interface aço – betão, ao deslizamento das armaduras de pré-esforço, sendo dividido em atrito estático e cinemático;
- Acção mecânica – característica dos cordões de aço de alta resistência. É conferida à ancoragem pela forma helicoidal dos cordões, que provoca a rotação do cordão durante o deslizamento, sendo esta restringida pelas “cunhas” de betão que se formam entre os fios exteriores do cordão.

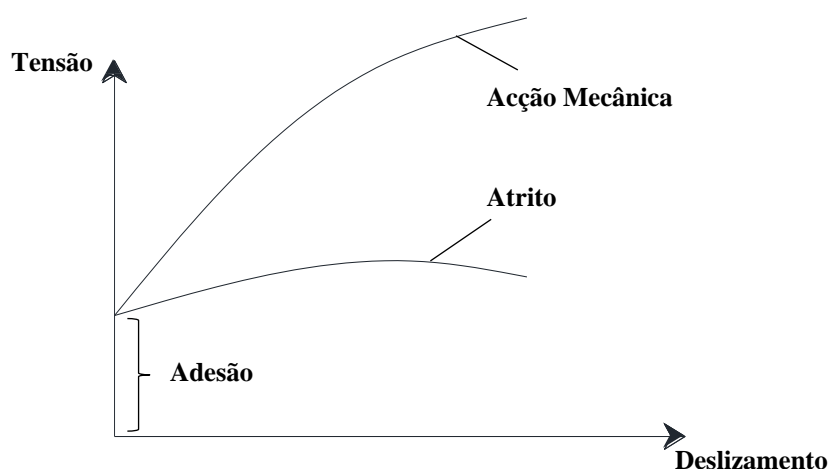


Fig. 17 - Componentes do mecanismo resistente segundo o deslizamento da ancoragem [50]

Da figura pode-se observar que a adesão se mobiliza para um deslizamento muito pequeno (inferior a 1,0mm), consistindo no regime elástico linear da ancoragem. Apesar de a acção mecânica suceder à componente atrítica, pode-se observar que ambas contribuem em simultâneo para a capacidade resistente da ancoragem durante o deslizamento e até se atingir a força última.

Gilbert e Mickleborough [40] referem ainda que devido ao método de aplicação do pré-esforço por pré-tensão, quando a extremidade das armaduras é libertada, ocorre uma reentrada destas na peça de betão, sendo este efeito denominado de *anchorage draw-in*, ou reentrada da ancoragem. Este fenómeno provoca a perda de aderência num pequeno troço das armaduras, remetendo o comprimento de transmissão para o interior da peça, onde se desenvolverá o mecanismo resistente enunciado em cima, sendo importante este facto quando a ancoragem é analisada partindo da extremidade dos elementos.

2.6. Comprimentos de referência segundo o Eurocódigo 2 [45]

É referido nesta norma que nos casos de pré-esforço por aderência, o mecanismo de transferência de tensões entre o aço e o betão está identificado através de três comprimentos de referência, sendo possível apreciar os mesmos na Fig. 18.

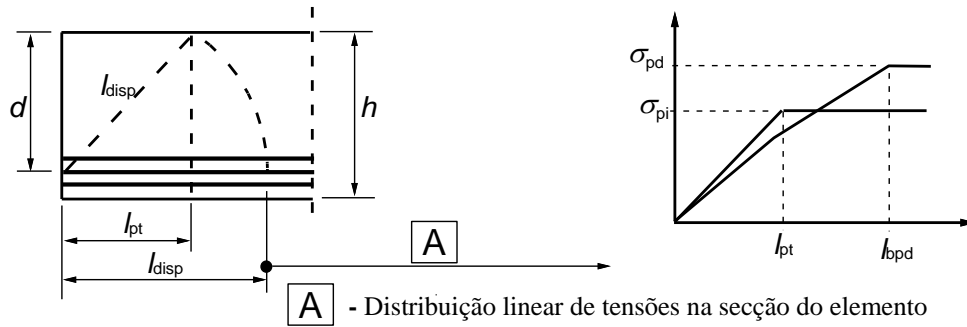


Fig. 18 - Comprimentos de referência segundo o EC-2 [45]

2.6.1. Comprimento de Transmissão, l_{pt}

Este comprimento consiste no trecho de armadura necessário à transmissão da força de pré-esforço, P_0 , ao betão quando é libertada a extremidade de aplicação do pré-esforço. Está quantificado na norma como consta na Eq. (2.6.1):

$$l_{pt} = \alpha_1 \alpha_2 \phi \frac{\sigma_{pi}}{f_{bpt}} \quad (2.6.1)$$

Onde α_1 toma valores de 1,0 ou 1,25 caso se trate de uma libertação gradual ou súbita, α_2 toma o valor de 0,25 ou 0,19, respectivamente para secção circular ou cordões, ϕ é o diâmetro nominal da armadura, σ_{pi} e f_{bpt} são respectivamente a tensão na armadura e a tensão de aderência no momento da libertação. É possível apreciar que este comprimento depende da relação entre a tensão instalada e a tensão de aderência bem como das características geométricas e método de libertação do pré-esforço. A tensão de aderência vem assim quantificada na norma através da seguinte expressão:

$$f_{bpt} = \eta_{p1} \eta_1 f_{ctd} \quad (2.6.2)$$

Onde η_{p1} é 2,7 ou 3,2 dependendo de se tratar de fios indentados ou cordões, η_1 toma valores entre 0,7 e 1,0, dependendo das condições de aderência e f_{ctd} o valor de cálculo da resistência do betão à tracção, dado por:

$$f_{ctd} = \frac{\alpha_{ct} f_{ctk,0,05}}{\gamma_c} \quad (2.6.3)$$

Onde α_{ct} tem em conta os efeitos de longo prazo da resistência à tracção bem como o método de libertação do pré-esforço, $f_{ctk,0,05}$ corresponde à resistência característica à tracção do betão no quantilho de 5%, correspondente a 5% de probabilidade de ocorrência de um valor menor (do quadro 3.1 do EC-2, resulta $f_{ctk,0,05} = 0,7 * f_{ctm}(t)$, com $f_{ctm}(t)$ resistência média à tracção do betão), e γ_c o coeficiente parcial de segurança do betão, tomando o valor de 1,5.

Na norma consta ainda que para verificação de tensões locais no momento da libertação deve-se considerar o comprimento de transmissão afectado de um coeficiente de 0,8 ($l_{pt1} = 0,8 * l_{pt}$). Para

verificações relativas aos estados limites últimos, deve-se afectar de um coeficiente de 1,2 ($l_{pt2} = 1,2 \times l_{pt}$). O coeficiente inferior pode-se entender como ainda não se ter processado a transmissão completa de tensões e o superior como afectado de um coeficiente de segurança.

2.6.2. Comprimento de Regularização, l_{disp}

Este comprimento corresponde ao troço a partir do qual as tensões se difundem linearmente no betão, sendo quantificado pela Eq. (2.6.4).

$$l_{disp} = \sqrt{l_{pt}^2 + d^2} \quad (2.6.4)$$

Observando a Fig. 18 pode-se concluir que o cálculo do comprimento de regularização é a aplicação do teorema de Pitágoras considerando o comprimento de transmissão e a altura útil 'd' da peça.

2.6.3. Comprimento de Amarração, l_{bpd}

Este comprimento serve para verificar a segurança das ancoragens, já que consiste no comprimento em que a força instalada nas armaduras de pré-esforço nos estados limites últimos é totalmente transmitida ao betão, e é quantificada na norma pela equação:

$$l_{bpd} = l_{pt2} + \alpha_2 \phi \frac{(\sigma_{pd} - \sigma_{p\infty})}{f_{bpd}} \quad (2.6.5)$$

Pode-se observar a contabilização do comprimento de transmissão para verificação aos estados limites últimos (l_{pt2}), e uma segunda parcela onde α_2 e ϕ estão definidos na Eq. (2.6.1), e $(\sigma_{pd} - \sigma_{p\infty})/f_{bpd}$ trata-se da razão entre o incremento de tensões no pré-esforço devido aos efeitos das acções externas correspondentes aos estados limites últimos, $(\sigma_{pd} - \sigma_{p\infty})$, e a tensão resistente de aderência de cálculo f_{bpd} .

Esta tensão está quantificada na norma através da Eq. (2.6.6):

$$f_{bpd} = \eta_{p2} \eta_1 f_{cta} \quad (2.6.6)$$

Note-se que a equação é semelhante à Eq. (2.6.2), com a diferença a residir no coeficiente η_{p2} que toma valores de 1,4 ou 1,2 consoante se trate de fios indentados ou cordões.

Apreciando as equações (2.6.2) e (2.6.6) pode-se reparar que para condições idênticas, a tensão de aderência na transferência do pré-esforço é maior para os cordões do que nos fios, mas nos estados limites últimos sucede o contrário.

A representação gráfica do comprimento de amarração pode ser observada na Fig. 19, onde se ilustra também a parcela referente ao comprimento de transmissão, e o tipo de quantificação do mesmo segundo 2.6.1, para análise de tensões no momento da libertação (1) ou nos estados limites últimos (2).

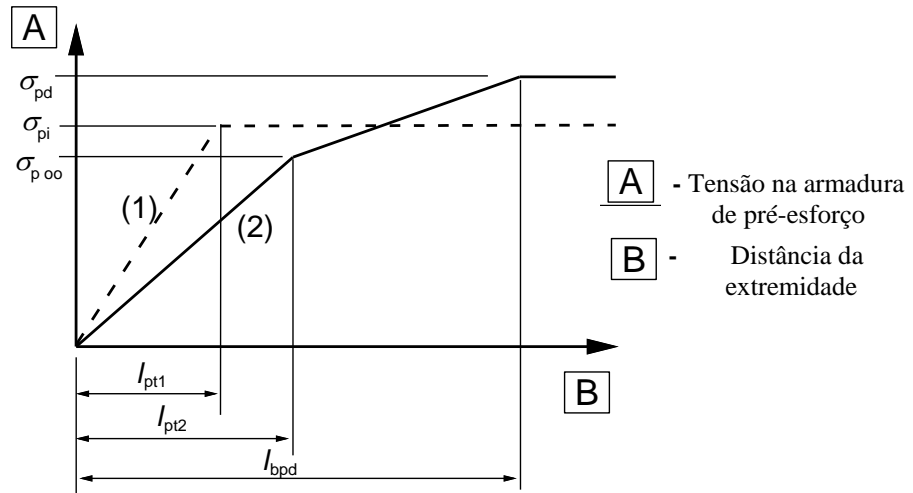


Fig. 19 - Comprimentos de transmissão e amarração [45]

2.7. Comprimentos de referência segundo a ACI 318-05 [3]

Nesta norma o comprimento de amarração, l_{bpd} , é dado pela Eq. (2.7.1) para cordões de aço de alta resistência de sete fios:

$$l_{bpd} = \frac{\sigma_{p\infty}}{21} \phi + \frac{\sigma_{pd} - \sigma_{p\infty}}{7} \phi \quad (2.7.1)$$

Onde $\sigma_{p\infty}$ são as tensões efectivas instaladas nos cordões de aço, ϕ o diâmetro nominal destes elementos e σ_{pd} o valor de cálculo da tensão resistente das armaduras pré-esforçadas. A primeira parcela refere-se ao comprimento de transmissão e é baseada em valores médios de vários programas experimentais, e a segunda refere-se ao comprimento de armadura necessário para resistir aos estados limites últimos. A FIB refere em [35] que para verificação do comprimento de transmissão, l_{pt} , em elementos sujeitos a fendilhação da alma por esforço transversal, este deve corresponder a pelo menos 50ϕ .

Dado a Eq. (2.7.1) não ser conservativa e aplicável a todos os casos, Buckner [10] propôs a inserção de um coeficiente dependente da extensão das armaduras de pré-esforço na rotura, justificando a redução da capacidade resistente das ancoragens com a redução da secção devido ao aumento da tensão longitudinal. Essa alteração teve impacto na segunda parcela da equação anterior, passando a tomar a forma de:

$$l_b = \frac{\sigma_{p\infty}}{21} \phi + \lambda \frac{\sigma_{pd} - \sigma_{p\infty}}{7} \phi \quad (2.7.2)$$

Onde o coeficiente 'λ' toma valores $1,0 \leq 0,6 + 40\varepsilon_{ud} \leq 2,0$ e ε_{ud} corresponde à extensão nas armaduras para σ_{pd} .

É ainda proposto que a verificação do comprimento de transmissão, l_{pt} , se altere para 60ϕ , devido ao aumento da tensão nas armaduras na fase de transferência do pré-esforço.

2.8. Comprimentos de referência segundo o CEB-FIP MC90 [17]

Nesta norma, o comprimento básico de amarração, l_{bp} , está definido como sendo o necessário para resistir aos esforços de dimensionamento para um elemento não pré-esforçado, tomando a forma da Eq. (2.8.1):

$$l_{bp} = \frac{A_p \sigma_{pd}}{\pi \emptyset f_{bpd}} \quad (2.8.1)$$

Onde A_p e \emptyset são respectivamente a área transversal e o diâmetro nominal das armaduras, σ_{pd} o valor de cálculo da tensão resistente das armaduras pré-esforçadas e f_{bpd} a tensão resistente de aderência. Ambas as tensões são calculadas de forma análoga ao ilustrado em 2.6.3 devido à relação intrínseca entre os dois, dado que o EC-2 é baseado em conceitos introduzidos no MC90. O coeficiente $A_p/\pi\emptyset$ toma valores de $\emptyset/4$ para fios, e $7\emptyset/36$ para cordões de sete fios.

O comprimento de transmissão, l_{pt} , é determinado como sendo uma porção do comprimento básico de amarração, l_{bp} , homogeneizado pela relação entre as tensões instaladas no momento de transferência do pré-esforço, σ_{pi} , e o valor de cálculo da tensão resistente das armaduras, σ_{pd} , bem como outros factores relacionados com o modo de transferência do pré-esforço (α_8 , que toma valores 1,0 ou 1,25 para transferência gradual ou instantânea), o tipo de verificação a efectuar (α_9 , 1,0 para verificação da resistência ao esforço transversal ou momento flector e 1,25 para análise de tensões transversais na ancoragem) e o tipo de elementos a analisar (α_{10} , correspondente a 0,5 para cordões ou 0,7 para fios). A expressão para o cálculo do comprimento de transmissão toma a forma da Eq. (2.8.2):

$$l_{pt} = \alpha_8 \alpha_9 \alpha_{10} l_{bp} \frac{\sigma_{pi}}{\sigma_{pd}} [mm] \quad (2.8.2)$$

É ainda referido na norma que o comprimento básico de amarração se refere a situação de Pull-out, e o comprimento de transmissão se refere à situação de Push-in, sendo os dois relacionados através do coeficiente α_{10} .

O comprimento de amarração de cálculo, l_{bpd} , é então dado pela Eq. (2.8.3) composta pelo comprimento de transmissão e uma parcela correspondente ao comprimento necessário para resistir aos estados limites últimos, composta pela porção do comprimento básico de amarração correspondente à razão entre o incremento de tensões presentes nas armaduras, σ_p , e a longo prazo, $\sigma_{p\infty}$, e a tensão correspondente aos estados limites últimos, σ_{pd} .

$$l_{bpd} = l_{bpt} + l_{bp} \frac{\sigma_{pd} - \sigma_{p\infty}}{\sigma_{pd}} [mm] \quad (2.8.3)$$

A representação gráfica dos comprimentos de referência e respectivas tensões atingidas pode ser observada na Fig. 20, que representa os respectivos comprimentos segundo a sua distância à extremidade da peça.

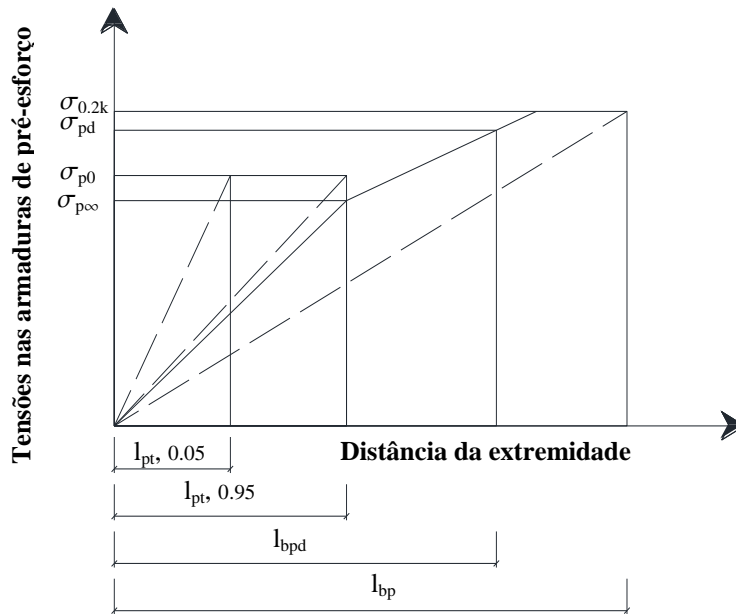


Fig. 20 - Comprimentos de referência segundo o MC90 [17]

2.9. Mecanismo resistente

O mecanismo resistente de cordões de aço de alta resistência tendo o betão como material base está identificado e definido na literatura como dividido em três componentes principais: adesão, atrito e acção mecânica. Quando ocorre uma solicitação externa, essas componentes sucedem-se, garantindo a resistência da ancoragem. Ou seja, primeiramente os cordões de aço actuam através da componente da adesão, e é referido na literatura, que esta componente se perde nos primeiros instantes do carregamento, seja por aplicação de pré-esforço ou solicitação externa. Após a mesma ser vencida, as outras componentes entram em acção com maior relevância, pois a ancoragem passa a depender totalmente destas. Note-se ainda que o facto das componentes de atrito e acção mecânica ganharem relevância após a perda da adesão, estas estão sempre presentes e actuam também em conjunto com a primeira.

2.9.1. Adesão

Esta componente, como já foi enunciado, é a primeira a ser vencida quando ocorre uma solicitação da ancoragem. É composta por duas componentes de adesão, química e física, bem como uma componente de acção mecânica, que corresponde às partículas presentes no cimento a interagirem com a superfície dos cordões de aço, que apesar de se tratarem normalmente de conjuntos de fios lisos, microscopicamente apresentam uma superfície rugosa, como referido em 2.4.2.

A importância desta componente difere nos casos de fios ou cordões de aço de alta resistência, na medida em que os primeiros dependem em grande escala desta componente, dado que após a perda da adesão a capacidade resistente da ancoragem decresce, ao passo que nos cordões

aumenta com o deslizamento, devido às componentes de atrito e acção mecânica, com maior ênfase para a segunda, resultando o comportamento da ancoragem ilustrado na Fig. 21.

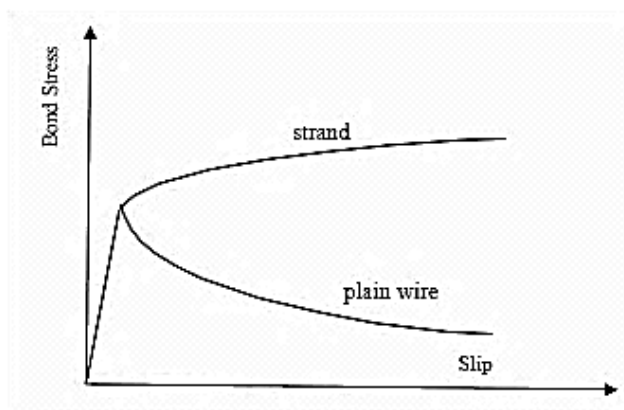


Fig. 21 - Variação da tensão resistente em fios e cordões de pré-esforço [35]

A perda inicial da adesão acontece para um deslizamento pequeno do cordão de aço, dado que este se desloca o suficiente para alterar a posição da sua superfície em relação ao betão. Como em termos de deslizamento se tem uma ordem de grandeza de 1,0mm e as partículas de cimento que actuam nas rugosidades do aço possuem uma dimensão de aproximadamente $1 \times 10^{-3} \text{mm}$ é expectável que ocorra um rearranjo destas logo para um pequeno deslizamento.

Sabe-se ainda das relações constitutivas dos materiais em questão que com o aumento de tensão no aço, devido ao efeito de Poisson, este tem tendência a reduzir a sua secção, e por tal também se considera passível de contribuir para a perda de adesão. Em [46] é referido que a componente de adesão apenas pode ser considerada enquanto não existir deslizamento da armadura de pré-esforço.

No sistema de reforço em análise nesta dissertação a importância da componente de adesão nas ancoragens dos cordões de aço com resina epoxídica é inversamente proporcional à componente de adesão entre o aço e o betão, tendo Faria [32] concluído que a rotura para comprimentos de embebiamento correntes era totalmente adesiva, ocorrendo pela interface cordão – resina.

2.9.2. Atrito

Após ocorrer a dessolidarização entre o cordão e o betão, o mecanismo resistente é composto apenas pelas componentes de atrito e acção mecânica. O atrito corresponde à componente de tensões radiais, perpendiculares à superfície de deslizamento. Essas tensões surgem principalmente da retracção do betão e do efeito de “Hoyer”, como ilustrado na Fig. 22. Tal se deve ao efeito de Poisson, que reduz a secção quando a tensão é aumentada, voltando esta ao normal quando o carregamento é cessado, sendo este efeito proporcionalmente à variação de tensão ao longo do comprimento de transmissão. Desse modo, os elementos metálicos tomam a forma de “cunha” a penetrar na peça de betão, que aliada à retracção do betão aumenta a tensão radial na ancoragem, resultando num aumento da tensão de aderência na interface, para um mesmo coeficiente de atrito.

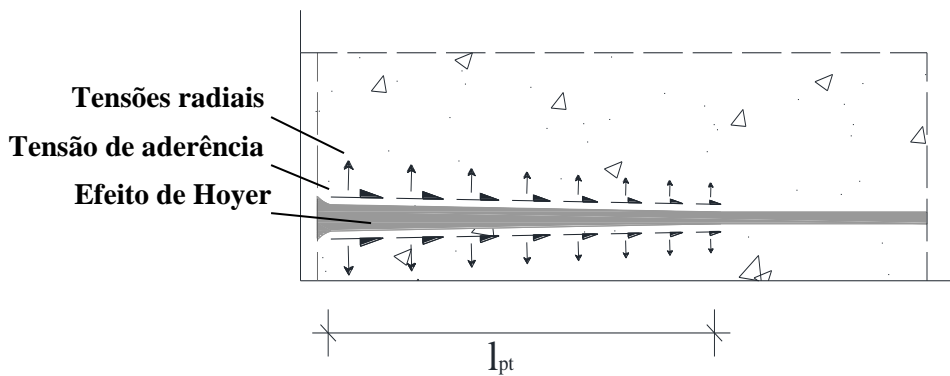


Fig. 22 - Componentes de resistência do atrito

Considera-se que a superfície de deslizamento coincide com a interface aço-betão dado que os cordões são compostos por fios lisos, portanto de rugosidade reduzida. No trabalho de Stroeven e de Wind [81] está determinado o limite de rugosidade do aço que condiciona a superfície de deslizamento R_a , como sendo $1,2 \times 10^{-3} mm$.

Sendo o atrito a resistência oferecida ao deslocamento relativo entre duas superfícies em contacto, o coeficiente de atrito pode ser dividido entre estático e cinemático, sendo possível apreciar a variação do coeficiente de atrito com a variação da força aplicada ao cordão na Fig. 23.

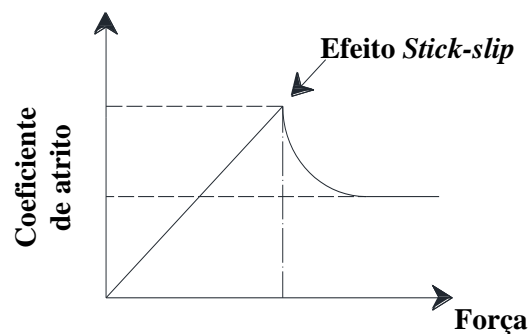


Fig. 23 - Variação do coeficiente de atrito de acordo com a força aplicada

Com o aumento da força aplicada no cordão ocorre um aumento do deslizamento do mesmo em relação ao betão, e como o mecanismo resistente da componente atrítica é puramente mecânico, resultado do inter-bloqueamento da rugosidade do aço com a do betão, implica que o deslizamento do cordão cause o esmagamento das saliências microscópicas presentes na superfície do betão, dado que estas possuem menor resistência que as do aço (Baltay e Gjelsvik, 1990 [7]).

Esse esmagamento das saliências de betão leva a que a área de contacto entre os dois materiais seja gradualmente menor, aumentando a velocidade do deslizamento e reduzindo o coeficiente de atrito. Esse fenómeno é identificado como *efeito de Stick-slip*, como se demonstra na Fig. 23.

Bogaerts e Brosens (*apud* [35]) ilustram a variação do coeficiente de atrito em função do deslizamento das ancoragens através de ensaios tipo Push-in, com um comprimento de embebimento curto, que permitiu determinar uma lei de aderência local em função do

deslizamento e da variação de tensões nas armaduras. A relação entre o coeficiente de atrito e o deslizamento pode ser observado na Fig. 24.

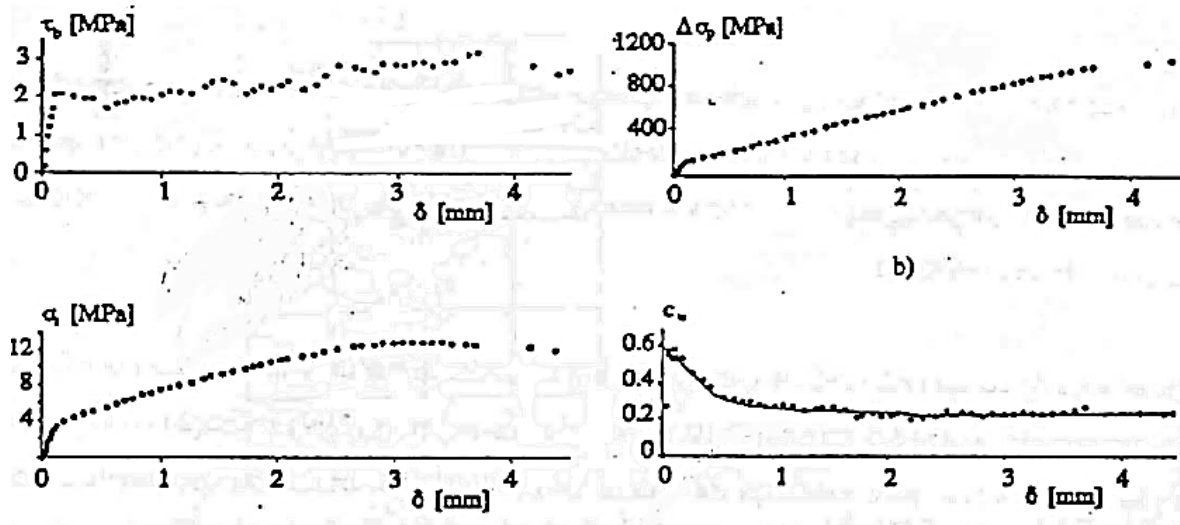


Fig. 24 - Relação entre o coeficiente de atrito (C_w) e o deslizamento para cordões de sete fios [35]

É referido que o maior valor do coeficiente de atrito é atingido quando se vence a componente de adesão, e que com o aumento do deslizamento, este tem tendência a estabilizar para valores superiores a 1,0 mm [35].

Martins e Oden (*apud* [35]) referiram para as propriedades dinâmicas dos materiais, indicando que as vibrações provocadas pelo esmagamento das saliências de betão, consequência do deslizamento do cordão provocam a variação das tensões radiais de compressão, associando este efeito à redução do coeficiente de atrito, propondo uma explicação alternativa à redução do coeficiente de atrito com o aumento da velocidade de deslizamento.

No artigo de Rabbat e Russel [67] são avaliados os efeitos causados pela alteração das condições da interface entre os dois materiais, seca ou húmida. Concluiu-se que a interface húmida resultou em coeficientes de atrito da ordem de 0,65, e com a interface seca resultaram coeficientes de atrito menores, da ordem de 0,57, não dependendo da qualidade do material envolvente, mas sim apenas das condições da interface.

2.9.3. Acção mecânica

Das três componentes, a acção mecânica é a que distingue os cordões das restantes armaduras, pois esta resulta directamente da sua forma helicoidal, permitindo que o betão penetre nos espaços entre os fios exteriores do cordão, formando-se “cunhas” que acompanham o desenvolvimento do cordão, como está ilustrado na Fig. 25, restringindo a rotação do mesmo. Esse fenómeno também foi reportado por vários autores, com maior relevância para Faria [32], referindo para a rotação do cordão durante o deslizamento, devido à sua forma helicoidal.

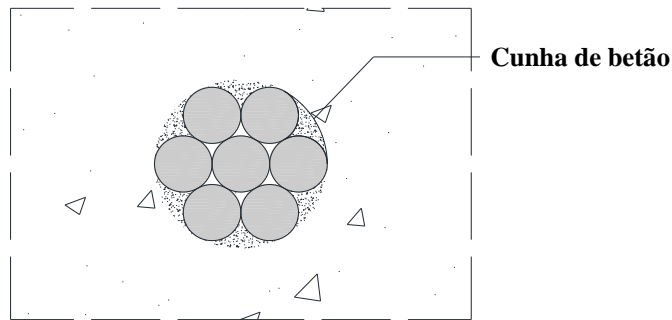


Fig. 25 - Ilustração das cunhas de betão devido à forma helicoidal dos cordões

Outra característica importante prende-se com o facto dos fios exteriores se enrolarem num fio central. Como já foi referido, o passo de hélice de um cordão de aço corresponde à distância que cada fio exterior faz para percorrer o perímetro do cordão central. Quando é aplicada uma tensão ao cordão, ocorre um aumento do comprimento e conseqüentemente do valor do passo, provocando a rotação dos fios exteriores em torno do fio central. Quando a peça é betonada e é libertada a extremidade de aplicação do pré-esforço, o cordão tende a voltar à sua forma inicial, causando um momento torsor, que é resistido pelas “cunhas” de betão endurecido entre os fios exteriores (Fig. 25).

Para Stocker e Sozen [79], este efeito é preterido por outros, justificando que a rigidez torsional do cordão não se revelou suficiente para desenvolver um momento torsor de relevância para a resistência da ancoragem. No trabalho de Russel e Burns [76] é referido que a restrição da rotação do cordão durante os ensaios de Pull-out pode impedir que ocorra este fenómeno, resultando numa maior força máxima do ensaio. Note-se que esta afirmação é referida como apenas qualitativa, não estando apoiada por elementos quantitativos.

Kaar e Magura [47] referem que a acção mecânica é o fenómeno que permite mobilizar uma resistência significativa após haver um deslizamento considerável dos cordões. Estes consideraram que o deslizamento de cordões se dá em três fases:

- Início do deslizamento junto das fendas de flexão, ou seja, onde existe um elevado aumento de tensões;
- Deslizamento do cordão ao longo do comprimento de transferência;
- Acção mecânica conferida pela forma dos cordões, impedindo o deslizamento total e conferindo uma parcela resistente ao mecanismo.

São ainda importantes as referências em [51, 79] onde foi identificado outro efeito que contribui para a resistência do mecanismo, que consiste na variação da secção preenchida pelo betão entre os fios exteriores como consequência da alteração do passo, que denominaram efeito *lack-of-fit*. Este efeito consiste na tendência que um elemento deformado tem de voltar à sua posição inicial uma vez retirada a tensão que causou essa deformação. Os autores preteriram o efeito de torção pelo efeito *lack-of-fit* exacerbando a sua contribuição para o mecanismo resistente. Referiram por fim que esse efeito apenas deve ser considerado se houver um comprimento de ancoragem suficiente (no mínimo superior ao passo de hélice do cordão) para que se desenvolva.

2.10. Efeito de Hoyer

O efeito de *Hoyer* [43] é um fenómeno característico da aderência dos fios de aço de alta resistência e é o efeito que melhor caracteriza a capacidade resistente dos mesmos dado que, tratando-se de fios lisos, estes não possuem a componente de acção mecânica como os cordões. A forma de “cunha” conferida pela diferença de tensões ao longo do comprimento de transmissão potencia os efeitos de adesão e, principalmente, atrito devido ao aumento de tensão radial que, dependendo do coeficiente de atrito, se traduz numa maior tensão na interface de ligação dos dois materiais.

O efeito caracteriza-se pela redução de secção sofrida pelas armaduras de pré-esforço quando este é aplicado, devido ao efeito de Poisson. Quando a armadura é libertada na extremidade da peça, a tensão instalada na armadura varia de zero até à tensão efectiva de pré-esforço, e como não existe restrição à deformação da armadura na extremidade da peça, esta tende a voltar à secção inicial.

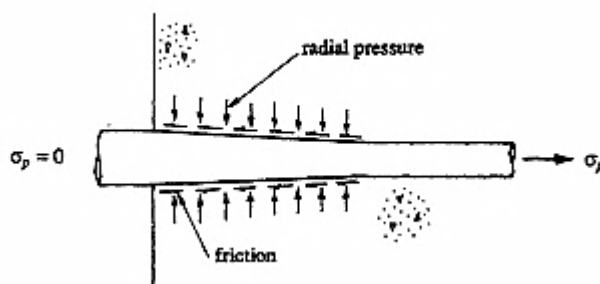


Fig. 26 - Efeito de *Hoyer* [43]

Shahawy et al [77] refere ainda que trabalhos mais recentes realizados por Hoyer e outros autores fazem uso da teoria da elasticidade para calcular o comprimento de transmissão como função dos coeficientes de Poisson do aço e do betão, do módulo de elasticidade de ambos, do diâmetro da armadura de pré-esforço, do coeficiente de atrito na interface dos materiais e das tensões instaladas quando é libertada a armadura de pré-esforço.

Tal assunção é válida do ponto de vista da teoria da elasticidade pois as deformações sofridas pelas armaduras na zona de transmissão do pré-esforço são reversíveis (regime elástico), daí a tendência da armadura voltar à secção inicial após libertação de uma das extremidades.

2.11. Tensões transversais nas ancoragens segundo o CEB-FIP MC90 [17]

As zonas de ancoragem em elementos pré-tensionados e pós-tensionados diferem no modo como as tensões são transmitidas ao betão e se desenvolvem no seio deste. Analisando o mecanismo resistente, pode-se observar que se desenvolvem no betão tensões radiais de tracção ao longo das armaduras, consequência da variação de tensões longitudinais e do efeito de Poisson. A quantificação das mesmas tornou-se necessária pois os esforços desenvolvidos por essas tensões possuem a mesma direcção dos esforços transversais de dimensionamento.

O MC90 prevê três tipos de tensões transversais nas ancoragens de elementos pré-tensionados, com base na Fig. 27.

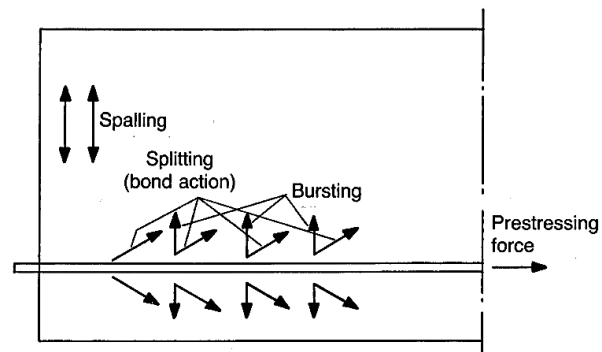


Fig. 27 - Tensões desenvolvidas ao longo das ancoragens em elementos pré-tensionados [17]

Lenschow e Sozen [52] exemplificam através de um modelo bastante deformado como se desenvolvem as tensões de *bursting* e *spalling* numa peça prismática de betão (para o caso da pós-tensão, Fig. 28).

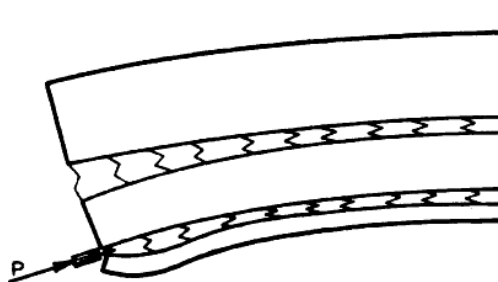


Fig. 28 - Deformação exagerada de extremidade de elemento pós-tensionado [52]

As ancoragens de elementos pré-esforçados tratam-se então de zonas de descontinuidade, como tal devendo ser estudadas por métodos de análise não linear. Dada a complexidade do campo de tensões daquelas zonas, e a conseqüente dificuldade de aplicação de métodos de análise não linear, o MC90 considera aceitável que se efectue uma análise elástica linear, admitindo o elemento não fendilhado. No trabalho de Benaim [9] é referido que esta técnica resulta em quantidades demasiado conservativas de armadura transversal de confinamento, e que o uso de uma análise não linear admitindo o betão fendilhado resulta em menores quantidades de armadura (diâmetros menores), não obstante menos prático.

2.11.1. Tensões de *splitting*

As tensões de *splitting* são consequência do mecanismo resistente por aderência resultando da transferência das tensões no aço para o betão na interface dos dois materiais.

Como estas tensões são resultantes apenas da aderência entre os dois materiais, o MC90 prevê regras de espaçamento e recobrimento mínimos dos cordões de aço para o caso de não existir armadura transversal de confinamento. O MC2010 [36] discrimina ainda esses parâmetros segundo a classe resistente do betão.

Classe resistente do betão	Espaçamento (s)	Recobrimento (c)
C20/25 a C50/60	$\geq 3\phi$	$\geq 3\phi$
	$< 3\phi$	$\geq 4\phi$
Maior que C50/60	$\geq 2\phi$	$\geq 2\phi$

Tab. 1 - Espaçamento e recobrimento para controlo de tensões de *splitting* [36]

2.11.2. Tensões de *bursting*

Estas tensões ocorrem junto da armadura de pré-esforço, resultado do aumento da tensão radial no betão. A quantificação destas tensões é feita pela analogia de prisma equivalente como consta na Fig. 29.

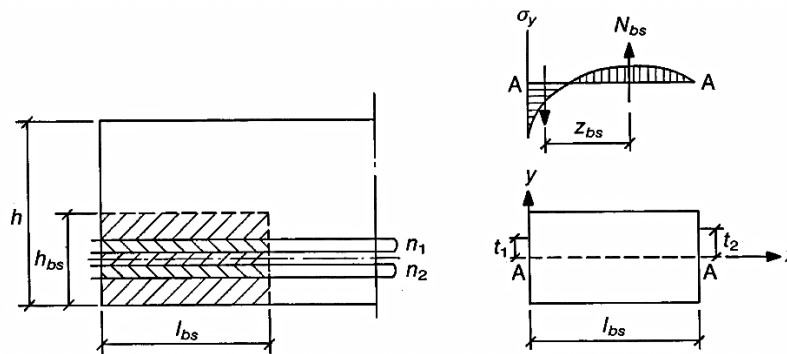


Fig. 29 - Desenvolvimento das tensões de *bursting* [17]

Esta análise é feita admitindo que a altura do centróide do prisma coincide com o centro das armaduras de pré-esforço, e tendo um comprimento quantificado por:

$$l_{bs} = \sqrt{h_{bs}^2 + (0,6l_{pt})^2} \quad (2.11.1)$$

Onde h_{bs} é a altura do prisma e l_{pt} o comprimento de transmissão. Pode-se também observar na mesma figura a força que se pretende para quantificar (N_{bs}) e a tensão de *bursting* (σ_{bs}). O binário resultante das tensões ao longo do comprimento do prisma equivalente possui um braço, Z_{bs} , correspondente a metade da altura do prisma equivalente, h_{bs} . A força N_{bs} é quantificada pela Eq. (2.11.2), onde n_1 e n_2 são o número de armaduras de pré-esforço (fios ou cordões) acima e abaixo do centróide do prisma equivalente, t_1 a distância das armaduras de pré-esforço acima da secção A-A e t_2 a distância do centróide acima da secção A-A ao centróide do prisma, segundo a Fig. 30, γ_I o coeficiente de segurança ($=1,1$) e F_{sd} a força instalada em cada armadura de pré-esforço.

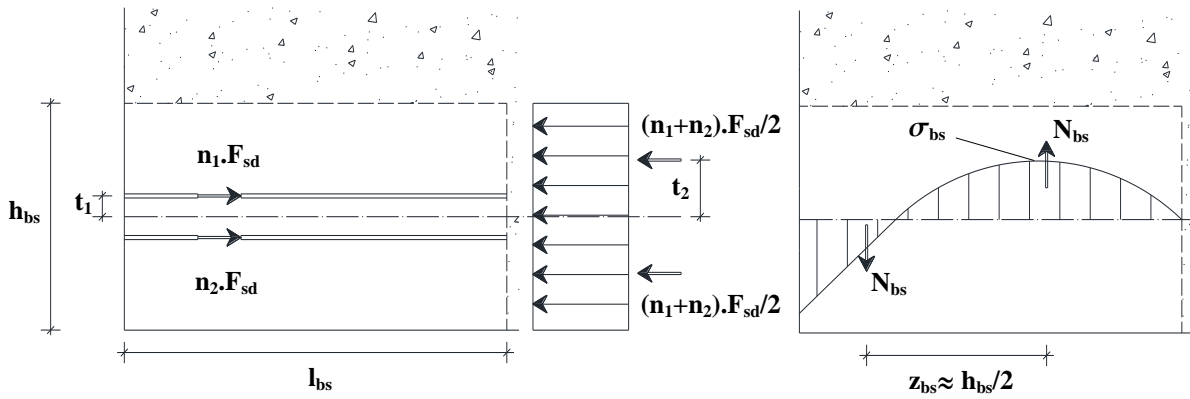


Fig. 30 – Parâmetros de cálculo da força de *bursting* (N_{bs})

$$N_{bs} = \frac{\frac{1}{2}(n_1 + n_2) \times t_2 - n_1 t_1}{Z_{bs}} \gamma_l F_{sd} \quad (2.11.2)$$

A tensão de *bursting* é então dada pela Eq. (2.11.3), onde b é a largura da peça de betão pré-esforçado.

$$\sigma_{bs} = \frac{2N_{bs}}{b \times l_{bs}} \quad (2.11.3)$$

Após a quantificação das tensões de *bursting*, o MC90 prevê que se o valor destas exceder o valor de cálculo da resistência do betão à tracção, f_{ctd} , deve ser instalada armadura de confinamento necessária e distribuída de $l_{bs}/3$ a l_{bs} da extremidade do elemento de betão.

2.11.3. Tensões de *spalling*

Este tipo de tensões são quantificadas através da analogia de prisma equivalente, com os parâmetros idênticos aos definidos em 2.11.2, exceptuando a altura do prisma que agora coincide com a altura da peça de betão.

Para o cálculo das tensões de *spalling*, sabendo que a maior concentração destas tensões ocorre na face superior da peça de betão, é identificada a secção B-B, onde o momento de dimensionamento é condicionante. Esta secção corresponde à zona onde as tensões de compressão anulam as de tracção como se pode observar no diagrama da Fig. 31.

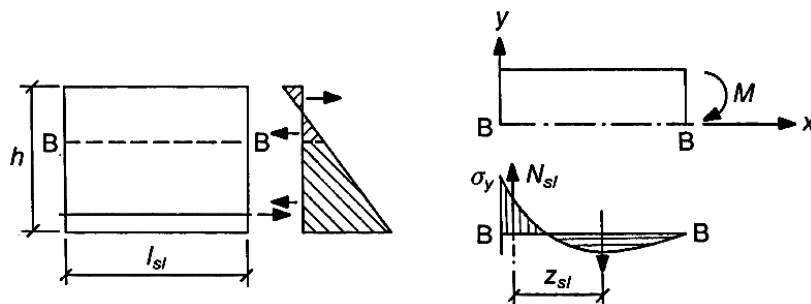


Fig. 31 – Desenvolvimento das tensões de *spalling* [17]

Determinado o momento (M), a força de *spalling* (N_{sl}) é quantificada pela Eq. (2.11.4), sendo l_{sl} o comprimento do prisma equivalente, definido em 2.11.2, mas para tensões de *spalling* ($l_{sl} = l_{bs}$), com $Z_{sl} = 0,5l_{sl}$.

$$N_{sl} = \frac{M}{Z_{sl}} \quad (2.11.4)$$

A correspondente tensão de *spalling* é então dada pela Eq. (2.11.5).

$$\sigma_{sl} = \frac{8N_{sl}}{bl_{sl}} \quad (2.11.5)$$

Após a quantificação destas tensões, o MC90 prevê que para tensões que excedam o valor de cálculo da tensão de rotura à tracção por flexão do betão [$f_{ct,fl} / (\gamma_c = 1,5)$] é necessária a instalação de armadura de confinamento, caso esta não exista.

Para peças de betão com múltiplas camadas de armadura de pré-esforço, ocorre um agravamento das tensões de *spalling* nos casos em que a camada superior é tensionada primeiro, devido à alteração da excentricidade das tensões.

Dado que o método de prisma equivalente aqui descrito sobrestima as tensões de *spalling*, o MC90 providencia um ábaco, ilustrado na Fig. 32, a ser consultado para elementos vazados, como lajes alveolares, com a tensão máxima em função da excentricidade e do comprimento de transmissão do pré-esforço, para elementos com altura inferior a 400mm.

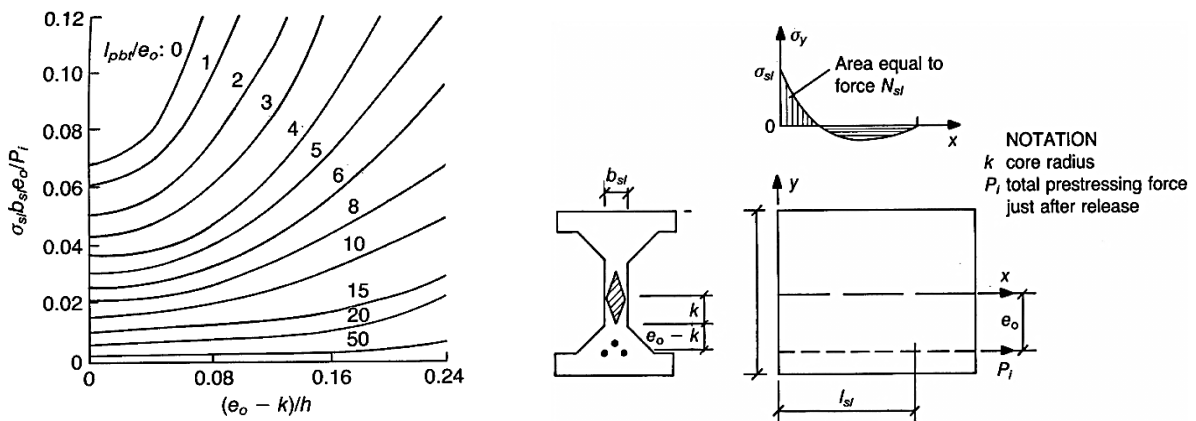


Fig. 32 - Máxima tensão de *spalling* para secções vazadas [17]

2.12. Modos de rotura

Com a formação de tensões transversais nas ancoragens, surgem fendas que podem levar à formação de mecanismos de rotura, por se atingir a tensão máxima de aderência, ou a capacidade do betão absorver essas tensões, fendilhando e permitindo o arrancamento das armaduras.

Nesse âmbito, são identificados e descritos em [55], três tipos de rotura:

- Pull-out – rotura por arrancamento do varão sem alterações significativas do material-base (betão), correspondente a um forte confinamento;

- *splitting* – ocorre quando as fendas atingem a superfície, perdendo os varões o recobrimento e uma parcela significativa da aderência;
- Pull-out induzido por *splitting* – tipo de rotura em que surgem fendas de *splitting*, característica de confinamento moderado, usualmente por combinação das duas primeiras em que as fendas de *splitting* atingem a superfície e ocorre arrancamento de uma porção do material-base.

Um exemplo do efeito das fendas de *splitting* é referido em [39], e está ilustrado na Fig. 33, em que se mostra a propagação destas fendas para um varão, sendo que na realidade ocorreria para os três varões ilustrados, perdendo os varões recobrimento em todas as direcções, e formação de mecanismo de rotura global.

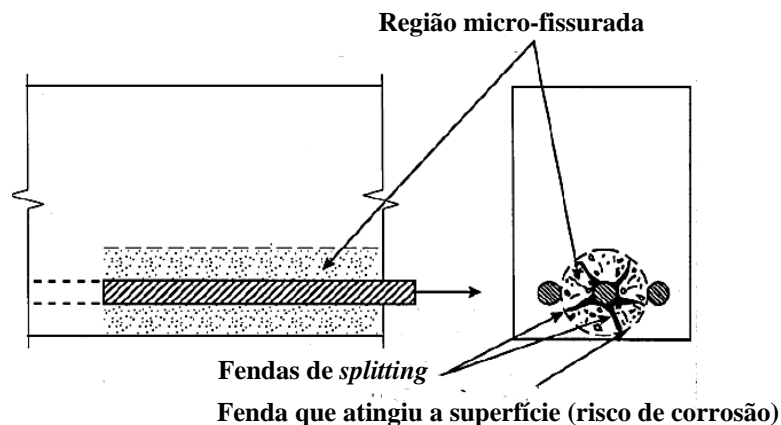


Fig. 33 - Propagação radial das fendas de *splitting* [39]

Na mesma publicação, são ilustrados ainda métodos de controlo das fendas de *splitting*, compostos essencialmente por confinamento do betão, através de pressões externas, na Fig. 34 (a), ou armadura, Fig. 34 (b) e Fig. 34 (c). A primeira solução passa por cargas exteriores que garantem o confinamento do betão, a segunda e terceira passam pela adopção de armadura ou outro elemento passivo para o confinamento.

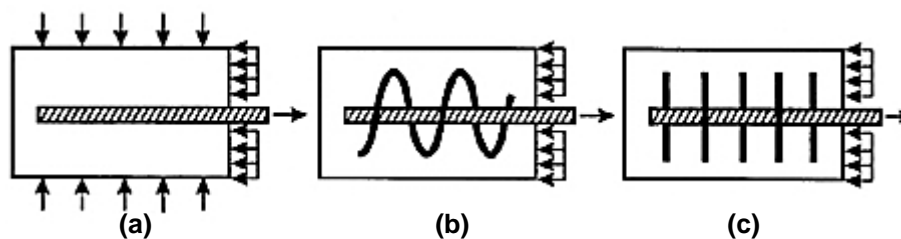


Fig. 34 - Métodos de confinamento do betão nas ancoragens [39]

2.13. Ancoragens por aderência

2.13.1. Considerações gerais

Na construção é frequente utilizar ancoragens por aderência, quer em varões nervurados como em varões roscados, bem como buchas químicas para ligação de elementos de aço ao betão, ou em situações de reforço de estruturas para ancoragens de armaduras pós-instaladas.

As ancoragens por aderência têm sido alvo de análise desde os finais dos anos 70, surgindo vários tipos de caracterização do seu comportamento. Dado que são usados frequentemente materiais viscoelásticos como agente de aderência entre o aço e o betão, o estudo da fluência destes agentes possui também um carácter de elevada importância. É também usual utilizar como agente de aderência argamassas especiais (grout).

A ancoragem de armaduras para betão armado pós-instaladas com recurso a agentes de aderência consiste na introdução do varão de aço num furo realizado previamente no elemento de betão, usualmente com um diâmetro entre 10% e 25% maior do que o diâmetro nominal do varão a ancorar (Eligehausen et al, 2006 [29]). A transferência de cargas entre o varão e o betão é garantida através do agente de aderência, injectado no espaço existente entre a superfície do furo e o varão (ver Fig. 35).



Fig. 35 - Aplicação prática de ancoragens pós-instaladas [85]

A inclusão de um agente de aderência entre o material base e o elemento a ancorar introduz novas variáveis na análise das ancoragens, na medida em que passam a existir duas interfaces no mecanismo resistente, correspondentes às interfaces aço-resina e resina-betão, ilustradas na Fig. 36.

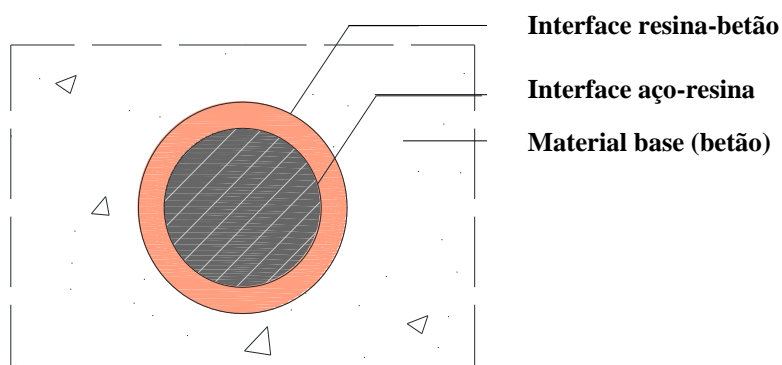


Fig. 36 - Interfaces de uma ancoragem química (corte transversal)

Deste modo, mobilizam-se as componentes de adesão, atrito e acção mecânica em ambas as interfaces, condicionando a resistência do mecanismo a interface que primeiro atinge a rotura.

A presente dissertação irá focar na solução de pré-esforço pós-instalado enunciada na patente [34], dado que pode ser utilizado no reforço de estruturas, como se exemplifica na Fig. 37.

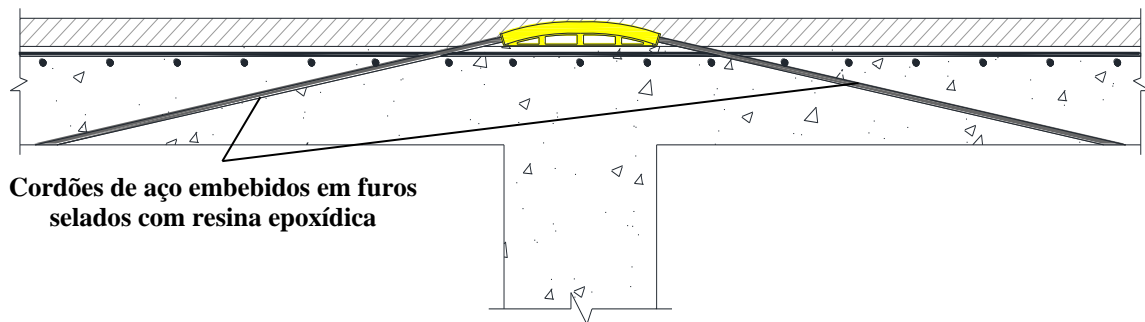


Fig. 37 - Sistema de reforço de lajes fungiformes (adaptado de [56])

2.13.2. Agentes de aderência

Existem dois tipos de agentes de aderência com relevância para o caso em estudo: as resinas epoxídicas e os *grouts* de base cimentícia. Uma das diferenças entre estes agentes de aderência consiste na granulometria, sendo esta mais restrita no caso das resinas e mais extensa no caso dos *grouts*, o que se traduz na necessidade de realizar furos de maior diâmetro no material base, no caso dos *grouts* do que nas resinas [29]. Nas ancoragens com resina o diâmetro do furo no material base é inferior a 1,5 vezes o diâmetro nominal do elemento de aço. As resinas epoxídicas pré-doseadas apresentam vantagens em relação aos *grouts* pelo método de aplicação, que assegura uma mistura homogênea isenta de factores passíveis de causar uma desproporção entre a resina e o agente endurecedor, sendo um dos factores condicionantes da resistência deste tipo de ancoragens (Cook et al, 1991 [21]).

No trabalho de Pereira [64] é referido que a escolha de uma solução epoxídica depende do tipo de aplicação e da combinação de características que se pretende, tais como:

- A viscosidade,
- A vida útil,
- Propriedades mecânicas, químicas e térmicas,
- Temperatura de transição vítrea,
- Temperatura e tempo de cura,
- Limitações toxicológicas,
- Custo da aplicação.

A presente dissertação analisa esta solução de ancoragem aplicada a cordões de aço de alta resistência com sete fios. Sobre este tema existe pouca informação na literatura, sendo pontuais as menções a ancoragens pós-instaladas de pré-esforço com recurso a agentes químicos. Esta solução de ancoragem permite aliar as vantagens da pré-tensão, em que não existe o problema de ancoragens salientes, às da pós-tensão, potenciando assim as capacidades resistentes dos materiais envolvidos e a estética global, à aplicação de pós-tensão em peças de betão como solução de reforço estrutural.

Este assunto está a ser desenvolvido por Faria [32] na sua tese de doutoramento, cujo programa experimental teve como objectivo analisar a exequibilidade e os factores condicionantes da aplicação da solução ao reforço de estruturas correntes, e reuniu uma série de factores que permitem caracterizar tanto o agente de aderência, como o mecanismo resistente de modo a avaliar o comportamento da solução de reforço. Os resultados obtidos apresentam valores aceitáveis para uma solução de ancoragem pós-instalada, obtendo tensões de aderência em regime elástico da ordem dos 6,0MPa para os ensaios de Push-in, e tensões de aderência máximas na ordem dos 12MPa para os ensaios de Pull-out.

Após a análise do programa experimental de Faria, é possível observar que a rotura ocorre pela interface cordão-resina, ilustrada na Fig. 38, focando-se esta dissertação nesse tipo particular de rotura.

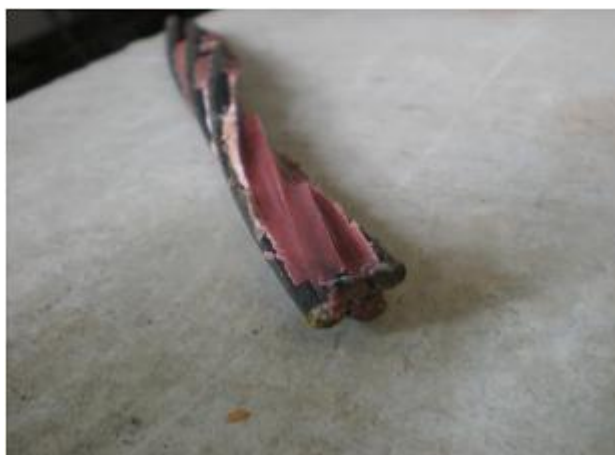


Fig. 38 - Aparência dos cordões após os ensaios de Pull-out [32]

2.13.3. Ancoragens com resinas epoxídicas

As resinas epoxídicas são polímeros termorrígidos que possuem características físicas, químicas e mecânicas tais como um elevado módulo de elasticidade (quando comparadas com outras resinas), baixa fluência, boa resistência química, estabilidade dimensional e boa adesão, que lhes permitem ser utilizadas em várias aplicações no campo da Engenharia Civil (Pereira, 2006 [64]). O autor refere ainda que em consequência do endurecimento das resinas epoxídicas, resulta numa baixa resistência à propagação de fendas, tornando-se este num dos maiores limitadores da aplicação destas, indicando também que tais características são influenciadas por factores como o agente endurecedor utilizado, condições de cura e a presença ou não de modificadores no seio da resina.

Estas resinas são caracterizadas por ao efectuar a mistura da resina com o agente endurecedor ocorrer uma reacção exotérmica, sem dar origem a produtos de reacção durante a sua cura (formação de ligações cruzadas) que resulta numa menor retracção do material, formando assim a matriz polimérica responsável pela capacidade de transmitir cargas entre o elemento metálico e o betão (Cook et al, 1998 [22]). Dado o carácter exotérmico da reacção, quanto maior for a

temperatura ambiente, mais esta actuará como catalisador, e conseqüentemente menor será o tempo de cura.

Uma cura rápida e de muito baixa retracção, bem como uma elevada resistência da interface de aderência, tornam estas resinas versáteis e aplicáveis a vários cenários, tanto de construção como de reabilitação. Requerem no entanto uma maior atenção na limpeza dos furos em relação aos grouts, tendo os mesmos de estar isentos de partículas de pó e humidades, passíveis de causar dessolidarização dos materiais.

2.13.4. Ancoragens com recurso a resinas de polyester e vinylester

Trata-se de um outro tipo de resinas, semelhantes às resinas epoxídicas, carentes de um endurecedor como elemento constituinte da reacção, sendo esta de carácter mais célere que as anteriores.

Apresentam problemas similares às resinas epoxídicas, sendo que nessas ocorre a uma escala muito menor, tais como uma menor vida útil antes de aplicação, baixa resistência a incidência de raios ultravioleta e até mesmo reagirem sem adição de agente endurecedor para temperaturas elevadas, típicas dos meses de verão.

As resinas de *vinylester* apresentam uma cura mais rápida que as epoxídicas, mas mais lenta que as de *polyester*, sendo as suas propriedades semelhantes.

2.13.5. Ancoragens com grouts

Os *grouts* diferem das resinas epoxídicas principalmente pela sua granulometria mais extensa, requerendo um furo de maior diâmetro do que no caso das resinas. Estes podem ter uma base cimentícia ou polimérica, sendo os primeiros compostos por uma argamassa de cimento de alta resistência, usualmente pré-misturada, sendo apenas necessária adição de água, e os segundos são semelhantes às resinas epoxídicas, constituídos por resina polimérica e agente endurecedor, bem como um agregado fino, servindo de *filler* (Burtz, 2003 [11]).

Os *grouts* de base cimentícia não possuem cura rápida nem resistência da ordem da atingida pelas resinas, residindo a vantagem maioritariamente na economia do processo. Em termos de tratamento do furo, este não é tão relevante como nas resinas, requerendo apenas que o furo seja previamente humedecido, de modo a que a calda não perca água para o betão, situação que pode levar a uma redução da capacidade resistente da ancoragem.

Este tipo de ancoragem possui a vantagem, em relação às soluções à base de resinas epoxídicas, de responder bem às variações de temperatura, enunciadas por Cook et al [22].

2.13.6. Ancoragens com recurso a resinas híbridas

Existem ainda soluções híbridas, geralmente entre resinas do tipo epoxídico ou *vinylester*, e compostos de base cimentícia. Pretendem aliar as vantagens de cada um dos compostos, entrando a resina com o seu curto tempo de cura e boas propriedades de ligação, e o composto cimentício com a sua capacidade de ligação e maior rigidez. Este componente tem ainda a

vantagem de reduzir a susceptibilidade do agente de aderência se alterar para altas temperaturas, bem como a redução da retracção do conjunto.

2.13.7. Caracterização das resinas como material viscoelástico

As resinas epoxídicas, como materiais poliméricos que são, caracterizam-se por possuírem um comportamento viscoelástico, que lhes permite simultaneamente armazenar e dissipar energia, conferindo-lhes uma dualidade benéfica como material resistente (Wasilkoski, 2006 [84]). O comportamento destes materiais divide-se entre o dos sólidos elásticos e o dos fluídos viscosos, quando solicitados mecanicamente. A parcela elástica tem a capacidade de armazenar energia em forma de energia potencial e a viscosa, tem a capacidade de dissipar energia. Em [64] é referido que quando os compostos poliméricos são solicitados, parte da energia é armazenada como energia potencial e parte é dissipada sob a forma de calor.

No trabalho de Pestana [65] os materiais poliméricos são caracterizados através dos parâmetros:

- Tempo,
- Temperatura,
- Meio em que estão inseridos (susceptibilidade a ataques químicos),
- Mecanicamente através de curvas tensão – deformação.

Neste último referem-se três tipos de comportamento, frágil, plástico e elástico (ver Fig. 39). Como se verá adiante, o comportamento não depende apenas da natureza do material, mas também de acções externas, como a temperatura.

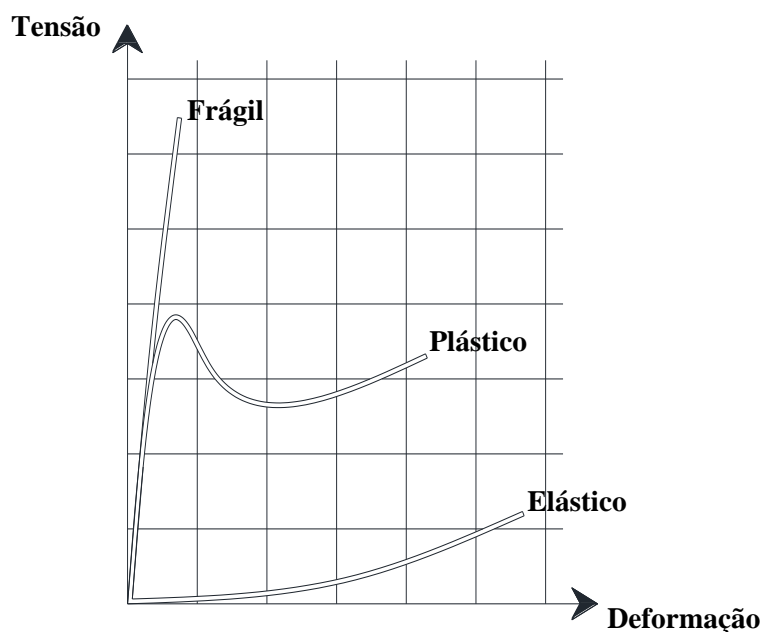


Fig. 39 - Tipos de comportamento característicos de materiais viscoelásticos [65]

Este tipo de material possui ainda propriedades histeréticas devido à sua componente viscosa, na medida em que cada ciclo de carga e descarga pressupõe uma perda de energia do sistema, conferida pela componente viscosa. Apresentam também uma relaxação sob tensão constante,

surgindo um decréscimo finito da capacidade resistente ao longo do tempo, de que é característico o fenómeno de fluência, também devido à sua componente viscosa, que se caracteriza por um rearranjo dos elementos da matriz polimérica ao longo do tempo, sob tensão constante.

A fluência num material viscoelástico é composta por este rearranjo da estrutura da matriz polimérica do agente de aderência, e o fenómeno dura até surgir um equilíbrio no seio do material, em que todas as partículas passíveis de alterarem de posição na matriz polimérica o fizeram, criando a tensão resistente no material, e cessando a fluência quando a tensão gerada pelo rearranjo das partículas for igual e de sentido oposto à solitação externa aplicada (Meyers e Chawla, 2009 [60]).

Os materiais compostos por matrizes poliméricas são susceptíveis de alterar a sua estrutura, na medida em que primeiro se formam através de processos exotérmicos, como já foi referido, podendo depois ser alteradas através de variações de temperatura, usualmente significando uma redução da capacidade resistente, consequência da redução da rigidez do material. A Fig. 40 mostra a alteração da capacidade resistente de polímeros com a alteração da temperatura, podendo-se concluir que para baixas temperaturas os materiais revelam um comportamento rígido e frágil, que tende para um comportamento plástico com o aumento da temperatura. Para altas temperaturas ambientes ($\geq 60^{\circ}\text{C}$) o troço elástico é drasticamente reduzido para metade do observado para 20°C , apresentando um comportamento quase viscoso devido à deformação permanente da matriz polimérica, aqui afectada pela elevada temperatura exterior.

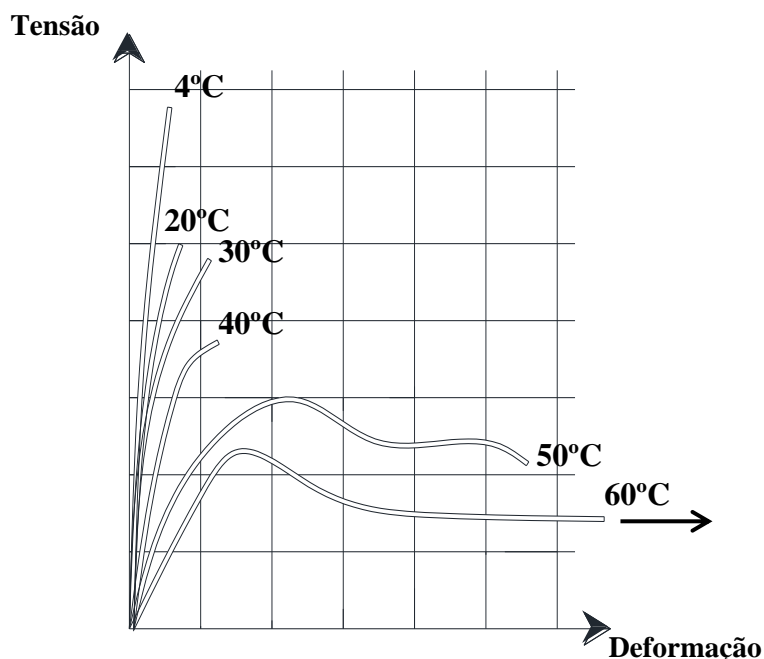


Fig. 40 - Alteração da capacidade resistente de polímeros com o aumento da temperatura ambiente [65]

2.13.8. Caracterização dos elementos metálicos nas ancoragens

Os elementos metálicos a considerar para o caso em estudo nesta dissertação são os cordões de aço de alta resistência com sete fios, que devido à sua geometria complexa, carecem de uma análise cuidada do seu comportamento como ancoragens por aderência com recurso a agentes de aderência. O tipo de elementos metálicos usuais nas soluções pós-instaladas são os varões roscados ou de armadura ordinária, em que cada passo da rosca ou saliência contribui com tensões radiais para o mecanismo resistente, como ilustrado na Fig. 41, para ancoragens embebidas em betão ou com recurso a agentes de aderência.

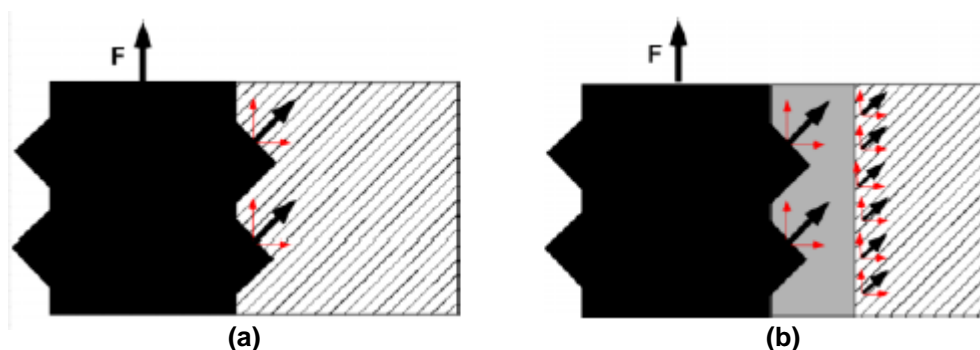


Fig. 41 - Forças radiais devido a nervuras ou passo de rosca: no betão (a) e pós-instalada (b) [78]

O facto de os cordões serem constituídos por um conjunto de fios lisos torna-os num elemento a evitar em ancoragens aderentes pós-instaladas, segundo [48], com recurso a *grouts*, registando reduções até 90% da capacidade resistente devido à falta da componente de acção mecânica, tendo obtido Reguengo uma conclusão idêntica na sua dissertação de mestrado [70].

O diâmetro nominal é um parâmetro que pode alterar a capacidade resistente de uma ancoragem, podendo ser condicionante no modo de rotura. No trabalho de Cook et al [18] refere-se que a capacidade resistente de uma ancoragem pós-instalada não pode ser generalizada e depende directamente do agente de aderência, referindo ainda que o programa experimental realizado permitiu determinar que, por exemplo, para elementos de diâmetro nominal da ordem de 16mm, a tensão resistente é apropriada para diâmetros maiores, e conservativa para diâmetros menores.

No entanto, a geometria dos cordões e o facto de estes serem pré-esforçados, resulta num conjunto de fenómenos ao longo da ancoragem que garantem a capacidade resistente da mesma, e leva a que a solução seja válida, sendo portanto analisada com maior detalhe nesta dissertação.

2.13.9. Mecanismo resistente

O mecanismo resistente das ancoragens por aderência é em tudo semelhante à solução embebida no betão, e constituído pelas três componentes identificadas em 2.9: adesão, atrito e acção mecânica. O material na interface aço-betão (resina ou *grout*) é responsável pela transmissão de esforços entre os dois materiais.

No caso de cordões de aço de alta resistência, o mecanismo resistente possui maior preponderância junto da interface destes devido à capacidade de se criarem “cunhas” no material base, consequência da sua geometria complexa. A capacidade resistente da ancoragem é

SISTEMAS DE ANCORAGEM DE CORDÕES DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA POR ADERÊNCIA

condicionada pela acção mecânica resultante da geometria dos cordões (Fig. 42), pela adesão e pelo atrito, e ainda pela acção mecânica da rugosidade do material base (betão).

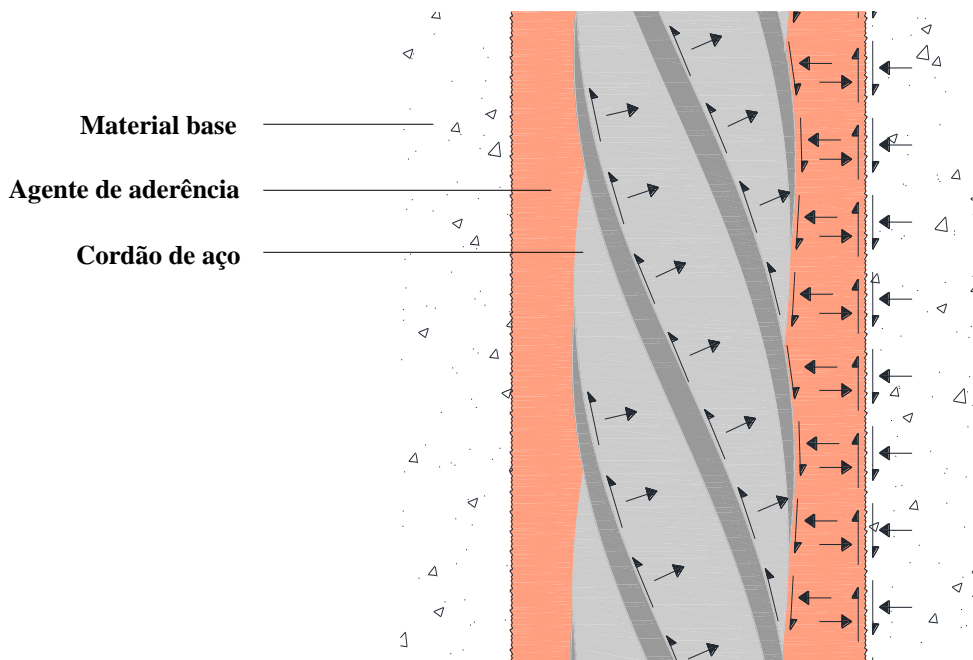


Fig. 42 - Aspecto do mecanismo resistente para cordões de aço com adição do agente de aderência

2.13.10. Rugosidade

A resistência das ancoragens pós-instaladas depende em larga medida do tipo de furo em que são inseridas, sendo este por sua vez dependente do tipo de equipamento utilizado e do grau de limpeza. A superfície do furo depende do uso de rotação ou rotação-percussão, sendo que para betão armado é mais frequente utilizar a rotação-percussão para furos até 20mm de diâmetro. O perfil do furo é depois afectado pelo grau de limpeza, sendo que esta deve remover as partículas finas de pó, através da raspagem superficial de modo a soltar as partículas parcialmente embebidas no betão. A diferença entre um furo limpo e não limpo pode ser observada na Fig. 43, onde é comparada no eixo das ordenadas a rugosidade, medida em “mm”, e no eixo das abcissas a profundidade, limitada pelo aparelho de medição a 7,5cm.

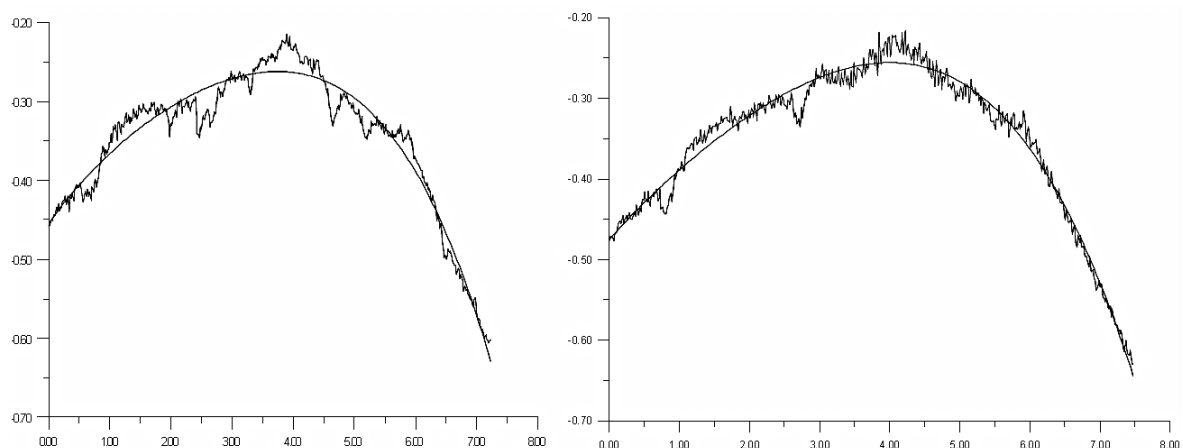


Fig. 43 - Diferença do andamento do perfil de um furo limpo (esq.) e não limpo (dta.) [80]

Segundo Unterweger e Bergmeister [82] a rugosidade pode ainda ser caracterizada por uma rugosidade média, equivalente à largura de um rectângulo em que o comprimento corresponde à profundidade do furo, sendo a sua área caracterizadora da rugosidade. O cálculo numérico da rugosidade média R_a é dado pela Eq. (2.13.1), que respeita o andamento do gráfico representado na Fig. 44, caracterizador do desenvolvimento da rugosidade média, onde está representada a linha média situada no centro geométrico da mesma.

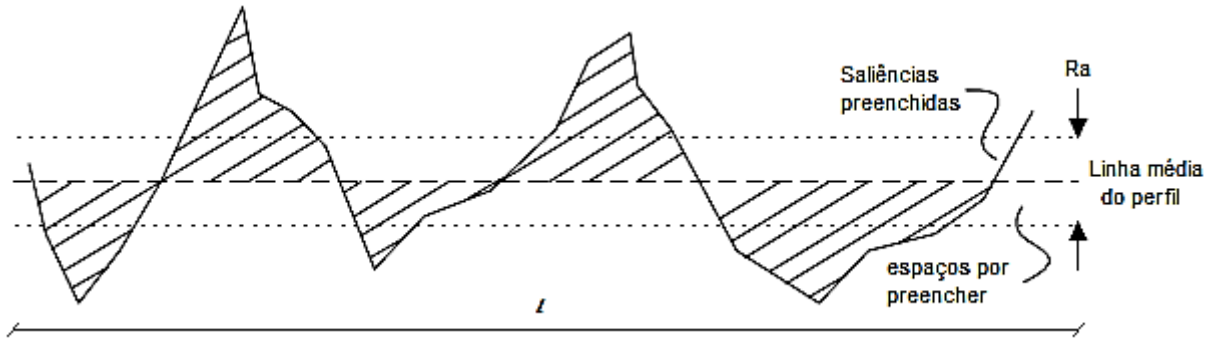


Fig. 44 – Desenvolvimento teórico da rugosidade média R_a [82]

$$R_a = \frac{1}{l} \times \int_0^l |y(x)| dx \text{ [mm]} \quad (2.13.1)$$

Outro parâmetro caracterizador dos perfis dos furos é a profundidade máxima do perfil, correspondente à distância entre o ponto mais baixo dos espaços por preencher e o pico das saliências preenchidas, sendo esse limite representado por duas linhas de fronteira superior e inferior, ilustrado na Fig. 45, onde P_m é a profundidade máxima, R^+ e R^- a rugosidade acima e abaixo da linha média do perfil. A profundidade máxima é então dada pela Eq. (2.13.2).

$$P_m = |R^+ + R^-| \text{ [mm]} \quad (2.13.2)$$

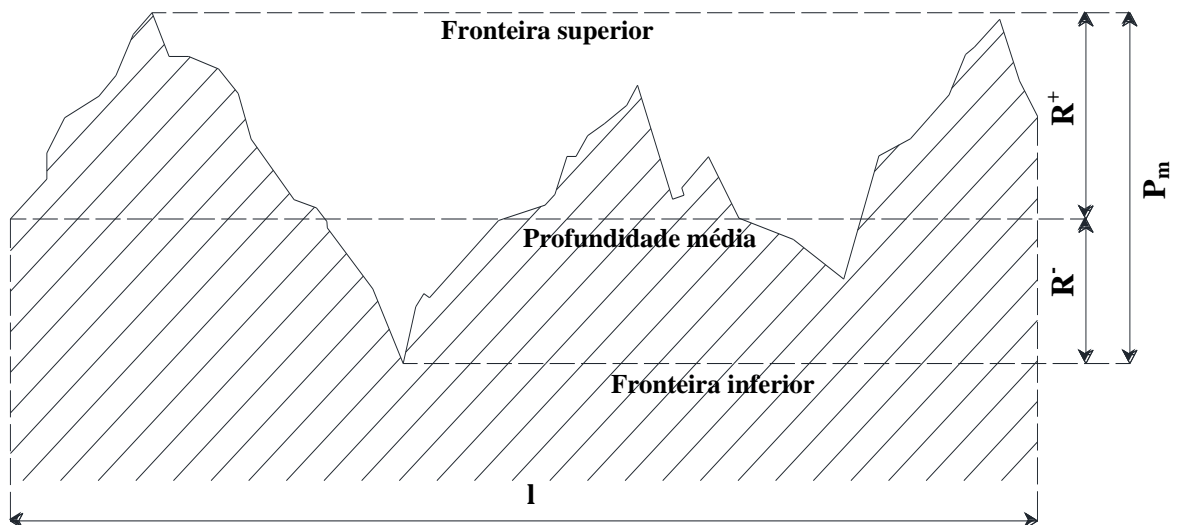


Fig. 45 – Desenvolvimento teórico da profundidade máxima do perfil [82]

2.14. Factores que influenciam a aderência [20]

Existem vários factores que influenciam a performance das ancoragens por aderência. O facto de ocorrerem reacções químicas implica que o ambiente onde estas se dão é sensível a alterações das condições de temperatura ou humidade e existência de substâncias susceptíveis de se misturarem com os compostos epoxídicos. No relatório da NCHRP [20] vêm identificados vários factores relativos às condições ambientes, bem como de instalação das ancoragens por aderência, divididos em quatro grupos:

- As condições do local onde se inserem ancoragens,
- O agente de aderência,
- A instalação dos elementos de ancoragem,
- As condições do betão como material-base.

Das condições do local é necessário tomar em conta a temperatura, dado que os componentes poliméricos são bastante susceptíveis de alterar a sua composição com a temperatura, como já foi referido em 2.13.7. Como consequência há que considerar também os ciclos gelo-degelo, responsáveis por expansão e retracção dos materiais, e é ainda importante considerar a humidade, responsável pela alteração da composição do material bem como da deterioração do mesmo. É referido no programa experimental de Chin et al [15] que a presença de humidade durante a vida útil da ancoragem pode ter efeitos de fluência semelhantes aos que ocorrem devido a temperatura elevada. Em [18] é referido que a temperatura elevada nos meses de calor, pode levar a uma redução considerável da capacidade resistente das ancoragens, devendo estas condições ser ensaiadas em ambiente controlado, sob carga constante, de modo a determinar o comportamento a longo prazo, bem como a susceptibilidade à fluência do agente de aderência, como consta na Fig. 46 para três agentes de aderência distintos. É importante observar nesta figura que a tendência da redução da capacidade resistente é comum aos três.

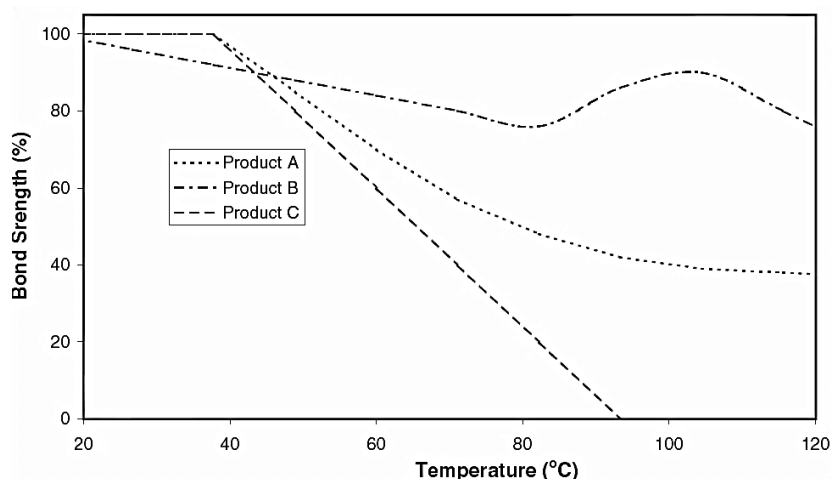


Fig. 46 - Susceptibilidade de três compostos a alterações de temperatura [20]

Krishnamurty [49] refere que a espessura do agente de aderência não condicionou de forma significativa a tensão resistente das ancoragens. Após instaladas, interessa considerar a barreira química que cada composto oferece, de modo a determinar a longevidade e integridade das mesmas.

Do modo de instalação interessa considerar o tipo de furação realizada, que influencia a superfície e conseqüentemente a rugosidade, a orientação do furo, que implica cuidados maiores se não for no sentido descendente, pois provoca bolhas na fase de injeção, acumulação e desproporção no embebedimento dos elementos. A limpeza do furo e a humidade aquando da instalação das ancoragens é importante pois condiciona a reacção dos agentes químicos e conseqüentemente a resistência final do mecanismo. No programa experimental de [18] refere-se que a má limpeza dos furos leva a reduções da ordem de 20% até à totalidade da capacidade resistente devido à interrupção do contacto dos materiais pela sujidade excessiva, dependendo também do agente de aderência. Por fim, o factor mais condicionante é a profundidade de embebedimento dos elementos metálicos, que afecta directamente a capacidade resistente.

Finalmente, o betão como material base requer cuidados no tipo de aditivos adicionados, bem como da classe resistente do betão, passíveis de condicionar a rotura das ancoragens, caso esta ocorra pela interface resina-betão. Em [18] é referido que para a maioria de ancoragens pós-instaladas a classe resistente do betão não interfere na capacidade resistente da ancoragem. O autor refere ainda que do programa experimental realizado, pode-se concluir que existe um ligeiro aumento na capacidade resistente quando se aumenta de um C20/25 para um C40/50, capacidade essa que volta a decrescer para um C55/65, permitindo concluir que os valores obtidos para um C20/25 são conservativos para as restantes classes.

Note-se que este facto é evidenciado nas fichas técnicas dos produtos HILTI [42], onde a capacidade resistente vem generalizada para esta classe de resistência do betão. A granulometria do material base também condiciona a sua capacidade resistente, afectando directamente a rugosidade da superfície do furo.

O estado de fendilhação do betão também afecta a capacidade resistente das ancoragens, caso estas se situem em zonas de tracção do betão. A capacidade resistente nestes casos pode ser considerada como 50% da capacidade resistente nominal das ancoragens, quando comparada com betão não fendilhado (Meszaros, 1999 [59]). Essa redução da capacidade resistente pode ser entendida como se ilustra na Fig. 47, correspondente à dessolidarização da ancoragem de um dos lados. Em [28] Eligehausen e Balogh referem que a redução pode ir de 33% a 70% para esta situação.

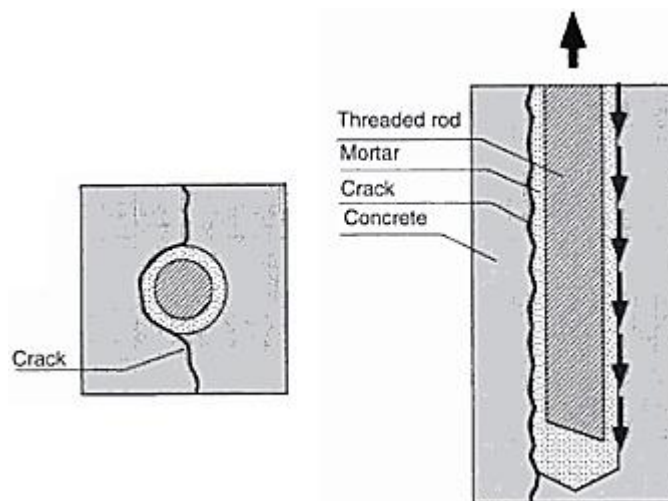


Fig. 47 - Ancoragens instaladas em betão fendilhado [30]

2.15. Limite da adesão segundo o ETAG001 – Parte 5 [31]

Nesta ETAG está contemplado um método de determinação do limite de adesão para varões roscados e nervurados. É referido que a tensão limite da adesão é atingida quando ocorre um deslizamento repentino, observável na curva tensão – deslizamento através de um patamar (Fig. 48).

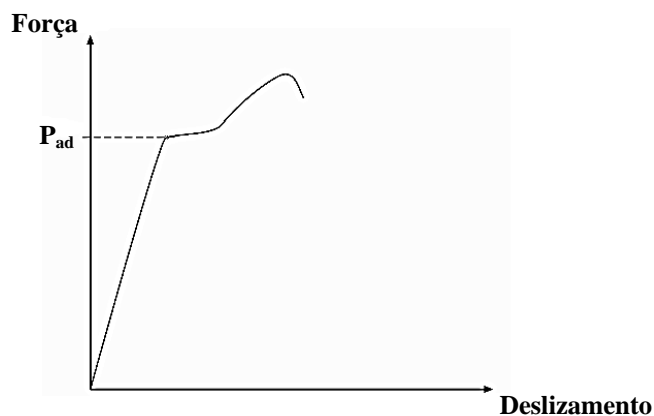


Fig. 48 - Patamar decorrente de um deslizamento repentino (perda de adesão) [31]

Caso essa transição não seja evidente, e o decréscimo da rigidez seja gradual, a norma indica que pode ser aplicado um procedimento para a determinação dessa tensão através da determinação da rigidez secante à curva que passa na origem do referencial e no ponto correspondente a 30% da força última. Depois de dividido o declive da recta $k^*/1,5$, traça-se a nova recta, intersectando a origem do referencial e um ponto da curva, que será a nova tensão limite da adesão, estando o procedimento ilustrado na Fig. 49.

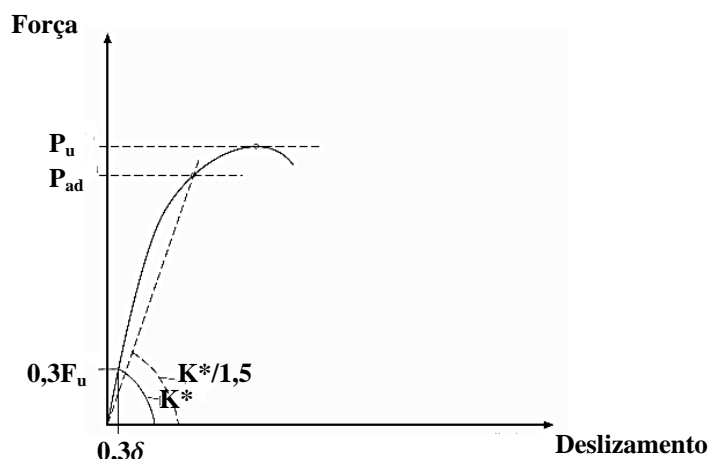


Fig. 49 - Procedimento para determinação da tensão limite da adesão [31]

Na ETAG são também considerados os casos em que existe um trecho inicial muito rígido. Nesses casos, a origem do referencial passa para o ponto correspondente a 30% da força última, e a rigidez secante passa a ser calculada para 60% da força última.

2.16. Modos de rotura de ancoragens por aderência

As ancoragens pós-instaladas possuem modos de rotura próprios, devido à transmissão de forças entre os elementos metálicos e o material base, através de um agente de aderência capaz de efectivamente transmitir esses esforços. A rotura pode então ocorrer através do arrancamento do varão, dando-se pela interface aço-resina, ou resina – betão para profundidades de embebedimento maiores, e para profundidades elevadas a rotura pode-se dar pela rotura do elemento metálico. Para ancoragens pouco profundas pode ocorrer a extracção de um cone superficial, ou de cone que acompanhe o elemento metálico na totalidade.

Os modos de rotura associados a ancoragens com recurso a agentes de aderência diferem dos elementos embebidos no betão devido à existência de duas interfaces entre os elementos metálicos e o material base, como foi referido em 2.13.1. Não obstante, podem ocorrer modos de rotura semelhantes aos de elementos embebidos no betão, se as características de rigidez e capacidade resistente do agente de aderência permitirem que sejam transmitidas ao betão forças tais que condicionam o confinamento e a possibilidade de rotura por *splitting* ou Pull-out induzido por *splitting*, ocorrendo conseqüentemente uma rotura da interface resina – betão.

O agente de aderência tem de suportar os fenómenos de adesão, atrito e acção mecânica gerados pelas forças aplicadas no varão, e transmiti-los ao betão. Faria [32], através do programa experimental realizado com recurso a cordões de aço de sete fios embebidos em resina epoxídica, verificou que a rotura é condicionada pela interface cordão-resina em todos os comprimentos de embebedimento, excepto nos mais profundos onde ocorreu a rotura dos cordões de aço.

Para o caso de varões roscados ou nervurados embebidos em resina, os modos de rotura esperados são os referidos acima, com a extracção de um cone superficial de betão, correspondente à reduzida resistência superficial do betão à tracção para ancoragens à superfície, como se pode observar na Fig. 50. Para comprimentos de embebedimento maiores, ou varões de

resistência menor que a desenvolvida pela agente de aderência, pode ocorrer rotura através do elemento metálico (Cook et al, 1994 [18]). Outras referências deste modo de rotura constam do programa experimental de Faria [32], que para comprimentos de embebição superiores a 550mm, os cordões romperam por plastificação do aço, ficando as interfaces intactas.

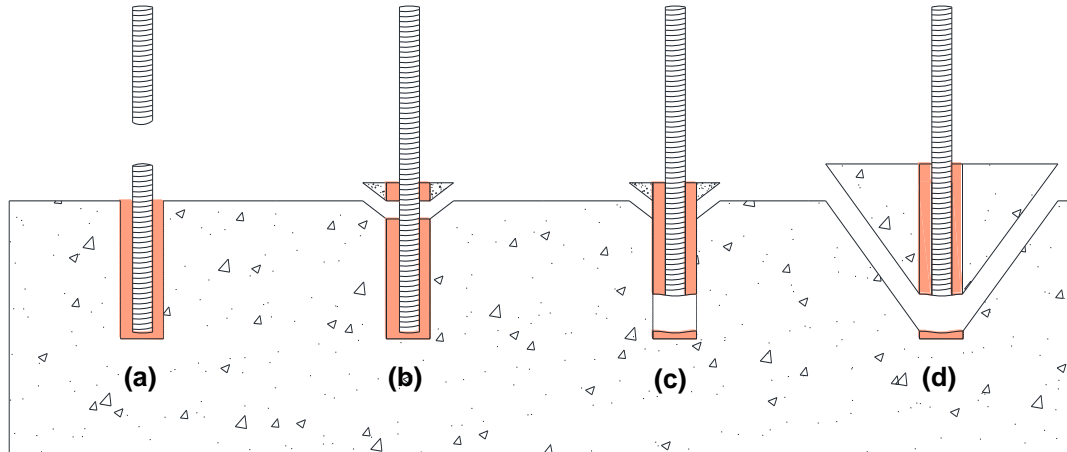


Fig. 50 - Modos de rotura de ancoragens por aderência: varão (a), interface aço-resina (b), interface resina-betão (c) e extração de cone de betão (d) [20]

Os modos de rotura aqui enunciados estão de acordo com [32, 86], sendo que o segundo realizou um programa experimental com recurso a *grouts* (ancoragens em betão não-fendilhado, distanciadas das extremidades), tendo os modos de rotura sido análogos aos supracitados para diferentes parâmetros dos ensaios.

O modo de rotura referente à extração de um cone de betão juntamente com o varão não está contemplado nesta dissertação, pois o tipo de ancoragem analisado, apresentado no cap. 4, não é superficial para evitar este tipo de rotura.

No extenso programa experimental de Collins et al [16], para varões roscados de 16mm de diâmetro chumbados em betão, com recurso a agentes de aderência e outros no próprio betão, foram identificados quatro modos de rotura, correspondentes a rotura do elemento metálico com e sem escorregamento do varão, rotura da interface aço-resina (arrancamento do varão) e rotura da interface resina-betão (arrancamento do varão com resina). É referido ainda que até à resistência máxima das ancoragens estas não apresentaram deslizamento significativo, ocorrendo este apenas após se atingir este patamar, deslizando a ancoragem como um todo. O autor aponta ainda para uma resistência residual correspondente à acção mecânica da interface resina-betão, mobilizada pela elevada rugosidade da superfície do furo.

Os modos de rotura esperados para um determinado tipo de ancoragem podem ser correlacionados com a capacidade resistente do betão f_c e respectiva profundidade de embebição l_a , segundo o esquema da Fig. 51 que deriva de uma elevada série de testes analisada em [22].

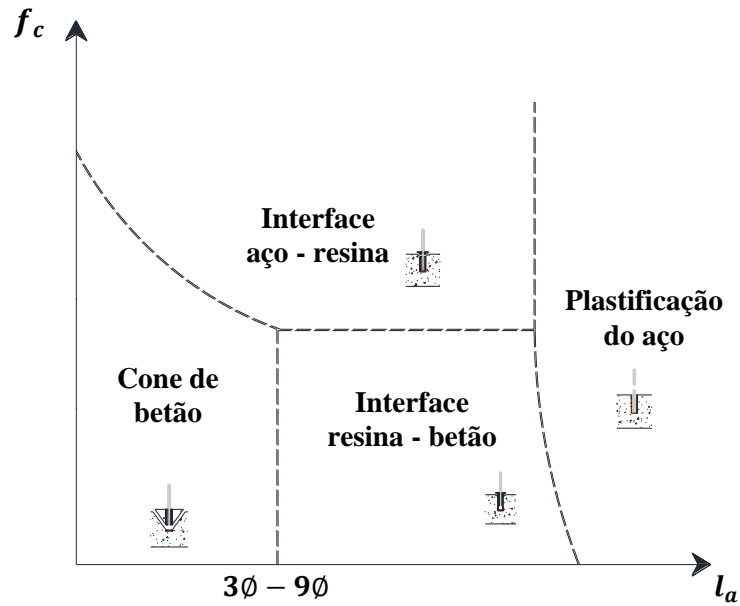


Fig. 51 - Modo de rotura de acordo com a resistência do betão e profundidade de embestimento [63]

Do programa experimental de Doerr et al [27] há a salientar que foram estudados casos com a ancoragem totalmente embestida e outros em que o limite superior da ancoragem é dessolidarizado até à superfície do betão, de modo a considerar a influência da resistência do betão à superfície das peças, e a formação ou não do cone de betão característico, sendo este um tipo de rotura padrão de ancoragens à superfície.

A rotura deu-se por plastificação do varão de aço ou arrancamento do varão juntamente com extracção de um cone superficial de betão com uma altura de 25mm a 50mm, para as ancoragens totalmente embestidas, e plastificação do varão ou arrancamento do varão juntamente com uma porção da resina, para as ancoragens parcialmente embestidas no agente de aderência, evitando-se a formação de cone de betão. É referido ainda que o comportamento das ancoragens com embestimento total era apenas ligeiramente superior às ancoragens com embestimento parcial, sendo a profundidade no material base igual para ambas, diferindo apenas o local onde se inicia o embestimento (Fig. 52).

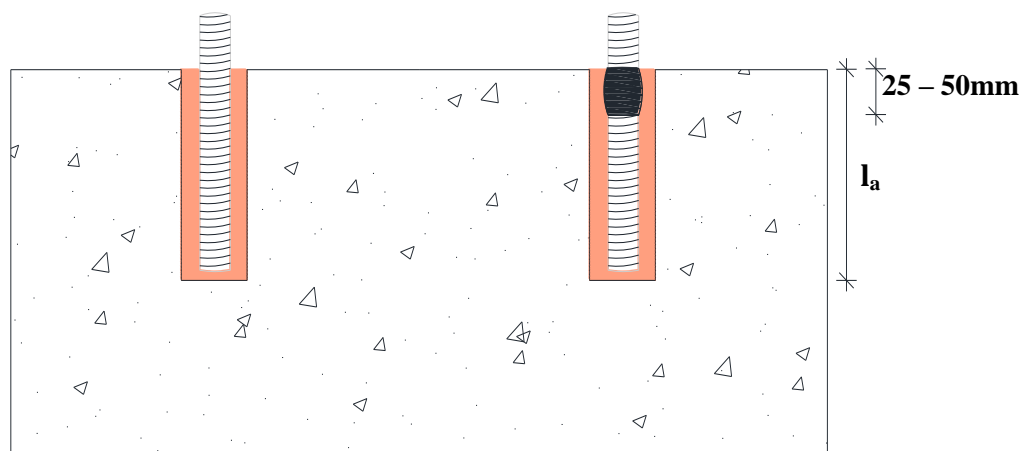


Fig. 52 – Embestimento dos varões à superfície: total (esq.) e parcial (dta.) [27]

Cook et al [21] realizaram um extenso programa experimental com as premissas determinadas em [27], de modo a se determinar um modelo de análise para ancoragens por aderência. Com esta premissa foram realizados ensaios de varões roscados em condições de confinamento e não-confinamento da ancoragem.

Para o caso em que se considerou o confinamento, as ancoragens totalmente embebidas apresentaram uma rotura através do arrancamento do varão, sendo pontual a rotura por plastificação do aço, e não sendo referenciado nenhum deslizamento da resina juntamente com o varão. Nas ancoragens parcialmente embebidas a rotura deu-se por arrancamento do varão juntamente com a resina, ocorrendo a rotura pela interface resina-betão, resultando um decréscimo de aproximadamente 19% da resistência.

Para o caso em que não se considerou o confinamento, as ancoragens totalmente embebidas atingiram a rotura através da extracção de um cone superficial de betão acompanhado pelo arrancamento da resina juntamente com o varão, representando um decréscimo de 22% da capacidade resistente. Já nas ancoragens parcialmente embebidas a rotura foi semelhante aos casos de confinamento, representando um decréscimo de 6% da capacidade resistente. No trabalho de Cook et al [19] foram analisados os programas experimentais [21, 27], tendo sido desenvolvido um modelo teórico que assenta na assunção de que uma vez formado o cone superficial de betão, esta porção da ancoragem passa a não contribuir para a capacidade resistente e por tal pode ser desprezado no modelo teórico, atingindo a tensão máxima de aderência imediatamente antes deste (Fig. 53).

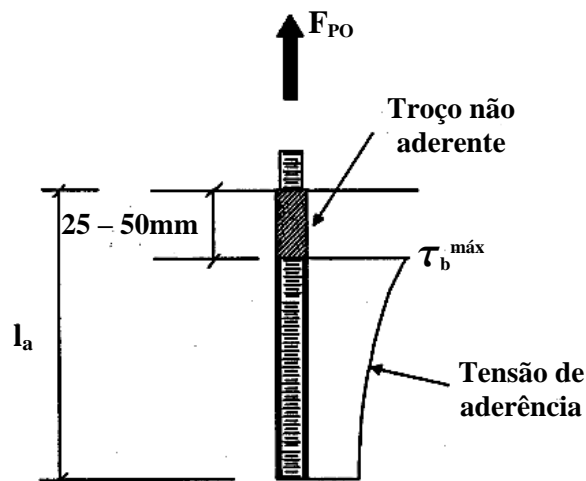


Fig. 53 - Modelo teórico de ancoragem parcialmente embebida [27]

Para o caso de não existir confinamento, conclui-se que deixando uma porção junto da superfície das peças sem embebição representa um decréscimo desprezável da resistência (da ordem de 6%), com a vantagem de impedir a formação precoce do cone superficial de betão. É referido ainda por Cook et al [21] que para evitar a situação de rotura por *splitting*, as ancoragens devem-se situar afastadas de pelo menos a 75mm das extremidades das peças.

3. ESTUDO DO MECANISMO RESISTENTE

3.1. Considerações gerais

As ancoragens para varões roscados e nervurados que têm por base uma resina epoxídica como agente de aderência, estão comprovadas segundo extensos programas experimentais realizados por diversos autores como apropriadas para resistir a solicitações de tracção e de corte.

A maior diferença entre elementos de ancoragem embebidos em betão e em resinas prende-se com o número de interfaces por onde é possível ocorrer rotura. Para melhor perceber como actuam as diferentes componentes do mecanismo resistente das ancoragens de elementos pré-esforçados interpretaram-se métodos de análise propostos por vários autores de modo a caracterizar a capacidade resistente e comportamento das ancoragens, bem como os comprimentos de referência, nomeadamente o comprimento de transmissão.

Assim, as componentes que compõem o mecanismo resistente actuam duplamente sobre as ancoragens, desenvolvendo adesão, atrito e acção mecânica nas duas interfaces simultaneamente, condicionando a menos resistente.

Com essa premissa, é necessário primeiro identificar a interface que condiciona tanto a força última como o comportamento da ancoragem. Do programa experimental de Faria [32], foi possível identificar a interface aço – resina como a interface condicionante, tanto para o comportamento da ancoragem, dado que o limite do domínio elástico é atingido quando o cordão começa a deslizar, como para a força última.

Com base nas conclusões retiradas dos programas experimentais analisados neste capítulo pretendem-se identificar as principais condicionantes da capacidade resistente de uma ancoragem de elementos pré-esforçados, de modo a actuar sobre essas e conseguir um melhoramento do comportamento, tanto na transferência do pré-esforço, como numa solicitação aos estados limites últimos.

3.2. Métodos de análise propostos para ancoragens de pré-esforço

3.2.1. Aproximação de Guyon (1948) para o comprimento de transmissão

Em 1948, Guyon [41] deduziu um tipo de aproximação ao comprimento de transmissão entrando como variáveis a reentrada das armaduras de pré-esforço no elemento de betão e o pré-esforço instalado nas armaduras na fase de aplicação.

Esta aproximação assenta na proporcionalidade do comprimento de transmissão com a reentrada das armaduras de pré-esforço, sendo este ainda inversamente proporcional ao pré-esforço inicialmente instalado. Essas assunções de variação linear e constante da tensão em função da extensão inicial das armaduras podem ser observadas na Fig. 54, podendo-se observar graficamente que uma distribuição uniforme de tensões na ancoragem é mais adequada para um comprimento de transmissão mais curto.

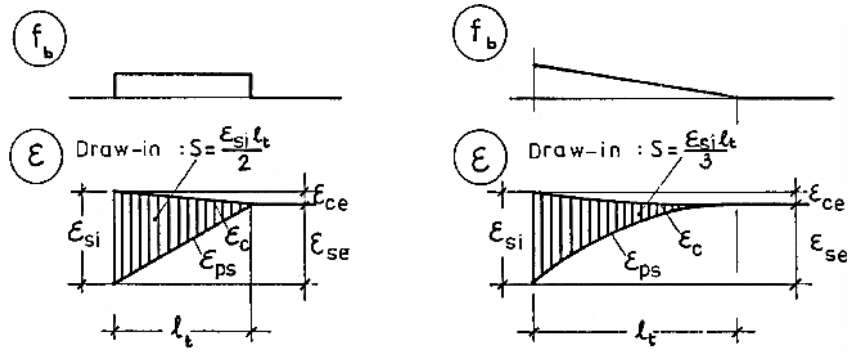


Fig. 54 - Distribuição constante (esq.) e linear (dta.) da tensão de aderência na ancoragem [41]

Guyon deduziu então que o comprimento de transmissão podia ser quantificado através da Eq. (3.2.1), onde α_p corresponde ao andamento das extensões nas armaduras, respectivamente tomando os valores de 2 para distribuição constante e 3 para o caso linear.

$$l_{tp} = \frac{\alpha_p \times S}{\varepsilon_{si}} [mm] \quad (3.2.1)$$

O coeficiente S , correspondente à reentrada das armaduras é dado pela Eq. (3.2.2).

$$S = \int_0^{l_{tp}} (\varepsilon_{si} - \varepsilon_{ps} - \varepsilon_c) dx [mm] \quad (3.2.2)$$

Onde ε_{si} , ε_{ps} e ε_c correspondem à extensão inicial e de aplicação do pré-esforço nas armaduras, e de compressão no betão. Note-se que a fórmula deduzida por Guyon não depende da resistência do betão nem do diâmetro das armaduras.

3.2.2. Lei de aderência local proposta por Balázs (1992)

Em 1992, Balázs [5] propôs uma lei de aderência local calibrada em valores obtidos em programas experimentais de ensaios de Pull-out e Push-in. Balázs apresenta uma equação diferencial de segunda ordem capaz de caracterizar o comportamento das ancoragens de elementos pré-tensionados, com base no deslizamento da ancoragem, considerando equilíbrio, compatibilidade, os materiais intervenientes (aço e betão) em regime elástico e uma distribuição constante das tensões com o deslizamento ao longo do comprimento de transmissão, ilustrada na Eq. (3.2.3).

$$\delta''(\xi) - K_p \tau [\delta(\xi)] = 0 \quad (3.2.3)$$

Onde $\delta(\xi) = s(\xi)/\phi$ é o deslizamento $s(\xi)$ homogeneizado pelo diâmetro nominal do cordão ϕ , e $\xi = x/\phi$ a coordenada adimensional da ancoragem dada pela relação entre o ponto x que se pretende analisar, e o diâmetro nominal do cordão ϕ . O coeficiente K_p corresponde à rigidez da ancoragem homogeneizada pela rigidez do aço de pré-esforço, dada pela Eq. (3.2.4).

$$K_p = \frac{4(1 + n\rho_p)}{E_p} \Theta \quad (3.2.4)$$

Onde $n = E_p/E_c$ é o coeficiente de homogeneização do módulo de elasticidade do aço de pré-esforço com o betão, $\rho_p = A_p/A_c$ a razão entre a área de aço e a área de betão, e $\Theta = \varnothing^2\pi/4A_p$. A relação entre a tensão de aderência e o deslizamento, τ , é retirada dos programas experimentais, através de uma regressão não linear do tipo $\tau(\delta) = C \times \delta^b$ das curvas de tensão – deslizamento resultantes dos ensaios. Os coeficientes C , de dimensão igual à tensão (MPa), e b , adimensional e limitado ao intervalo $0 < b < 1$, podem ser determinados pelo método dos mínimos quadrados, resultando deste método a curva que melhor se adequa à série de dados resultante do ensaio a analisar.

A solução da Eq. (3.2.3) depende das condições de fronteira assumidas para o deslizamento da ancoragem. Em [5] é providenciada uma solução da equação para condições iniciais homogêneas, isto é, $\delta(\xi = 0) = 0$ e $\delta'(\xi = 0) = 0$, resultando a distribuição do deslizamento ao longo do comprimento de transmissão dada pela Eq. (3.2.5).

$$\delta(\xi) = \frac{S(\xi)}{\varnothing} = k\xi^{\frac{2}{1-b}} [mm] \quad (3.2.5)$$

Onde k é um coeficiente adimensional dependente da relação entre a tensão e o deslizamento, o factor K_p e a resistência do betão f'_{ci} , que para cordões de sete fios toma a forma $k = 0,357 \sqrt[3]{K_p^4 f'_{ci}{}^2}$.

Em [5] é referido ainda que de modo a contabilizar a dispersão de resultados, deve-se considerar uma região delimitada inferior e superiormente por curvas, obtidas multiplicando-se por 1,25 no limite superior e 0,75 para o inferior, correspondendo a uma dispersão de 25% dos resultados experimentais, ilustrada na Fig. 55.

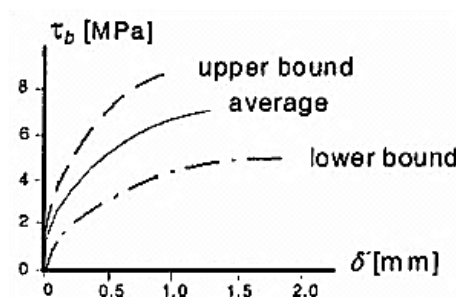


Fig. 55 - Ilustração gráfica dos limites de dispersão de resultados [5]

No trabalho de Faria [33] é analisada a adequabilidade da lei de aderência local apresentada por Balázs ao programa experimental de [32]. É referida uma boa aproximação teórica do método em análise, aos resultados obtidos em ensaios de Pull-out e Push-in de cordões de aço de alta resistência de sete fios embebidos em resina epoxídica. A capacidade do método se adequar a vários cenários de aderência reside em grande parte no facto de basear a relação entre a tensão e

o deslizamento directamente dos dados resultantes dos programas experimentais. O facto de as relações de tensão – deslizamento resultantes do programa experimental serem do tipo referido em [5], consistiu numa das premissas para analisar a adequabilidade do método.

Determinando a lei de aderência local dos ensaios realizados em [32], chegaram-se a valores de $C = 13,4 [MPa]$ e $b = 0,175 [-]$ para deslizamentos até 5,0mm correspondentes a um parâmetro $\xi = 5/15,2$, considerando que até este limite a distribuição de tensões pode-se assumir uniforme, estando b situado no intervalo preconizado em [5]. Para valores de deslizamento superiores a 5mm, considerou-se uma tensão constante de 11,0MPa.

Foi também determinada uma solução da Eq. (3.2.3), desta vez assumindo as condições iniciais não homogéneas, ou seja, $\delta(\xi = 0) \neq 0$ e $\delta'(\xi = 0) = 0$, aparecendo um novo coeficiente λ na solução, que se anula para o caso homogéneo. A solução toma então a forma da Eq. (3.2.6).

$$\delta(\xi) = \frac{S(\xi)}{\emptyset} = A(\xi + \lambda)^{\frac{2}{1-b}} [mm] \quad (3.2.6)$$

Onde A é o equivalente ao k de [5], dado pela Eq. (3.2.7).

$$A = \left[\frac{2C(1-b)^2(1 \pm \eta\rho)}{E_s(1+b)} \right]^{\frac{1}{1-b}} \quad (3.2.7)$$

E λ dependente do deslizamento $\delta(\xi = 0)$ e do parâmetro A , dado pela Eq. (3.2.8).

$$\lambda = \frac{\frac{2}{1-b} \delta(\xi = 0)^{\frac{1-b}{2}} \left(\frac{1-b}{2} \right)}{A^{\frac{1-b}{2}}} \quad (3.2.8)$$

O autor refere ainda que partindo da equação de caracterização do comportamento local das ancoragens é possível determinar a tensão de aderência na interface dos dois materiais, dada pela Eq. (3.2.9), bem como as tensões nas armaduras para ambos os tipos de ensaio (Pull-out e Push-in), residindo a diferença entre ambos no termo correspondente à tensão de pré-esforço presente nas armaduras.

$$\tau(\xi) = CA^b(\xi + \lambda)^{\frac{2b}{1-b}} [MPa] \quad (3.2.9)$$

É referida ainda a importância da determinação de uma equação que permita aproximar teoricamente o comprimento de amarração e de transmissão, partindo respectivamente da expressão da tensão nas armaduras resultante dos ensaios de Pull-out e Push-in.

3.2.3. Alteração ao método de Guyon proposta por Balázs (1993)

Em 1993, Balázs [6] avaliou a aplicabilidade da aproximação deduzida por Guyon [41] do comprimento de transmissão, referindo os resultados de programas experimentais publicados pela FIP [38] em 1978, bem como ensaios realizados por den Uijl [26] em 1983, os quais chegaram a

valores de α_p de 2,86 e 2,46, respectivamente. Estes programas experimentais foram baseados em cordões de pré-esforço de sete fios em lajes alveolares.

Balázs deduziu várias expressões que melhor identificam o andamento das tensões tendo em conta o comprimento de transmissão, a reentrada das armaduras e o pré-esforço instalado, partindo da Eq. (3.2.10)

$$l_t = \frac{2}{(1-b)} \times \frac{S}{\varepsilon_{si}} \text{ [mm]} \quad (3.2.10)$$

Onde S e ε_{si} são respectivamente a reentrada e a extensão inicial das armaduras de pré-esforço, e b é a potência do deslizamento das armaduras δ , introduzido na função da tensão resistente média da aderência, determinada experimentalmente e dada pela Eq. (3.2.11).

$$\tau = c \times \sqrt{f_{ci}} \times \delta^b \text{ [MPa]} \quad (3.2.11)$$

Onde c , δ e b são análogos ao ilustrado em 3.2.2, e f_{ci} correspondente à resistência à compressão do betão na fase de transferência do pré-esforço. Note-se que c e b são determinados a partir de resultados experimentais como definido em 3.2.2, tendo sido atribuído por Balázs o valor de $c = 2,055 \text{ [MPa]}$ e $b = 0,25 \text{ [-]}$ para cordões de sete fios e 12,8mm de diâmetro nominal.

Das considerações tomadas por Balázs, foi possível derivar ainda dois métodos de análise não-linear de aproximação do comprimento de transmissão, sendo a Eq. (3.2.12) uma melhor aproximação à variação da reentrada das armaduras, e a Eq. (3.2.13) a respectiva melhor aproximação à variação do pré-esforço aplicado, onde σ_{p0} é a tensão inicial nas armaduras de pré-esforço.

$$l_t = 111 \times \frac{S^{0,625}}{f_{ci}^{0,15} \times \varepsilon_{si}^{0,4}} \text{ [mm]} \quad (3.2.12)$$

$$l_t = 3,5 \times \frac{\sigma_{p0}}{\sqrt{f_{ci} \times \sqrt{S}}} \text{ [mm]} \quad (3.2.13)$$

3.2.4. Método de análise do comprimento de transferência segundo Cousins et al (1990)

No trabalho de Cousins et al [24] é proposto um método de cálculo para o comprimento de transmissão e amarração, admitindo zonas de regime elástico e plástico, referindo que as forças no betão têm de ser iguais e com direcção oposta às dos elementos metálicos em qualquer ponto do betão que envolve as armaduras.

As assunções tomadas assentam nas teorias de Guyon e de Janney [41, 46], tendo estes autores proposto a contabilização dos efeitos do pré-esforço instalado e da reentrada das armaduras, bem como a plastificação de zonas do betão que envolve as armaduras.

Neste artigo [24] assume-se que a variação de tensões na armadura de pré-esforço pressupõe a transmissão de esforços para o betão. A Fig. 56 ilustra a evolução das tensões de aderência do mecanismo resistente, presente durante a transmissão de esforços entre o aço e o betão, representando o limite entre a distribuição constante e linear da tensão resistente de aderência.

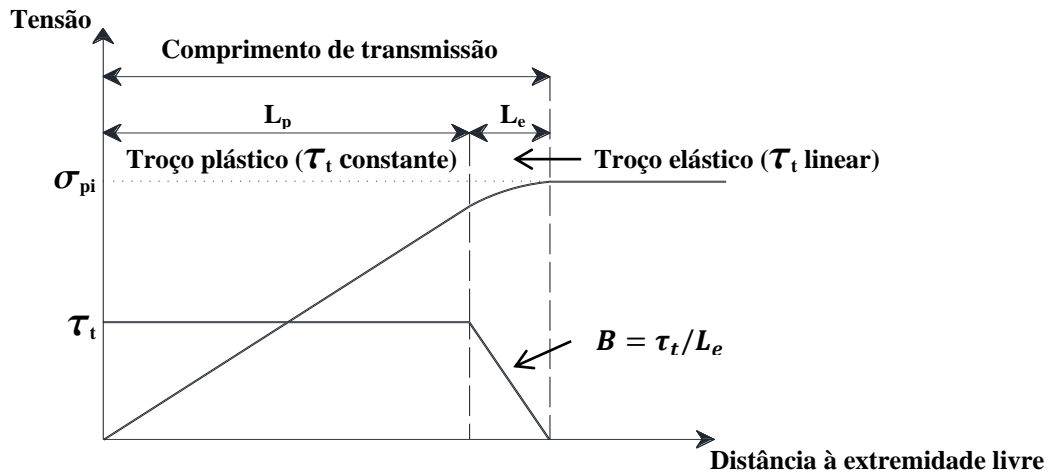


Fig. 56 - Diagrama de tensões ao longo do comprimento de transmissão (adaptado de [24])

Neste modelo o comprimento de transmissão é dividido em dois troços, onde L_p é o comprimento ao longo do qual a tensão resistente de aderência τ possui um desenvolvimento constante (uniforme) e L_e é o comprimento ao longo do qual a mesma tensão se desenvolve linearmente.

O comprimento de transmissão, composto pelos troços elástico e plástico, ilustrado na Fig. 56 é determinado através da Eq. (3.2.14).

$$L_t = L_p + L_e = \frac{\sigma_{pi} \times A_p}{\pi \times \varnothing \times \tau_t} + 0,5 \times \left(\frac{\tau_t}{B}\right) [mm] \quad (3.2.14)$$

Onde σ_{pi} é a tensão nas armaduras no momento da transmissão do pré-esforço, A_p e \varnothing a área transversal e o diâmetro nominal dos cordões de pré-esforço, τ_t a tensão resistente de aderência na transmissão, calculada segundo a Eq. (3.2.15), e B o declive das tensões na interface dos dois materiais, correspondente a τ_t/L_e .

$$\tau(l) = \left(\frac{d\sigma_p}{dl}\right) \times \left(\frac{A_p}{\pi \times \varnothing}\right) [MPa] \quad (3.2.15)$$

Onde $d\sigma_p/dl$ representa a variação das tensões no aço de pré-esforço ao longo da ancoragem para a situação a analisar, seja transmissão de pré-esforço (τ_t), ou estados limites últimos (τ_d).

Pode-se observar que a tensão resistente de aderência varia linearmente com as tensões na armadura de pré-esforço e é inversamente proporcional ao comprimento de transmissão.

O comprimento de amarração é determinado através da soma do comprimento de transmissão com uma parcela referente ao incremento de tensões nas armaduras suficiente para atingir o estado limite último, correspondente à diferença entre o pré-esforço inicial e a tensão de dimensionamento ($\sigma_{pd} - \sigma_{p\infty}$). Esta parcela é análoga ao cálculo de L_p , alterando-se apenas a

tensão resistente de aderência, aqui dada por τ_d . O comprimento de amarração é então dado pela Eq. (3.2.16).

$$L_a = L_p + L_e + L_f = \frac{\sigma_{pi} \times A_p}{\pi \times \emptyset \times \tau_t} + 0,5 \times \left(\frac{\tau_t}{B}\right) + \frac{(\sigma_{pd} - \sigma_{p\infty}) \times A_p}{\pi \times \emptyset \times \tau_d} \quad [mm] \quad (3.2.16)$$

Na Fig. 57 é possível observar a variação linear das tensões instaladas nas ao longo do comprimento de amarração.

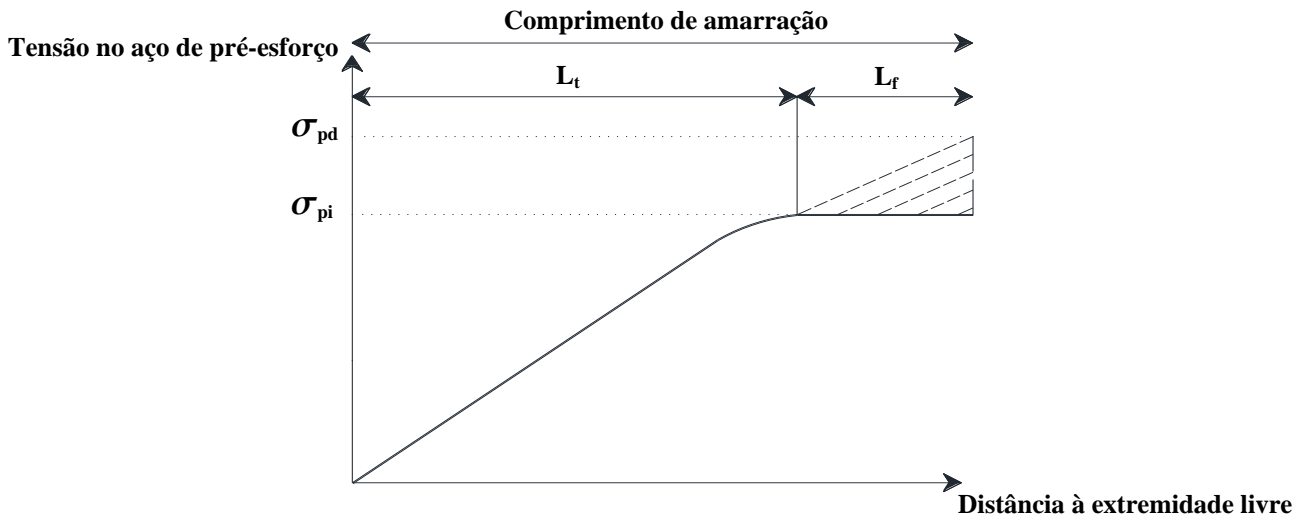


Fig. 57 - Comprimento de amarração [24]

Martí et al [57] propõem uma alteração ao método enunciado em cima, onde é referido que tendo em conta o programa experimental realizado, assumindo o comprimento L_e como nulo resulta numa boa aproximação ao comprimento de transmissão real (experimental). Deste modo, considera-se em regime plástico todo o comprimento de transmissão, que também faz sentido pois no modelo ilustrado existe um troço elástico entre dois troços plásticos.

3.2.5. Modelo de aderência segundo o CEB-FIP MC90

O MC90 [17] apresenta o modelo local de aderência para varões nervurados embebidos no betão proposto por Eligehausen em 1993, em que a quantificação das tensões desenvolvidas nas ancoragens é feita através da relação entre a tensão resistente de aderência e o deslizamento das armaduras em relação ao betão, sendo o diferencial do deslizamento dado pela Eq. (3.2.17), onde $\varepsilon_{ps} - \varepsilon_c$ é a diferença do alongamento do aço e do betão.

$$\frac{ds}{dx} = \varepsilon_{ps} - \varepsilon_c \quad (3.2.17)$$

A tensão resistente de aderência é definida por quatro expressões, (3.2.18) a (3.2.21), que a caracterizam em função da quantidade do deslizamento da armadura. Estas expressões correspondem aos quatro troços do diagrama de tensão-deslizamento ilustrado na Fig. 58 para um carregamento monotónico:

$$\tau = \tau_{m\acute{a}x} \left(\frac{S}{S_1} \right)^{\alpha_c} \quad [MPa] \in 0 \leq S \leq S_1 \quad (3.2.18)$$

$$\tau = \tau_{m\acute{a}x} \quad [MPa] \in S_1 \leq S \leq S_2 \quad (3.2.19)$$

$$\tau = \tau_{m\acute{a}x} - (\tau_{m\acute{a}x} - \tau_f) \left(\frac{S - S_2}{S_3 - S_2} \right) \quad [MPa] \in S_2 \leq S \leq S_3 \quad (3.2.20)$$

$$\tau = \tau_f \quad [MPa] \in S_3 \leq S \quad (3.2.21)$$

Onde $\tau_{m\acute{a}x}$ é a tensão resistente de aderência máxima em função da resistência característica do betão, τ_f a tensão de aderência quando ocorre deslizamento correspondente a 15% do deslizamento S_1 , correspondente a $\tau_{m\acute{a}x}$, e α_c um parâmetro caracterizador da curva do primeiro troço ($\alpha_c \cong 0,4$ ou $0,5$).

Os deslizamentos de referência S_1 a S_3 estão quantificados no MC90, segundo as condições de aderência e a existência ou não de confinamento do betão.

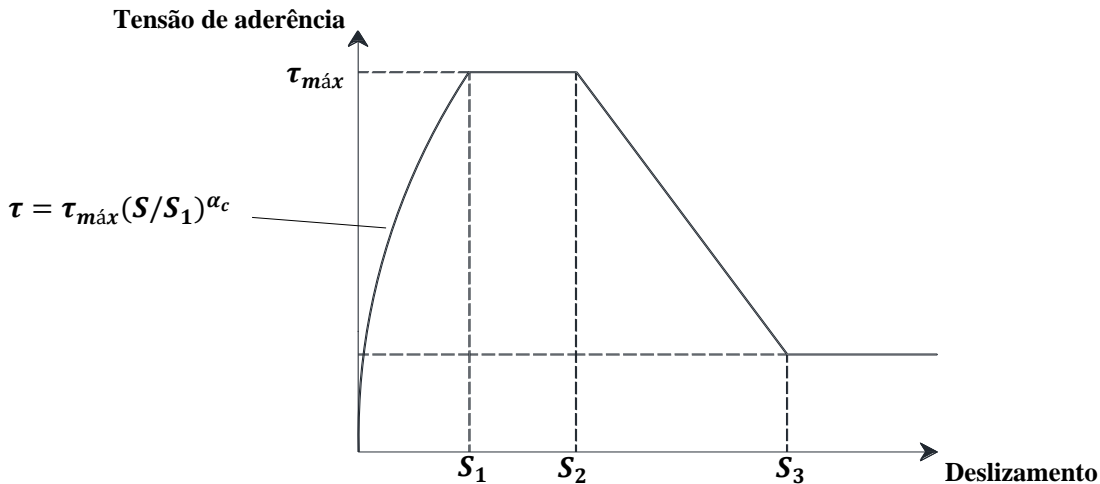


Fig. 58 - Diagrama Tensão-Deslizamento para um carregamento monotónico [17]

Os troços ilustrados na Fig. 58 são representativos de fenómenos que ocorrem na ancoragem, correspondendo o primeiro troço S_1 ao micro-fendilhação e esmagamento localizado do betão, o segundo troço S_2 correspondente à rotura por corte das saliências de betão nos intervalos das nervuras, S_3 corresponde ao decréscimo da resistência devido a fendas de *splitting* e o troço correspondente a τ_f representa a resistência residual do betão ao deslizamento das armaduras (por atrito). Note-se ainda que o segundo troço apenas sucede devido ao confinamento do betão, que caso não exista, não compõe os troços que caracterizam o modelo referido.

O diagrama representado pode ser entendido como uma ilustração da progressão das tensões transversais nas ancoragens, em que ocorrem fenómenos de fendilhação e esmagamento do betão, bem como fenómenos de *splitting*.

É referido ainda que o efeito da fluência afecta o comportamento do mecanismo resistente, reduzindo a inclinação da curva tensão-deslizamento do primeiro troço sendo a diferença, como se

pode observar na Fig. 59 medida na horizontal, dada pela Eq. (3.2.22), onde $K_{n,t}$ é o factor dependente do tempo que define se a carga é monotónica ou cíclica.

$$S_{n,t} = S \times (1 + K_{n,t}) [mm] \quad (3.2.22)$$

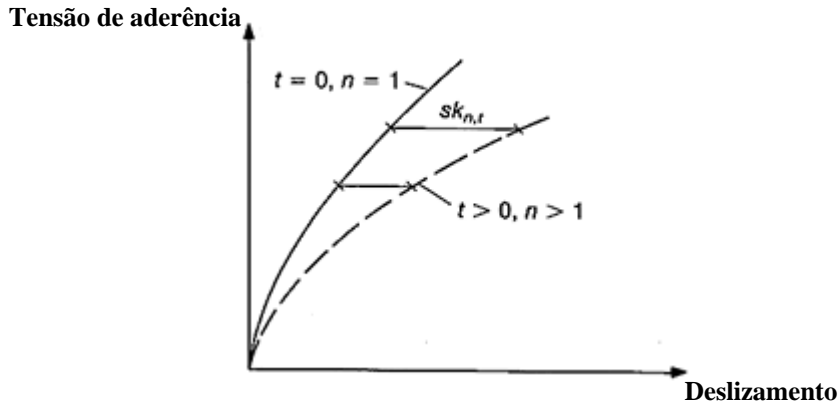


Fig. 59 - Alteração da curva tensão-deslizamento devido a fluência [17]

3.2.6. Modelo de análise da tensão de aderência segundo den Uijl (1992)

den Uijl [25] teve como objectivo contabilizar todos os fenómenos que se desenvolvem ao longo do comprimento de transmissão, e com esse intuito determinou uma expressão de carácter empírico, derivada dos ensaios realizados em prol da quantificação desses fenómenos, que visa quantificar a tensão resistente do mecanismo de aderência. Assumiu que a razão entre a tensão de aderência e o deslizamento dos cordões era constante ao longo do comprimento de transmissão, e referiu que existiria um efeito de Poisson que deveria ser quantificado. Propôs a Eq. (3.2.23) que quantifica a tensão de aderência na interface aço – betão, a qual foi deduzida dos resultados do programa experimental realizado. Nestes ensaios foram usados cordões de 9,3mm de diâmetro nominal, betão C45/55 e comprimentos de embebimento de 50mm e 88mm, com um recobrimento de 46mm.

$$\tau = 3 + 0,4 \times \delta - 2,5 \times 10^{-3} \Delta\sigma_p + 1,5 \times 10^{-3} |\Delta\sigma_p| [MPa] \quad (3.2.23)$$

A expressão anterior possui então um carácter empírico, dado que apenas depende da variação de tensão nos cordões $\Delta\sigma_p$ e do deslizamento dos mesmos (δ), apenas utilizável para ensaios de parâmetros semelhantes, referindo o autor que os coeficientes presentes na expressão devem ser determinados experimentalmente para cada caso. As parcelas desta expressão são referentes respectivamente à adesão, aqui com valor constante, ao efeito *lack-of-fit*, favorável, ao efeito de Poisson, aqui desfavorável, e ao efeito mecânico do paço da hélice do cordão, estando portanto assumidos todos os fenómenos que se aceitam actuarem sobre um mecanismo resistente de aderência.

Para a obtenção destes resultados foi efectuado um programa experimental, baseado em ensaios de Pull-out e Push-in, de modo a avaliar os fenómenos que se desenvolvem no mecanismo resistente de aderência. Com maior ênfase, pesaram os ensaios de Push-in, pois apenas através

destes é possível estudar o efeito do paço da hélice do cordão, o efeito *lack-of-fit* e o efeito de Poisson na aplicação do pré-esforço, estando um diagrama desses resultados e dos esquemas de ensaios representados na Fig. 60, onde se pode observar a tensão máxima atingida, bem como a variação máxima da tensão nos cordões.

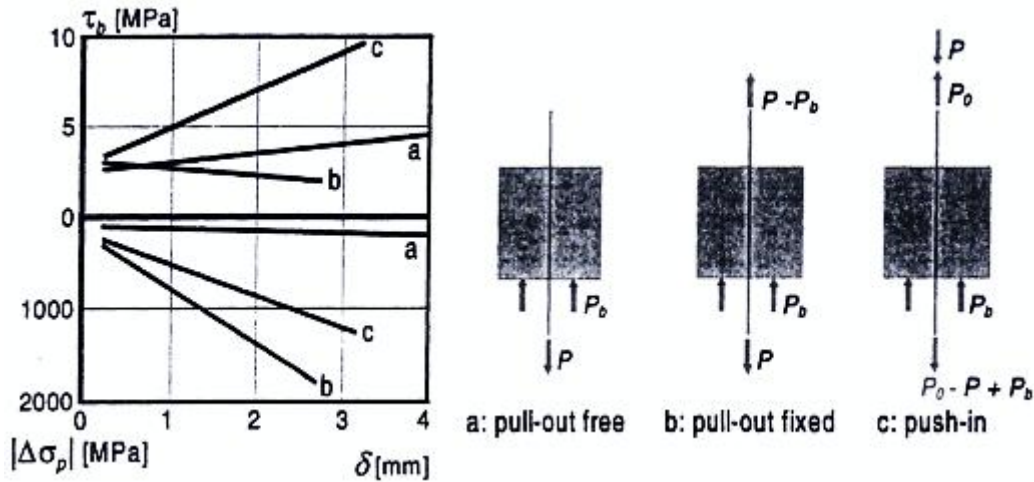


Fig. 60 - Diagrama de variação de tensão-deslizamento (esq.) e esquemas de ensaios (dta.) [25]

O mesmo autor faz uma rectificação da Eq. (2.13.17), de modo a contabilizar o facto de a rotura não se dar pela interface aço – betão, mas sim a uma distância da mesma. Assim, as primeiras parcelas são multiplicadas por um factor η , que consiste na relação entre o deslizamento do cordão e o deslizamento elástico do mesmo, correspondente à perda de adesão, ocorrendo esta em regime elástico, para um deslizamento de aproximadamente 0,2 mm. A expressão da quantificação da tensão de aderência toma então a forma da Eq. (3.2.24).

$$\tau = (\tau_{el} + 0,4 \times \delta)\eta - 2,5 \times 10^{-3}\Delta\sigma_p + 1,5 \times 10^{-3}|\Delta\sigma_p| \text{ [MPa]} \quad (3.2.24)$$

Onde $\tau_{el} \approx 3MPa$, e $\eta = \delta/\delta_{el}$ para um deslizamento inferior a $\delta_{el} \approx 0,2mm$, ou $\eta = 1$ para deslizamentos superiores.

3.2.7. Modelo de análise de cordões de pré-esforço segundo Laldji (1987)

Laldji [50] propôs um modelo de cálculo que analisa a componente mecânica devido à forma helicoidal de cordões de pré-esforço embebidos em *grout*. Esse modelo assenta no esquema simplificado de Stocker e Sozen [79], e para um trecho dl são analisadas as forças que se geram devido à forma helicoidal do cordão, ilustradas na Fig. 61.

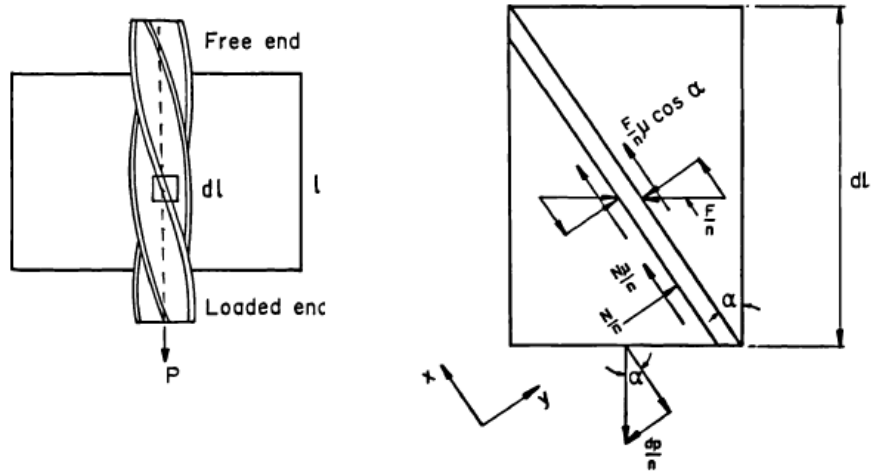


Fig. 61 - Modelo de análise da componente atrítica de cordões [50]

Para este modelo, considera-se aplicada uma força P no cordão, e analisam-se as várias componentes derivadas da interacção entre os dois materiais em cada fio exterior n , num troço dl , respectivamente:

- A variação da força dP/n , correspondente à transmissão de forças entre o cordão e o betão;
- A força de reacção normal ao fio exterior N/n ;
- A componente de atrito, de sentido oposto ao deslizamento do fio exterior $N \times \mu/n$;
- A componente devido à retracção do betão e efeito de Poisson da armadura por unidade de comprimento do cordão f/n ;
- A componente de atrito da força f , no sentido oposto ao deslizamento do fio exterior $f \times \mu \times \cos(\alpha)/n$.

Através do equilíbrio das forças enunciadas, deduziu-se uma aproximação à variação da força, dP , ilustrada na Eq. (3.2.25).

$$\frac{dP}{dl} = \frac{f \times \mu}{1 - \mu \times \tan(\alpha)} \text{ [kN/m]} \quad (3.2.25)$$

A determinação da componente f passa pela aplicação da teoria elástica de cilindros de paredes espessas, dado que os materiais em estudo (aço de pré-esforço e grout) possuem um comportamento linear elástico e homogéneo na fase inicial de aplicação do pré-esforço.

Como foi enunciado em 2.9.3, Laldji foi dos autores que também considerou os efeitos de torção da forma helicoidal dos cordões, referindo que a rigidez de torção dos cordões provoca um momento torsor ao longo da ancoragem, devido à rotação do cordão quando existe deslizamento em relação ao betão. A variação da força aplicada à ancoragem foi determinada outra vez com base no equilíbrio das forças que se desenvolvem na interface aço-betão, ilustrada na Fig. 62.

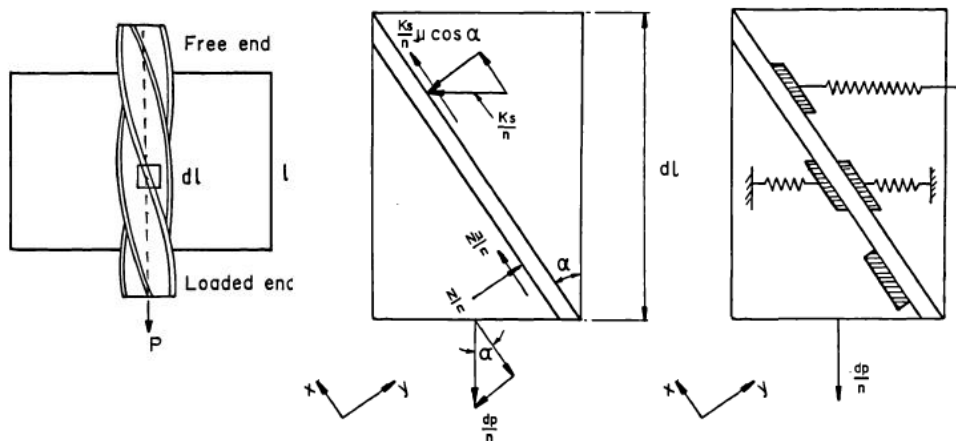


Fig. 62 - Modelo de análise da torção de cordões [50]

Do mesmo modo, para uma força P aplicada no cordão, são analisadas as forças intervenientes no mecanismo resistente de torção de modo análogo à análise anterior, numa porção do cordão dl :

- A variação da força dP/n , correspondente à transmissão de forças entre o aço e o betão;
- A força devido à rigidez de torção por cada fio exterior, correspondente à força necessária para desenrolar o cordão $k \times s/n$, onde k é a rigidez da mola representada na Fig. 62 (dta.) e s o deslizamento do cordão;
- A componente atrítica $k \times s \times \mu \times \cos(\alpha) / n$ actuante em cada fio exterior, devido a rigidez de torção;
- A força normal de reacção à variação da força N/n ;
- A componente correspondente ao atrito de N , de sentido oposto ao deslizamento do fio exterior $N \times \mu/n$;

Do mesmo modo, através de equilíbrio das forças acima enunciadas, foi determinada a aproximação da variação da força dP , ilustrada na Eq. (3.2.26).

$$\frac{dP}{dl} = \frac{k \times s \times (2 \times \mu + \tan(\alpha))}{1 - \mu \times \tan(\alpha)} [kN/m] \quad (3.2.26)$$

Dada a complexidade da secção dos cordões de pré-esforço que dificultam a determinação da rigidez de torção, Laldji aproximou-a experimentalmente. Pela Lei de Hooke, sabe-se que a relação constitutiva de materiais indica que a rigidez é a tensão necessária para haver uma extensão $\varepsilon = 1$. Com base nessa relação foi determinada a rigidez de torção através da Eq. (3.2.27), baseada no esquema da Fig. 63, onde os pares de forças representados compõem o binário gerado no cordão.

$$k = \frac{n \times T}{3 \times t \times s} [kN/m] \quad (3.2.27)$$

Onde n é o número de fios exteriores ($n \cong 6$), $T = 3 \times Q \times t$ o momento torsor, com $Q = k \times s/n$ e t o braço do binário ilustrado na Fig. 63, e s o deslizamento do cordão.

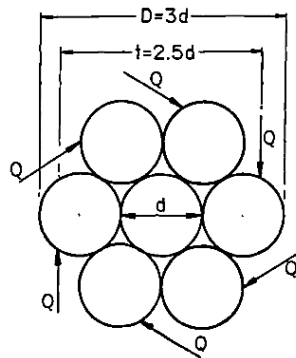


Fig. 63 - Distribuição de forças para determinação da rigidez de torção [50]

Sabendo a relação entre a rotação θ e o deslizamento do cordão s dada pela Eq. (3.2.28), onde p é o passo do cordão, é possível resolver em ordem a s , e substituir na Eq. (3.2.27), de modo a se obter a rigidez da mola representada na Fig. 62, caracterizadora da rigidez de torção em função da rotação dada pela Eq. (3.2.29).

$$\theta = 2 \times \pi \times \frac{s}{p} \text{ [rad]} \quad (3.2.28)$$

$$k = \frac{4 \times \pi \times T}{t \times p \times \theta} \text{ [kN/m]} \quad (3.2.29)$$

3.2.8. Modelo de distribuição uniforme de tensões segundo Abrishami e Mitchell (1992)

Abrishami e Mitchell [1] apresentam uma metodologia de ensaio que permite controlar o desenvolvimento de tensões na ancoragem, de modo a que se obtenha uma distribuição uniforme, sendo a medição das tensões nas armaduras realizada através de extensómetros colocados ao longo da ancoragem. O modelo de ensaio consistia em varões nervurados chumbados em provetes cilíndricos de betão, sendo o procedimento do ensaio iniciado com a aplicação de uma força no varão, prévia ao molde do provete cilíndrico em torno deste. Após a cura, a força é reduzida numa das extremidades e aumentada na extremidade oposta, de modo a que as extensões medidas no varão variem linearmente ao longo da ancoragem.

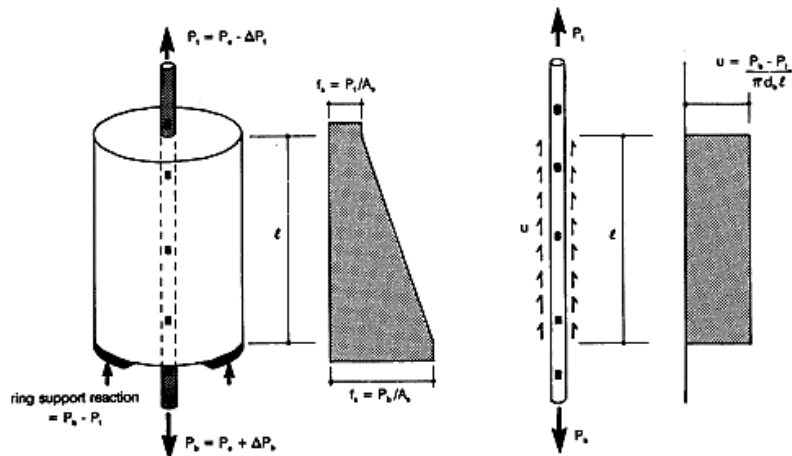


Fig. 64 - Esquema de aplicação de força e tensões na interface [1]

Deste modo, permitiu simular uma distribuição uniforme da tensão de aderência, dado que o ambiente e a aplicação de forças eram controlados, e analisar com rigor a ancoragem de elementos em que o mecanismo de rotura consistia no arrancamento das armaduras (Pull-out) ou fendilhação do provete de betão (*splitting*).

A tensão na interface aço-betão toma a forma da Eq. (3.2.30), onde a tensão resistente de aderência τ é dada pela diferença de forças aplicadas no provete, e aqui pode ser feita a analogia com a situação de Push-in, onde \varnothing é o diâmetro nominal da armadura, P_p a força na extremidade inferior do provete, P_t a força na extremidade superior do provete e l o comprimento da ancoragem, ilustrados na Fig. 64.

$$\tau = \frac{P_p - P_t}{\pi \times \varnothing \times l} \quad (3.2.30)$$

3.3. Métodos de análise propostos para ancoragens pós-instaladas

3.3.1. Modelo elástico de tensões segundo Cook et al (1991)

Com base no programa experimental de Cook et al [21] foi elaborado um modelo de análise elástico da capacidade resistente máxima de ancoragens por aderência para varões roscados embebidos parcial ou totalmente em resinas.

O modelo assenta na minimização da energia total do mecanismo resistente, sendo esta dada pela diferença das energias internas do varão e do agente de aderência, com a energia externa devido à solitação considerada no modelo.

O sistema apresentado para elaboração deste modelo de análise, ilustrado na Fig. 65, deixa antever que a medição da força aplicada e a extensão no topo e no fundo do elemento embebido permite aplicar este modelo a várias situações, variando apenas alguns parâmetros.

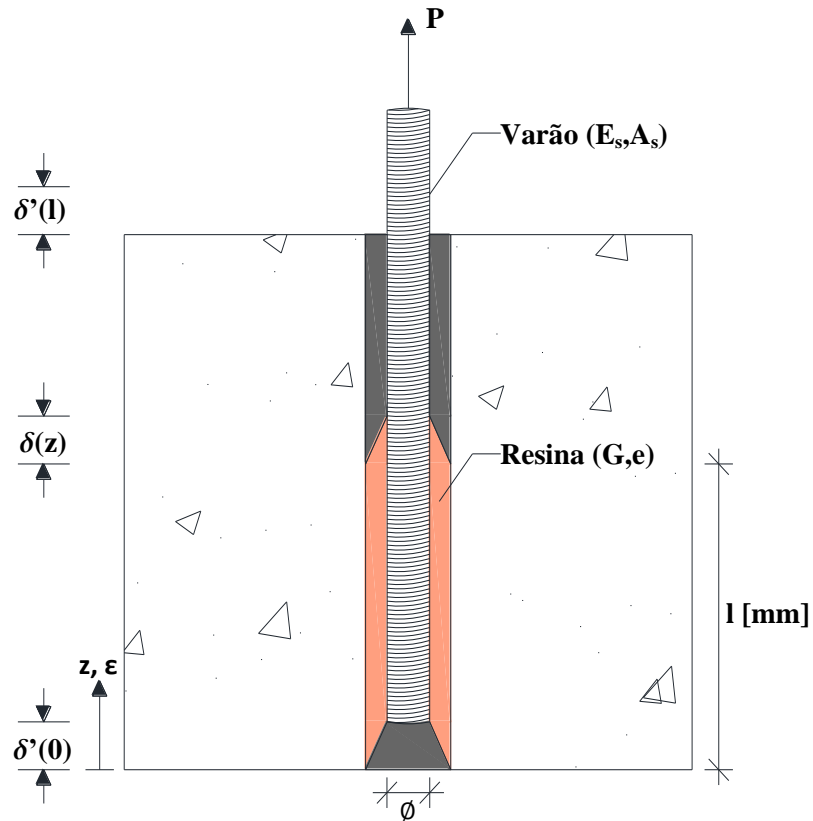


Fig. 65 - Modelo de análise de ancoragens por aderência [21]

Na Fig. 65 é possível apreciar os vários parâmetros que são contabilizados, como a extensão do varão no topo $\delta'(l)$ e no fundo $\delta'(0)$, o deslizamento da ancoragem $\delta(z)$, a força P , as características dos materiais, módulo de elasticidade e área transversal do varão (E_s, A_s), e o módulo de distorção e espessura da resina (G, e), e o comprimento de embebição l [mm].

Considerando desprezável a variação da área da seção transversal do aço ao longo do comprimento de embebição, $\int_{A_s} dA \approx A_s$ (note-se que com esta parcela seria possível contabilizar o efeito de *Hoyer*), e que a relação constitutiva do aço é $\sigma = \varepsilon \times E_s \approx \delta' \times E_s$, a equação da energia interna do varão toma a forma da Eq. (3.3.1), em que os coeficientes estão identificados em cima.

$$II_s = \frac{1}{2} \times E_s \times A_s \int_0^l (\delta')^2 dz \quad (3.3.1)$$

A energia interna no seio do agente de aderência, dada pelo mesmo princípio, toma a forma:

$$II_r = \frac{1}{2} \times \int_V \tau \times \gamma dV = \frac{1}{2} \times \int_0^l \int_A \tau \times \gamma dA dz \quad (3.3.2)$$

Onde os coeficientes são os ilustrados na Fig. 65, e a área da seção de resina dada por $\int_A dA = (\pi \times \phi) \times e$, com ϕ o diâmetro do varão, $\gamma = \delta/e$ correspondente ao ângulo infinitesimal de

distorção, e das leis constitutivas vem que $\tau = \gamma \times G \approx \delta/e \times G$. Então, a equação da energia interna da resina toma a forma da Eq. (3.3.3).

$$H_r = \frac{1}{2} \times \frac{\pi \times \emptyset \times G}{e} \int_0^l \delta^2 dz \quad (3.3.3)$$

Finalmente, a energia externa derivada da força aplicada ao sistema vem com a forma da Eq. (3.3.4), onde $\delta(l)$ é o deslocamento do varão medido à superfície da peça de betão.

$$H_{ext} = P \times \delta(l) \quad (3.3.4)$$

A energia do sistema, H_{net} , vem então como a diferença entre a energia interna e externa do sistema, dada pela Eq. (3.3.5).

$$H_{net} = \frac{1}{2} \times E_s \times A_s \int_0^l (\delta')^2 dz + \frac{1}{2} \times \frac{\pi \times \emptyset \times G}{e} \int_0^l \delta^2 dz - P \times \delta(l) \quad (3.3.5)$$

O método consiste na minimização da energia do sistema, que resolvida em ordem ao deslizamento δ , resulta numa equação diferencial de segunda ordem dada pela Eq. (3.3.6).

$$\delta'' - \frac{\pi \times \emptyset \times G}{e \times E_s \times A_s} \times \delta = 0 \quad (3.3.6)$$

Aplicando condições de fronteira para δ e resolvendo a Eq. (3.3.6), resulta a equação do deslocamento em função da coordenada z , dada pela Eq. (3.3.7).

$$\delta(z) = \frac{P}{E_s \times A_s \times \lambda} \times \frac{\cosh(\lambda z)}{\sinh(\lambda l)} \quad (3.3.7)$$

Onde $\lambda^2 = (\pi \times \emptyset \times G)/(e \times E_s \times A_s)$ de modo a compreender as constantes da equação, estando qualificadas anteriormente, e sabendo que a tensão resistente do mecanismo ao longo da ancoragem é dada por $\tau = G/e \times \delta(z)$ da Eq. (3.3.3), resolvendo em ordem a P para $z = l$, resulta:

$$P = \tau(l) \times \frac{\pi \times \emptyset}{\lambda} \times \tanh(\lambda l) \quad (3.3.8)$$

De modo a uniformizar o modelo de análise para qualquer tipo de agente de aderência, os autores propõem a reformulação de λ para 75% da área do varão correspondendo à área efectiva para uma solitação de tracção, resultando o parâmetro λ' , caracterizador de cada agente de aderência, e dado pela Eq. (3.3.9):

$$\lambda = \sqrt{\frac{\pi \times \emptyset \times G}{e \times E_s \times \frac{3}{4} \times \frac{\pi \times \emptyset^2}{4}}} = \sqrt{\frac{16 \times G}{3 \times E_s \times e \times \emptyset}} \approx \frac{1}{\sqrt{\emptyset}} \times \sqrt{G \times \emptyset} \approx \frac{\lambda'}{\sqrt{\emptyset}} \quad (3.3.9)$$

Onde $\lambda' = \sqrt{C \times G}$ e $C = 16/(3 \times E_s \times e)$. Substituindo na Eq. (3.3.8) resulta a equação (3.3.10), caracterizadora da força na ancoragem para o modelo elástico, onde $\tau_{m\acute{a}x} \approx \tau(l)$:

$$P = \tau_{m\acute{a}x} \times \frac{\pi \times \phi^{3/2}}{\lambda'} \times \tanh\left(\frac{\lambda' \times l}{\sqrt{\phi}}\right) \quad (3.3.10)$$

Dado que a rigidez é a resistência característica de um corpo elástico à deformação por uma força externa, e se está a estudar um modelo elástico, a rigidez do mecanismo resistente é dada por $K_p = P/\delta(l)$, correspondente à força necessária por unidade do deslocamento total, e substituindo as expressões (3.3.7) e (3.3.10), resulta a equação caracterizadora da rigidez do mecanismo resistente (3.3.11).

$$K_p = \frac{A \times E \times \lambda'}{\sqrt{\phi}} \times \tanh\left(\frac{\lambda' \times l}{\sqrt{\phi}}\right) \quad (3.3.11)$$

3.3.2. Modelo Uniforme de Tensões segundo Cook et al (1991) e Zamora (2003)

No trabalho de Cook et al [21] foi analisado ainda o modelo de distribuição uniforme de tensões, tirando ilações sobre a diferença entre uma análise com modelo elástico e o modelo uniforme de tensões. Assim, para $l/\sqrt{\phi} \leq 10$ a razão entre a distribuição uniforme e a elástica de tensões é maior do que 80 %, tendendo a aproximar o modelo elástico ao modelo uniforme para relações de $l/\sqrt{\phi}$ menores.

Do extenso programa experimental em [21] foi ainda possível determinar que o modelo uniforme de tensões resultou em valores bastante aceitáveis, não obstante ter sido o modelo elástico que melhor se aproximou aos resultados experimentais, mas dada a complexidade do mesmo, para uma situação de dimensionamento, é suficiente a consideração do modelo de distribuição uniforme de tensões, dado que o primeiro demonstrou grande tendência a se aproximar a uma distribuição uniforme de tensões.

Zamora [87] refere que devem ser analisados dois modos de rotura, pela interface aço-resina dada pela Eq. (3.3.12), e pela interface resina-betão, Eq. (3.3.13).

$$P = \tau \times \pi \times \phi \times l \quad (3.3.12)$$

$$P = \tau_0 \times \pi \times \phi_0 \times l \quad (3.3.13)$$

Onde P é a força axial na ancoragem, τ e τ_0 a tensão tangencial na interface, ϕ e ϕ_0 o diâmetro nominal do varão e o diâmetro do furo, respectivamente, e l o comprimento da ancoragem, ilustrados na Fig. 66.

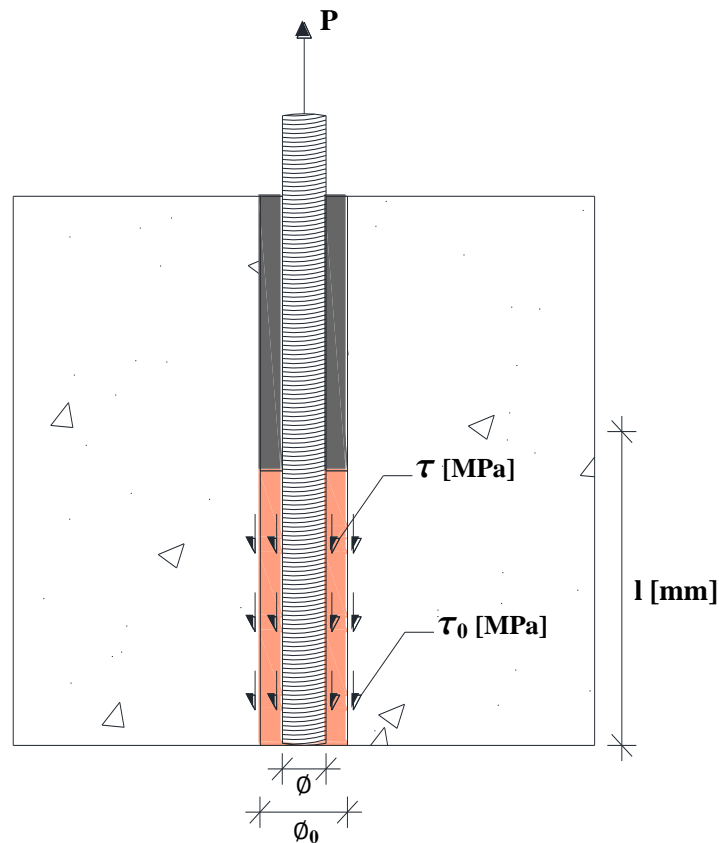


Fig. 66 - Modelo de distribuição uniforme de tensões [21]

O autor refere ainda que existe uma dificuldade inerente em determinar a interface que irá romper primeiro, excepto para o caso da utilização de grouts, pois o furo maior, na ordem dos 50 a 200%, deixa antever que a rotura se dará pela interface aço – grout. Neste ponto recomenda-se que a interface seja determinada interpretando qualitativa e quantitativamente os resultados dos ensaios experimentais. Faria pôde determinar em [32] a interface de rotura através do programa experimental realizado, concluindo que esta ocorria para cordões de sete fios embebidos em resina epoxídica, pela interface cordão – resina para comprimentos de embebição inferiores a 550mm (2.16).

3.4. Modelo de Tensões Uniformes

Este modelo é aceite como caracterizador da capacidade resistente das ancoragens pós-instaladas com recurso a agentes de aderência, pois os resultados obtidos com este modelo são os que melhor se adaptam aos programas experimentais realizados por vários autores, em simultâneo com a melhor aplicabilidade do método.

Analisando as equações (3.3.8) e (3.3.12) pode-se observar tal como é indicado por Cook et al [21], que a diferença entre os dois métodos de análise é o termo referente à profundidade de embebição l , que no modelo elástico de tensões é substituído por $\tanh(\lambda l)/\lambda$. Refere-se ainda que para comprimentos de embebição correntes pode-se considerar aproximadamente $\tanh(\lambda l)/\lambda \approx 1$, e para comprimentos superiores, $\tanh(\lambda l)/\lambda \leq 1$, sendo indício de que a capacidade resistente das ancoragens não é directamente proporcional ao seu comprimento.

Em [58] McVay et al referem que o modelo elástico é apropriado para cargas reduzidas e análises pontuais, ao passo que para cargas elevadas e de dimensionamento, o modelo uniforme de tensões é o que mais se adequa aos resultados, com o mínimo esforço de cálculo. Os autores referem ainda que o modelo elástico de tensões é ainda apropriado para modos de rotura que envolvam extracção de cone superficial de betão.

É ainda referido em Cook et al [22] que os modos de dimensionamento da capacidade resistente de ancoragens se dividem em seis modelos de análise, correspondentes a extracção de cones ao longo do comprimento de embebimento, aderência dos elementos metálicos, rotura mista de aderência com extracção de cone de dois tipos, comprimentos de embebimento menores e rotura por cone, e comprimentos maiores com rotura por aderência e combinada cone/aderência, e por fim interface condicionante na rotura (se aço – resina ou resina – betão).

Este último contempla as duas interfaces, sendo que na primeira a tensão resistente é dada pela Eq. (3.3.12) enunciada em cima, e a segunda dada pela Eq. (3.4.1).

$$P = \tau_0 \times \pi \times \phi_0 \times l \times \sqrt{\frac{f_c}{f_{c,low}}} \quad (3.4.1)$$

Onde f_c é a tensão característica resistente do betão à compressão onde é efectuada a análise e $f_{c,low}$ corresponde à tensão característica de referência em cilindros de betão. Foi denotado que a capacidade resistente de alguns dos programas experimentais contabilizados não variava com a raiz quadrada da resistência do betão, surgindo a necessidade de adaptar o índice da raiz ao agente de aderência considerado.

A diferença entre os seis métodos pode ser observada na Fig. 67, onde se mostram os diferentes coeficientes de variação para os métodos de análise, sendo os menores coeficientes representantes dos melhores modelos de análise, e interessando apenas contabilizar da figura os correspondentes ao modelo uniforme de tensões e ao de interface condicionante.

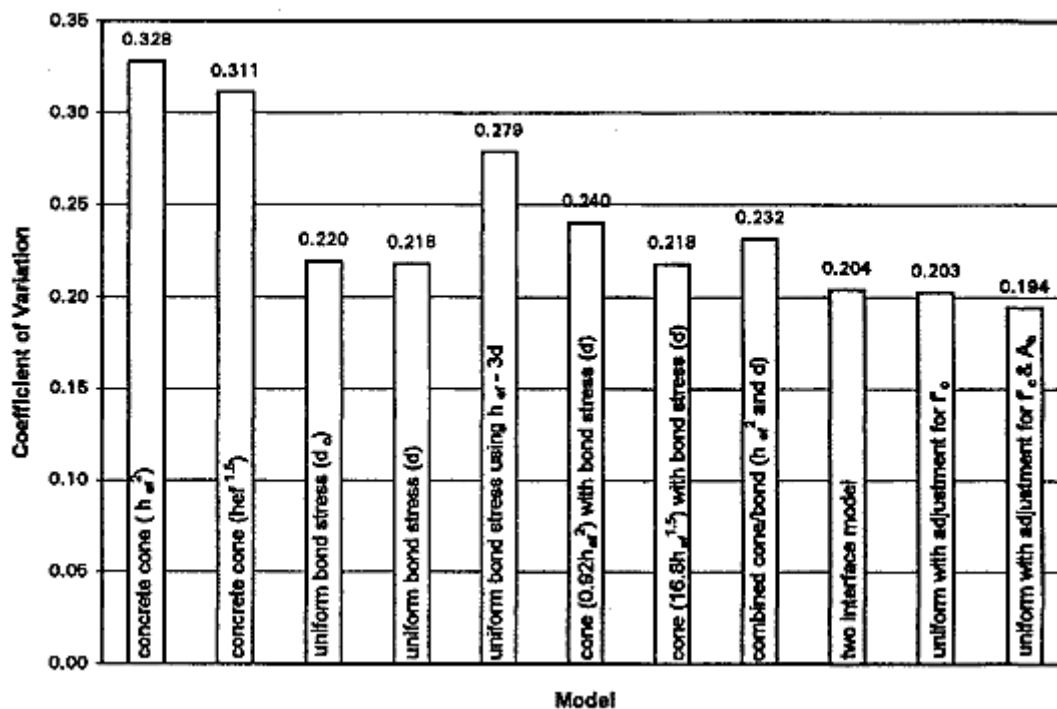


Fig. 67 - Comparação entre os diferentes métodos de análise [22]

Em [22] adaptou-se o modelo uniforme de tensões, de modo a contabilizar a capacidade resistente do betão para ancoragens pós-instaladas, ilustrado na seguinte equação:

$$P = \tau \times \pi \times \phi \times l \times \psi_c \tag{3.4.2}$$

Onde o coeficiente ψ_c é 1,0 para quando a resistência do betão não é condicionante, e $n \sqrt{\frac{f_c}{f_{c,low}}}$ caso contrário. O factor n depende da base de dados (agente de aderência) considerada variando entre o valor 3 e 5.

Foi ainda considerado outro efeito, que surge da análise da capacidade resistente das ancoragens e do modelo elástico de tensões, correspondente ao efeito da área de contacto do agente de aderência com o aço $A_b = \pi \times \phi \times l$, alterando a equação anterior para a Eq. (3.4.3), onde $\psi_b = 5/3 \times A_b^{-0,06}$.

$$P = \tau \times \pi \times \phi \times l \times \psi_c \times \psi_b \tag{3.4.3}$$

Em [61] é desvalorizada a proporcionalidade da área de contacto do agente de aderência com a capacidade resistente das ancoragens. Em [22] refere-se ainda que a análise da capacidade resistente de ancoragens pode ser dividida em duas componentes, a rotura pelo varão, dada pela Eq. (3.4.4), e a rotura pelo agente de aderência, tendo normalizado a Eq. (3.4.3) para a Eq. (3.4.5).

$$\phi_s \times P_s = \phi_s \times A_s \times f_y \tag{3.4.4}$$

$$\phi_b \times P_b = \phi_b \times \tau' \times \pi \times \phi \times l \times \psi_c \quad (3.4.5)$$

Com ϕ_s e ϕ_b coeficientes de segurança, A_s e f_y a área de secção transversal e tensão de cedência do varão, e $\tau' = \tau_{f_c=20MPa}(1 - k_s \times COV)$ e ψ_c igual a 1,0 para a situação em que o betão não condiciona, e $\sqrt[20]{\frac{f_c}{20}}$ para betões de alta resistência.

A resistência final é dada pelo menor valor das resistências do varão e da interface do agente de aderência. São ainda dados limites dos parâmetros das ancoragens, ilustrados na Tab. 2.

	$l/\phi[-]$	f_c [MPa]	A_b [mm ²]
Min	4,5	13,0	1250,00
Máx	25,0	68,0	60000,00

Tab. 2 - Limites de aplicação dos modelos segundo [22]

3.5. Aspectos a considerar no desenvolvimento de ancoragens curtas

3.5.1. Tipo de rotura

O objectivo do presente trabalho é estudar e desenvolver soluções de ancoragens para cordões de pré-esforço com pequeno comprimento de embebimento, mobilizando a adesão, o atrito e, eventualmente, sistemas mecânicos que permitam efectuar a ancoragem em embebimento curtos.

Bazant e Sener [8] referem que comprimentos de embebimento curtos podem resultar em tensões demasiado elevadas nas ancoragens, das quais é característica uma elevada variabilidade de resultados, podendo estes não ser bons caracterizadores de uma situação real.

Quando se está na presença de um problema exclusivamente de adesão, teme-se que não se desenvolvam tensões radiais suficientes para que o confinamento resulte num aumento considerável da capacidade resistente. Por tal, determinaram-se ensaios com vista a análise directa do problema, actuando na interface onde ocorre a rotura, potenciando os efeitos de adesão e atrito.

3.5.2. Confinamento do material

O confinamento de um material pode aumentar a sua performance na resistência a solicitações axiais, dado que quando ocorre uma solicitação axial, devido ao efeito de Poisson, o material sofre deformações transversais, e se as respectivas tensões que se desenvolvem ultrapassarem o limite de resistência coesiva do material, pode-se desenvolver um mecanismo de rotura precoce não sendo utilizado todo o potencial do material base.

No MC90 [17] o efeito de confinamento do betão é enunciado como uma alteração da relação constitutiva do material que permite obter maiores extensões longitudinais e uma maior resistência

global do material. O confinamento actua através da aplicação de tensões radiais de compressão no material que irão contrariar as tensões radiais de tracção que se formam devido ao efeito de Poisson, como se pode observar na simetria axial ilustrada na Fig. 68.

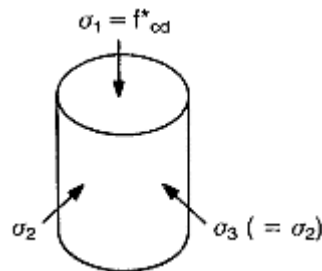


Fig. 68 - Compressão triaxial de um elemento confinado [17]

É ainda referido que quando o betão comprimido axialmente e confinado atinge o regime plástico, para o caso de existir armadura de confinamento, a mesma atinge tensões elevadas, ficando o aumento de resistência do material confinado condicionado pela resistência do material de confinamento.

O aumento da resistência do betão pode ser observado na Fig. 69 onde está ilustrada a tensão máxima resistente de compressão do betão com e sem confinamento, e respectiva extensão máxima e de rotura para os mesmos estados, sendo clara a melhoria entre o comportamento do material nos dois estados.

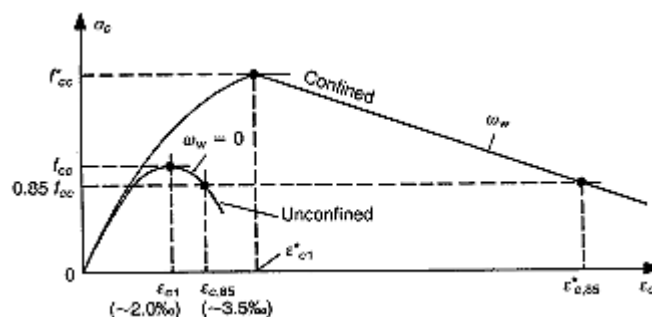


Fig. 69 – Aproximação da curva tensão-extensão para betão sob estado de tensão triaxial [17]

3.5.3. Soluções de confinamento a analisar

Com o descrito em 3.5.2, que atesta o confinamento como uma melhoria significativa no aumento da capacidade resistente do betão, pretende-se analisar os efeitos de confinamento da resina com vista à eventual melhoria do seu comportamento e capacidade resistente da ancoragem.

Um dos métodos utilizados no aumento da capacidade resistente prende-se com o confinamento da ancoragem, através de elementos de confinamento como armadura transversal ou helicoidal, ou ainda através de pressões exteriores, estando os métodos ilustrados na Fig. 34 em 2.12.

Com base nesse pressuposto e no referido em [39], o confinamento pode consistir em acções exteriores de compressão na ancoragem, aumentando as tensões radiais aí desenvolvidas. Por tal, uma das soluções a analisar nesta dissertação consiste em criar um alargamento da

espessura do agente de aderência ao longo do comprimento da ancoragem, semelhante a um “bolbo”, de modo a que se desenvolvam forças de reacção no betão que se reflectem no confinamento da ancoragem, de acordo com o esquema da Fig. 70.

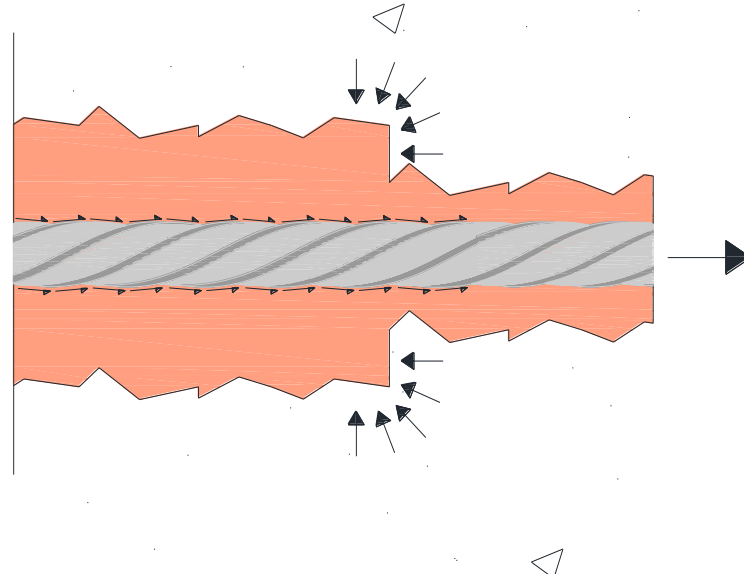


Fig. 70 - Confinamento devido a forças de reacção

Note-se que para que a solução funcione, é necessário que se desenvolvam forças de reacção suficientes para causar o confinamento da ancoragem, já que estas dependem da tensão de aderência mobilizada na interface.

Serão também analisadas duas soluções de confinamento com recurso à inserção de elementos na ancoragem, uma com recurso a um tubo metálico e outra com recurso a mola helicoidal, a fim de providenciar o pretendido efeito de confinamento. Note-se que para o caso em estudo, o elemento de confinamento ficará embebido no agente de aderência, existindo este do lado interior e exterior aos elementos de confinamento. Tal condicionante é relevante no caso da inserção do tubo metálico, já que este causará a dessolidarização das camadas interior e exterior do agente de aderência, adicionando novas interfaces resina – aço na ancoragem. De modo a colmatar este fenómeno, a solução de confinamento com recurso a mola helicoidal permite que ambas as camadas interajam, através do espaço correspondente ao passo de hélice da mola. Note-se que apesar de a mola colmatar a condicionante imposta pelo tubo metálico, esta consiste numa solução muito menos económica, viabilizando a análise da primeira.

3.5.4. Métodos para potenciar as componentes de adesão e atrito

Dado que a adesão e o atrito dependem das propriedades das superfícies intervenientes, o problema pode ser interpretado através do modelo uniforme de tensões da Eq. (3.5.1), simplificado e ilustrado em ordem à força:

$$P = \tau \cdot \pi \cdot \phi \cdot l_a \quad (3.5.1)$$

Analisando a equação anterior pode-se observar que as formas de aumentar a capacidade resistente da ancoragem passam pelo aumento de qualquer um dos parâmetros da equação anterior: tensão de aderência τ , dependente do agente de aderência utilizado, ou do aumento da superfície de contacto; através do aumento do perímetro da secção ($\pi \cdot \phi$), ou do comprimento da ancoragem l_a , não sendo este último viável para o caso pois pretende-se que o comprimento de ancoragem seja reduzido.

Tendo em conta as duas soluções descritas acima, conceberam-se duas soluções a ensaiar, consistindo a primeira na adição de um agente de aderência com boas propriedades de ligação a elementos metálicos e boa interacção com outros agentes, com o objectivo de aumentar a tensão de aderência τ , e a segunda num aumento localizado do diâmetro dos cordões, de modo a se obter um aumento da componente do perímetro da secção. Esse aumento pode ser conseguido através de espaçadores metálicos colocados no interior dos cordões, dependendo o diâmetro final e a espessura máxima das nervuras de resina entre os fios exteriores, do diâmetro adoptado para esses espaçadores de acordo com a Tab. 3.

$\phi_{\text{espaçador}} [mm]$	2,0	3,0	4,0	5,0
$\phi_{\text{final}} [mm]$	17,5	19,0	21,1	22,3
$e_{\text{nervuras}} [mm]$	1,3	1,9	2,8	3,7

Tab. 3 – Diâmetros e espessura de nervuras de resina finais de acordo com o espaçador utilizado

O facto de se considerar a espessura das nervuras de resina prende-se com a resistência que estas possuem ao corte, que determinará se estas se manterão íntegras, resultando numa superfície de rotura referente ao perímetro de cada fio de aço, ou se romperão por corte, funcionando o aumento de diâmetro como um “bolbo”, de acordo com a Fig. 71.

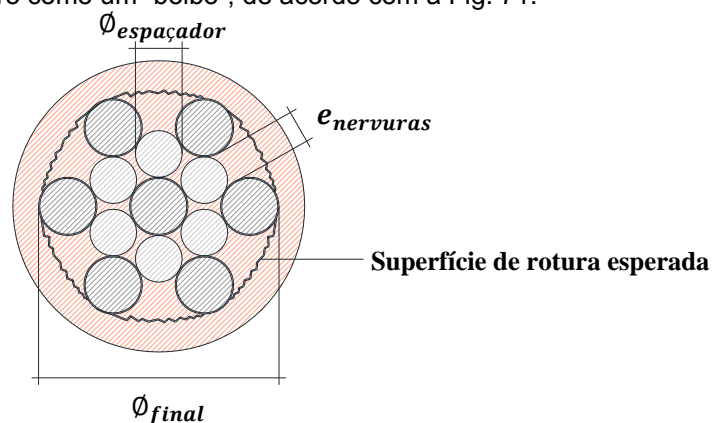


Fig. 71 - Possível superfície de rotura e parâmetros considerados na Tab. 3

4. ENSAIOS

4.1. Considerações gerais

Os programas experimentais possuem uma importância elevada na caracterização das ancoragens, identificando o tipo de ancoragem e permitindo a quantificação da capacidade resistente. É através destes que se analisam na prática as assunções tomadas nos modelos teóricos.

Os principais tipos de ensaios usados no estudo do comportamento da aderência são os ensaios de Pull-out e de Push-in, sendo que apesar das semelhanças evidentes entre ambos, possuem uma capacidade de caracterização da capacidade resistente muito própria, sendo exemplificado o processo em 4.2 e 4.3, respectivamente. O propósito dos ensaios de Pull-out é simular a situação em que a ancoragem é solicitada até atingir o estado limite último, e o ensaio de Push-in visa simular a situação de transmissão do pré-esforço da armadura para o betão. Pode ainda haver uma combinação de ambos os ensaios, sucedendo o ensaio de Pull-out ao ensaio de Push-in, de modo a melhor caracterizar a capacidade resistente da ancoragem para o caso de aplicação de pré-esforço.

Para o caso de cordões de aço de alta resistência, os ensaios de Push-in possuem um carácter mais decisivo, pois quando é aplicada uma tensão elevada aos cordões, surgem fenómenos consequentes da sua geometria complexa, tais como o passo da hélice ou o efeito *lack-of-fit* (2.9.3).

4.2. Ensaios de Pull-out

Os ensaios de Pull-out, como já foi referido, pretendem simular a situação em que a ancoragem atinge o estado limite último de resistência. O esquema geral de um ensaio de Pull-out pode ser observado na Fig. 72, onde se representa um varão embebido ao longo de um troço e dessolidarizado até atingir a superfície do betão, de modo a diminuir a importância de condicionantes do ensaio referentes a roturas de *splitting* ou resistência superficial do betão.

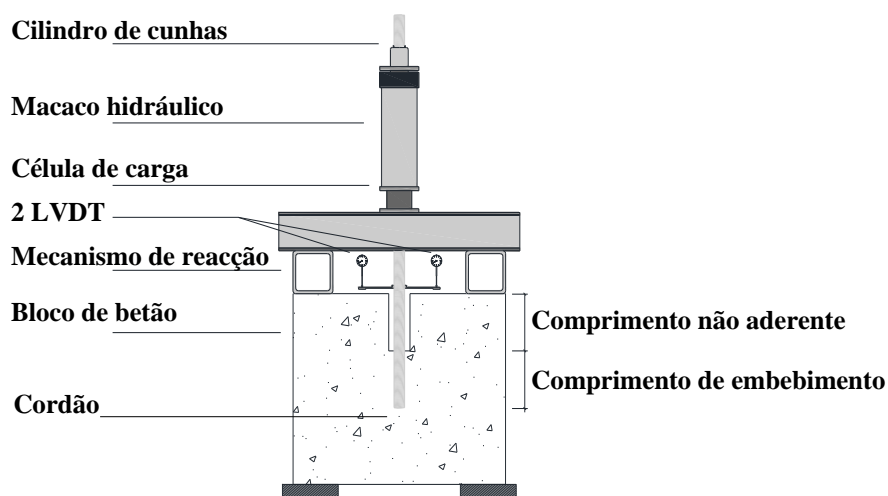


Fig. 72 - Esquema geral de um ensaio de Pull-out

SISTEMAS DE ANCORAGEM DE CORDÕES DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA POR ADERÊNCIA

O ensaio consiste na aplicação de uma força axial ao varão, que é aumentada gradualmente, até se atingir a rotura do mecanismo. Simultaneamente, é medido o deslizamento do varão de modo a se poder determinar a relação tensão – deslizamento e determinar a força máxima do ensaio.

Este tipo de ensaio pode ter várias condições de fronteira, referentes ao modo como se aplica a força no varão, bem como a colocação e tipo de restrição ao movimento livre dos apoios dos blocos, ou ainda do comprimento de embebimento. Na Fig. 73 é possível observar três tipos de condições de ensaio, que podem condicionar os resultados finais (Leonhardt e Mönnig, 1982 [53]).

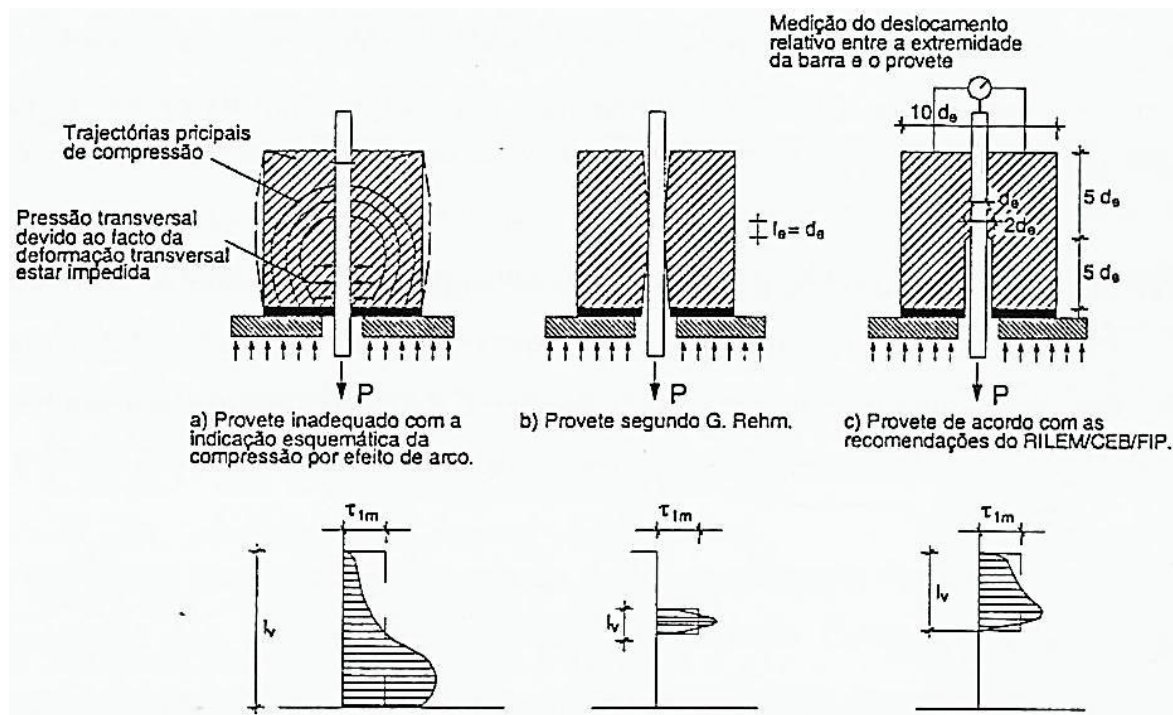


Fig. 73 - Condições de ensaio segundo vários autores/normas [53]

Em a) estão ilustradas condições inadequadas para a execução de ensaios de Pull-out devido à compressão por efeito de arco, que provoca tensões transversais no bloco, alterando a tensão resistente para valores superiores, e portanto desfavorável em termos práticos pois a acção de confinamento não deve constar do ensaio padrão. Em b) está representado o modelo de Rehm [71] que contorna os problemas do aumento de tensões transversais no varão, interrompendo a trajectória das tensões de compressão no bloco. As condicionantes deste ensaio prendiam-se com o facto de a disposição não eliminar completamente as tensões transversais provenientes do efeito de arco na secção central do bloco, e o atrito mobilizado nos apoios do mesmo. Por fim, em c) está ilustrada a proposta da RILEM/CEB/FIP [74], em que foi movida a porção embebida da zona central para a extremidade do bloco, e adicionada um elemento de baixa fricção entre o bloco de betão e os apoios. Pela análise dos gráficos da Fig. 73 nota-se que o ensaio representado em c) é o mais homogêneo pois garante um comprimento de transferência considerável, e diminui os fenómenos provenientes das condições de fronteira do ensaio.

Este tipo de ensaio pode ser utilizado como termo de comparação entre diferentes tipos de ancoragens, variando-se os parâmetros destes [74].

É ainda feita referência em [12] para os ensaios de Pull-out com pequeno comprimento de aderência, servindo como termo de comparação para casos em que a aderência não é condicionada pelas tensões de *splitting* (RILEM/CEB/FIP *apud* [12]).

4.3. Ensaios de Push-in

Este tipo de ensaio é considerado para o estudo da ancoragem de elementos pré-tensionados, pois permite que se desenvolvam fenômenos na ancoragem relativos à transferência do pré-esforço e na extremidade de aplicação da peça de betão. Devido à geometria complexa dos cordões de aço de alta resistência, estes ensaios são os mais indicados para a análise experimental da ancoragem destes elementos.

Os fenômenos referidos em [51, 79], *lack-of-fit* e efeito de torção dos cordões, sendo o primeiro consequência da forma helicoidal dos fios que constituem o cordão, apenas podem ser observados e quantificados experimentalmente em ensaios tipo Push-in.

O esquema geral, ilustrado na Fig. 74, representa o procedimento experimental para realização de um ensaio tipo Push-in, consistindo na fixação de uma das extremidades dos cordões, pré-tensionando a extremidade oposta. Depois de aplicado o material base que envolve o cordão, podendo ser betão ou um agente de aderência, é libertada a extremidade fixa, passando o material base a absorver a totalidade das tensões. Ocorreu então os fenômenos característicos dos cordões ao longo do comprimento de transmissão, bem como uma reentrada dos cordões no betão, sendo todos esses parâmetros observados e passíveis de serem quantificados.

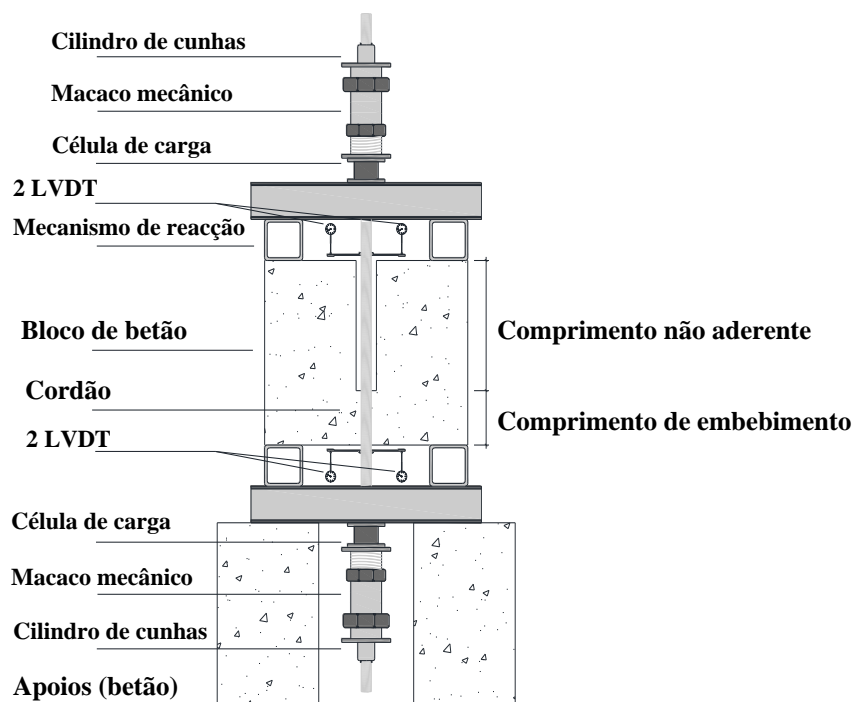


Fig. 74 - Esquema geral de um ensaio tipo Push-in

É possível, após um ensaio de Push-in, realizar um ensaio de Pull-out, tensionando os cordões até à rotura. Este ensaio é considerado como mais apropriado para determinação da capacidade resistente pois possibilita a realização de ensaio de Pull-out, contabilizando todos os fenómenos relativos à aplicação do pré-esforço nos cordões.

4.4. Ensaio de Fluência

Este tipo de ensaio possui uma importância acrescida dado o caso de estudo se referir a aplicação de pré-tensão a cordões de aço de alta resistência pós-instalados com recurso a agentes de aderência. Como já foi referido, dadas as suas propriedades de materiais viscoelásticos, estes materiais são sensíveis a esforços monotónicos aplicados continuamente a longo prazo, como é o caso do pré-esforço.

Neste âmbito, surge a necessidade de se simular o comportamento das ancoragens a longo prazo, sob tensão constante, e assim determinar qual a reentrada dos cordões e a respectiva variação da tensão, quantificando a perda de pré-esforço relativa à fluência do agente de aderência.

O ensaio é semelhante a um ensaio de Push-in, sem a componente de Pull-out no final, e em que a extremidade fixa é monitorizada por meio de células de carga permanentes que monitorizam a variação da tensão nas armaduras, ilustradas na Fig. 75.

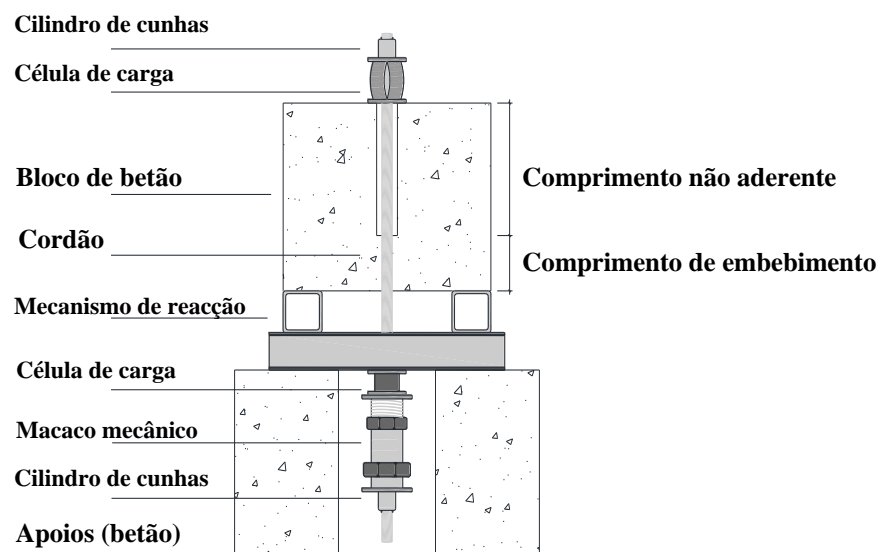


Fig. 75 - Esquema geral de um ensaio de fluência

Faria [32] realizou ensaios para determinação da fluência da solução de reforço em estudo nesta dissertação, podendo qualificar o comportamento do agente de aderência a longo prazo bem como quantificar a perda de pré-esforço durante o período de tempo considerado.

4.5. Determinação do efeito de Hoyer

Um outro modelo de ensaio é proposto por Cousins et al [23] para reproduzir as características aderentes das ancoragens, nomeadamente o efeito de *Hoyer*, que não é fielmente reproduzido nos ensaios de Pull-out e Push-in. O ensaio é composto por quatro passos fundamentais:

- Aplicação do pré-esforço nos cordões e betonagem de um elemento prismático de secção quadrada,
- Aplicação de um deslocamento ao prisma de betão, de modo a incrementar a tensão nos cordões numa das extremidades e diminuir na outra, simulando o efeito de *Hoyer* (Fig. 76),
- A força nas extremidades e o deslizamento do provete são quantificados, possibilitando a construção de um diagrama do gradiente de tensões nos cordões (Fig. 78).

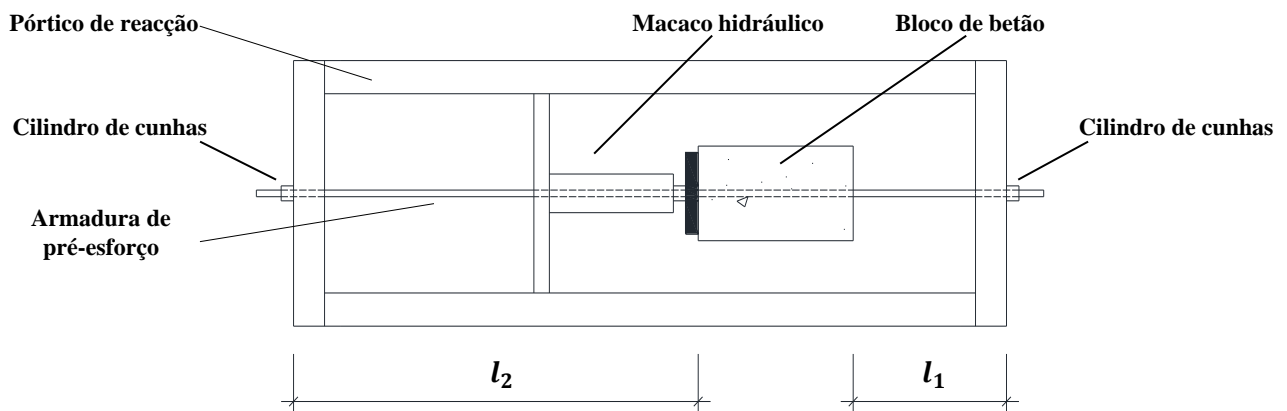


Fig. 76 - Esquema do ensaio proposto em [23]

O prisma de betão fica sujeito a um deslocamento, enquanto o cordão se encontra tensionado, sendo as forças na armadura medidas em cada extremidade como na Fig. 77, onde J é a reacção no mecanismo de ensaios e, Δ_1 e Δ_2 o deslocamento de cada extremidade do prisma.

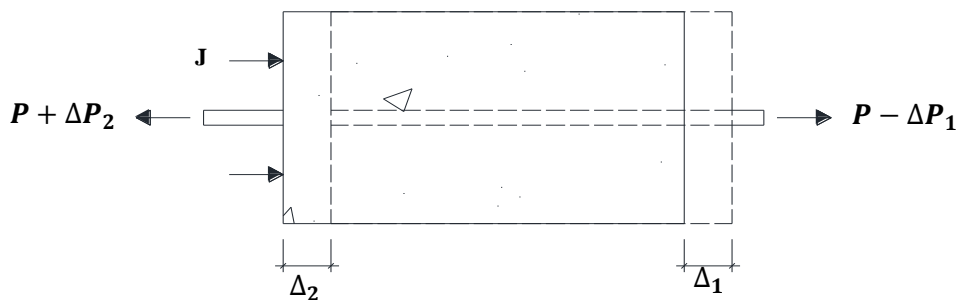


Fig. 77 - Forças e deslocamentos do prisma de betão [23]

A variação de forças pode ser quantificada através da Eq. (4.5.1), onde $\Delta P_{1\text{ ou }2}$ é a variação da força no cordão em cada extremidade e $\Delta l_{1\text{ ou }2}/l_{1\text{ ou }2}$ a respectiva extensão, A_p a área da secção transversal do cordão e E_p o módulo de elasticidade do aço de pré-esforço.

$$\Delta P_{1 \text{ ou } 2} = A_p \times E_p \times \frac{\Delta l_{1 \text{ ou } 2}}{l_{1 \text{ ou } 2}} \quad (4.5.1)$$

Sabendo a força que actua em cada extremidade, e sabendo que do lado da aplicação do pré-esforço, o aumento de tensões causa uma redução da secção transversal devido ao efeito de Poisson, e do lado oposto ocorre um aumento da mesma secção transversal do cordão, é possível construir um diagrama, em que a variação linear das forças nas extremidades permite identificar a zona que é afectada pelo efeito de *Hoyer*, ilustrado na Fig. 78, onde se pode observar a região a sombreado identificada como *R* dentro do prisma de betão onde ocorre o fenómeno.

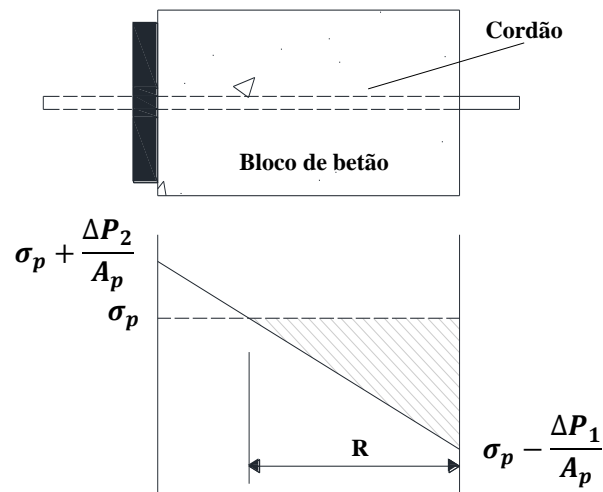


Fig. 78 - Gradiente de tensões no cordão de pré-esforço [23]

5. PROGRAMA EXPERIMENTAL

5.1. Considerações gerais

O programa experimental assentará na validação dos métodos enunciados em 3.5, e na análise de um comprimento de transferência de 150mm com o objectivo de melhorar a sua performance em termos de capacidade resistente e comportamento.

Para a organização do programa experimental, dividiu-se o mesmo em duas fases, sendo a realização e os modelos da segunda condicionada pelos resultados obtidos na primeira. Não obstante as ancoragens terem apresentado melhorias do comportamento e da resistência última, pretendia-se aumentar esse desempenho, o que levou à realização da segunda fase do programa.

Determinou-se a realização de ensaios tipo Pull-out padrão de modo a se obter resultados de referência numa primeira fase ensaios do mesmo tipo, das três soluções enunciadas em 3.5.3 correspondentes ao confinamento do material, e ensaios de caracterização do agente de aderência, de modo a atestar a uniformidade dos resultados. Numa segunda fase, foram ensaiados os métodos de alteração das condições da interface aço – resina enunciados em 3.5.4, com vista ao aumento da capacidade resistente da ancoragem.

O agente de aderência padrão foi o utilizado por Faria [32], composto por uma resina epoxídica termoendurecível pré-doseada, HILTI HIT-RE500, fornecida pela HILTI, que tal como referido, foi o agente de aderência que melhores características apresentou nesse programa experimental, quando comparado com outro da mesma natureza e com calda de cimento, validando a opção pelo mesmo.

O programa experimental foi realizado em blocos de betão fornecidos pela CONCREMAT, sendo as características dos blocos determinadas através de ensaios de compressão em provetes cúbicos.

Para o programa experimental foram ainda utilizados cordões de aço de alta resistência fornecidos pela VSL, material de furação (perfuradores eléctricos HILTI TE-7A e HILTI TE-50, e brocas para betão com ponta de tungsténio HILTI TE-XY) e injeção (dispensador eléctrico HILTI ED 3500-A), fornecidos pela HILTI.

Para a realização das soluções enunciadas em 3.5.3, foram utilizados tubos metálicos extrudidos a frio, de diâmetro interior $\varnothing 18 \times 1,2$ mm de espessura, e molas helicoidais com diâmetro interior $\varnothing 17,5$ mm e 170mm de comprimento, 2,5mm de espessura do fio e um passo de 6,0mm. Todos os materiais foram cortados em troços de 150mm de modo a embeberem os cordões apenas na zona da ancoragem.

Para a realização das soluções enunciadas em 3.5.4, foi utilizada uma resina com boas propriedades de adesão a elementos metálicos DELO-METALIX S, fornecida pelo LNEC.

5.2. Caracterização dos materiais

5.2.1. Aço de pré-esforço

Os cordões de aço de alta resistência utilizados nesta dissertação consistiram em cordões de sete fios lisos de 5mm de diâmetro, com 15,2mm de diâmetro nominal. As suas características mecânicas foram fornecidas pelo fabricante, estando enunciadas na Tab. 4, respectivamente o diâmetro nominal (\emptyset), o passo da hélice (p), a secção transversal (A_p), a tensão característica de rotura à tracção (f_{puk}), e a tensão de cedência (tensão limite convencional de proporcionalidade a 0,1% - $f_{p0,1k}$).

\emptyset (mm)	p (mm)	A_p (mm ²)	f_{puk} (MPa)	$f_{p0,1k}$ (MPa)	E_p (GPa)
15,2	220	138,9	1955	1760	195

Tab. 4 - Características dos cordões de aço de alta resistência

5.2.2. Betão

Para caracterização do betão, ensaiaram-se à compressão provetes cúbicos de 150mm de aresta, de acordo com a norma NP EN 12390-3 [44], extraídos no momento da betonagem na fábrica, correspondendo cada grupo de três provetes a cada um dos blocos. Na Fig. 79 está ilustrado um desses cubos após o ensaio de caracterização da resistência à compressão.

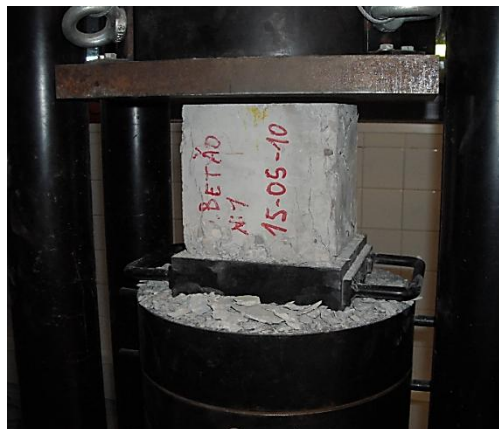


Fig. 79 - Provede cúbico de betão após ensaio de resistência à compressão

A tensão média de rotura à compressão do betão em provetes cilíndricos (f_{cm}) relaciona-se com a dos provetes cúbicos através da razão ilustrada na Eq. (5.2.1).

$$f_{cm} = 0,8 \times f_{ccm} \quad (5.2.1)$$

Obtiveram-se então valores médios de f_{ccm} de 32,4MPa, e respectivamente valores médios de f_{cm} de 25,2MPa.

5.2.3. Agente(s) de aderência

A caracterização dos agentes de aderência começou com a elaboração de provetes prismáticos com uma geometria padrão de 40mm de lado e 160mm de comprimento. Após um período mínimo de cura de 24 Horas procederam-se aos ensaios de caracterização das propriedades mecânicas dos agentes de aderência, através do ensaio de tracção por flexão e do ensaio de compressão. Estes ensaios foram realizados de acordo com as normas RILEM PCM-8 [73] e RILEM PC-5 [72].

O tratamento dos resultados do ensaio foi realizado de acordo com Chastre [75], que caracterizou a capacidade resistente de vários compostos poliméricos, servindo de base de comparação para os resultados obtidos.

Para o agente de aderência HILTI HIT-RE500, após o período de cura, procedeu-se ao ensaio de tracção por flexão no dispositivo de ensaio ilustrado na Fig. 80 (esq.), podendo ser observada a disposição do provete, bem como dos dois deflectómetros na Fig. 80 (dta.) (um para registo da deformação do provete, ligado a uma unidade DataLogger HBM Spider 8 e *software* CATMAN 4.0, o outro para controlo do deslocamento da prensa). Este ensaio foi controlado por deslocamento, através da unidade de controlo de pressão hidráulica W+B PKNS 19 D, controlada por *software* W+B PROTEUS, de acordo com a norma RILEM PCM-8 [73], com uma velocidade de 1,0mm/min e um vão de 100mm para o provete.



Fig. 80 - Dispositivo do ensaio de tracção por flexão (esq.) e pormenor (dta.)

O comportamento do material é linear até à rotura, tendo esta um carácter frágil. A tensão de tracção da resina (f_{pct}) foi calculada para a fibra mais traccionada na zona de maior momento, a meio vão do provete, e é dada pela Eq. (5.2.2), onde N é a força perpendicular à superfície do provete, l o vão (correspondente a 100mm), b e h as dimensões da secção do provete.

$$f_{pct} = \frac{3}{2} \times \frac{N \times l}{b \times h^2} \quad (5.2.2)$$

A correspondente extensão da mesma fibra (ε_{pct}) foi calculada para a tensão acima enunciada como está ilustrada na Eq. (5.2.3), desprezando a deformação por corte do provete, onde w é o deslocamento na direcção vertical do provete.

$$\epsilon_{pct} = 6 \times \frac{w \times h}{l^2} \quad (5.2.3)$$

As curvas características tensão – extensão podem ser observadas na Fig. 81 e os resultados do ensaio na Tab. 5 para os três provetes.

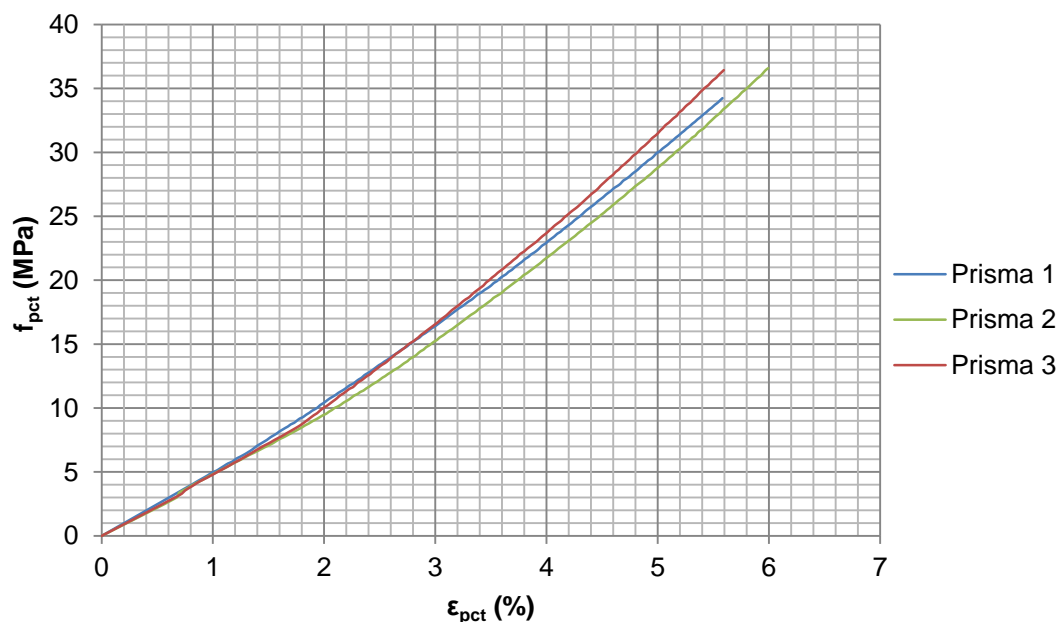


Fig. 81 - Curvas características tensão - extensão do ensaio de resistência à tracção por flexão

Prisma	f_{pct} (MPa)	ϵ_{pct} (%)
1	34,2	5,6
2	36,6	6,0
3	36,4	5,6

Tab. 5 - Resultados do ensaio de resistência à tracção por flexão

Com as metades dos prismas resultantes do ensaio, procedeu-se então ao ensaio de compressão da resina. Para o efeito, foi utilizada uma prensa FORM+TEST ALPHA3 - 3000D, controlada através de uma unidade electrónica W+B Digicon 2000, ligada ao *software* CATMAN 4.0 através de uma unidade de conversão de sinal DataLogger HBM Spider 8, para registo da força do ensaio (registada pela célula de carga interna da prensa) bem como do deslocamento do prato inferior da prensa, estando o aparato ilustrado na Fig. 82 (esq.). Para um registo mais preciso da deformação dos provetes, foram instalados deflectómetros diametralmente opostos ao centro da prensa, observáveis na Fig. 82 (dta.). O dispositivo de suporte do provete ilustrado na figura é o mesmo utilizado no ensaio de meios prismas de argamassa, com uma área de contacto de 40x40mm, estando ajustado à geometria das metades de prisma da resina. O ensaio foi realizado por controlo de força, segundo a norma RILEM PC-5 [72], com uma velocidade de 0,80kN/s.



Fig. 82 - Dispositivo de ensaio à compressão (esq.) e pormenor (dta.)

O comportamento do material é linear até à cedência, onde os provetes começaram a fendilhar e houve destacamento de material. A tensão de compressão dos meios prismas (f_{pc}) foi calculada como sendo a tensão que se desenvolve na área de contacto do mecanismo.

As respectivas curvas características tensão – extensão para as seis metades podem ser observadas na Fig. 83, e os resultados na Tab. 6. O cálculo do módulo de elasticidade efectuou-se para o troço linear, sendo considerado como a média do declive entre 30% e 40% da capacidade resistente à compressão dos provetes.

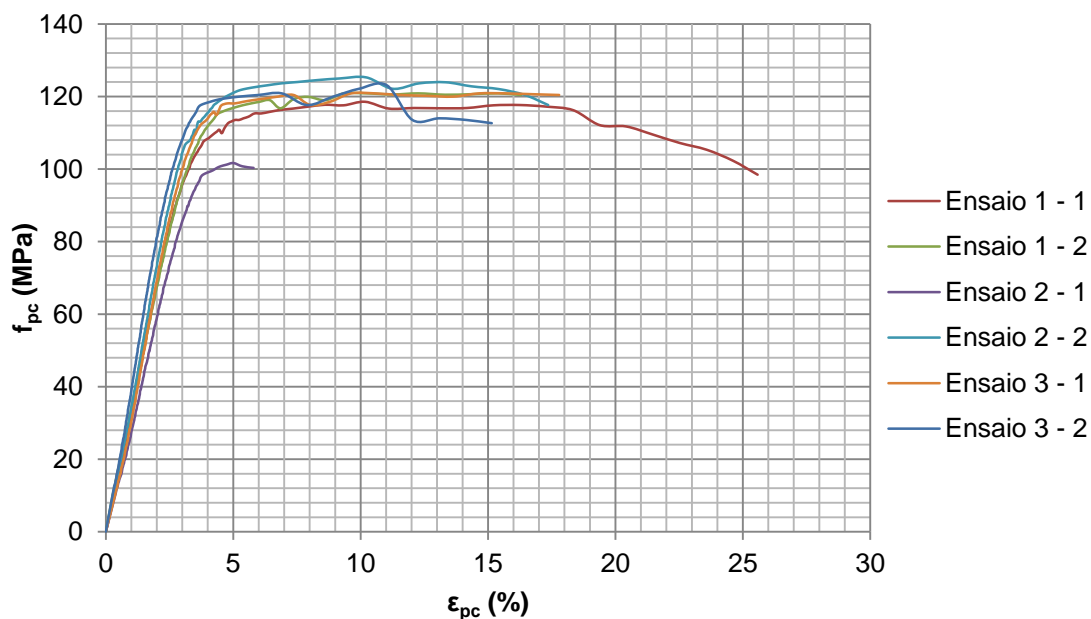


Fig. 83 - Curvas tensão - extensão para o ensaio de resistência à compressão

Ensaio	f_{pc} (MPa)	ϵ_{pc} (%)	E (GPa)
1 - 1	118,6	10,2	3,3
1 - 2	120,9	9,3	3,4
2 - 1	101,7	5,0	2,8
2 - 2	125,3	10,2	3,5
3 - 1	120,9	9,6	3,2
3 - 2	123,1	11,0	3,9

Tab. 6 - Resultados do ensaio de resistência à compressão

5.3. Ensaio de Pull-out

5.3.1. Descrição geral

Os ensaios de Pull-out realizados permitem analisar o comportamento e a força última das ancoragens quando solicitadas por uma carga externa. Consistem basicamente em solicitar o cordão de aço à tracção, de modo a observar o limite do regime elástico, e conseqüentemente o deslizamento do cordão, indicando que a ancoragem se encontra no domínio plástico, até atingir a força última do ensaio, caracterizadora da capacidade resistente da ancoragem.

Estes ensaios assentaram nos modelos descritos em 4.2, com algumas modificações, que permitiram melhor analisar e caracterizar o comportamento das ancoragens. Por exemplo, o sistema de medição dos deslocamentos no topo foi modificado para um sistema circular como será explicitado em 5.3.3, devido à rotação do cordão observada quando este desliza, permitindo caracterizar o comportamento da ancoragem até à força última, o que não era possível com o sistema anterior de chapas metálicas diametralmente opostas. Foi ainda introduzido um elemento de medição dos deslocamentos directamente no fundo da ancoragem, de modo a observar o comportamento da mesma, nomeadamente determinar o instante para o qual se inicia o deslizamento.

Os blocos de betão foram furados segundo a menor dimensão dos mesmos e de lado a lado, sendo a injeção feita pela parte inferior do elemento de betão.

Dada a complexidade da injeção, esta pode causar alguma variabilidade de resultados, e a sua deficiente execução pode ser desfavorável na resistência das ancoragens, por resultar um incorrecto embebimento dos cordões, ou até a impossibilidade da injeção se a secção destinada à passagem da resina estiver obstruída.

Os modelos de ensaio mantiveram-se semelhantes aos de Faria [32], de modo a se poderem comparar directamente os valores dos ensaios, e assim conseguir atestar a melhoria do comportamento das ancoragens. Com esta premissa, as características referentes ao comprimento de embebimento, diâmetro do furo e isolamento do troço do cordão que se pretende não aderente mantiveram-se inalteradas, respectivamente o comprimento de 150mm, o diâmetro padrão de 18mm, correspondendo a uma diferença de 20% em relação ao diâmetro nominal do cordão, e o isolamento com fita adesiva e massa consistente, de modo a garantir que apenas o

comprimento de embestimento efectivamente contribuía para a capacidade resistente da ancoragem.

No final de cada ensaio, para cordões utilizados pela primeira vez, estes foram extraídos dos blocos de modo a se poder observar o aspecto da ancoragem, mas também para que pudessem ser reutilizados em novos ensaios na extremidade oposta à já utilizada. Deste modo, cada troço de 1,50m de cordão foi ensaiada nas duas extremidades para o mesmo sistema de ensaio, rentabilizando o consumo de material.

5.3.2. Modelos de ensaio

O modelo físico de ensaio, que pode ser observado na Fig. 84, consistiu em cordões de aço de alta resistência com 15,2mm de diâmetro nominal, de características descritas em 5.2.1, chumbados em blocos de betão com 600mm de lado e 800mm de comprimento, com uma armadura construtiva ($\varnothing 8//0,20m$) nas faces, estando as características do betão enunciadas em 5.2.2.

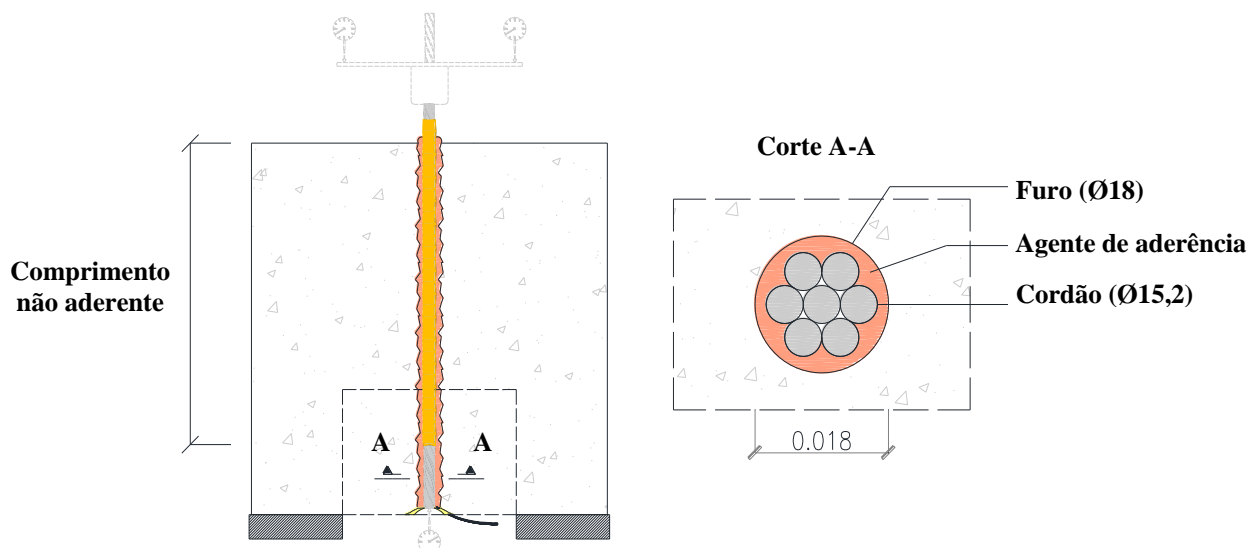


Fig. 84 – Modelo de ensaio padrão

De modo a que mais eficazmente se aproveitassem os blocos de betão, e dadas as características do sistema de medição dos deslocamentos que será descrito em 5.3.3, optou-se por executar seis furos por bloco.

Deve-se referir que não se observaram fenómenos decorrentes da localização dos cordões a meio dos blocos ou mais próximos dos cantos, não se registando alterações dos resultados devido à localização dos cordões no bloco. Note-se que para que tal não sucedesse, foi ainda respeitada uma distância mínima de 150mm entre furos e destes às faces dos blocos.

O sistema de ensaio está ilustrado na Fig. 85. O cordão, como já foi referido, tem aproximadamente 1,50m de comprimento, tratando-se do comprimento suficiente para a montagem do mecanismo do ensaio e a reutilização do cordão na extremidade oposta. Este é chumbado no bloco de betão por meio de um agente de aderência, sendo depois colocado o

SISTEMAS DE ANCORAGEM DE CORDÕES DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA POR ADERÊNCIA

mecanismo de reacção, composto por dois perfis RHS150x150x10 e uma viga apoiada nestes, composta por dois perfis UNP100 unidos por chapas soldadas. Sobre estes assentou a célula de carga e o macaco hidráulico, finalizando o sistema no topo com um cilindro de cunhas. Note-se que entre cada elemento em altura, foi colocada uma chapa metálica de dimensões 100x100x20mm com um furo ao centro para passagem do cordão.

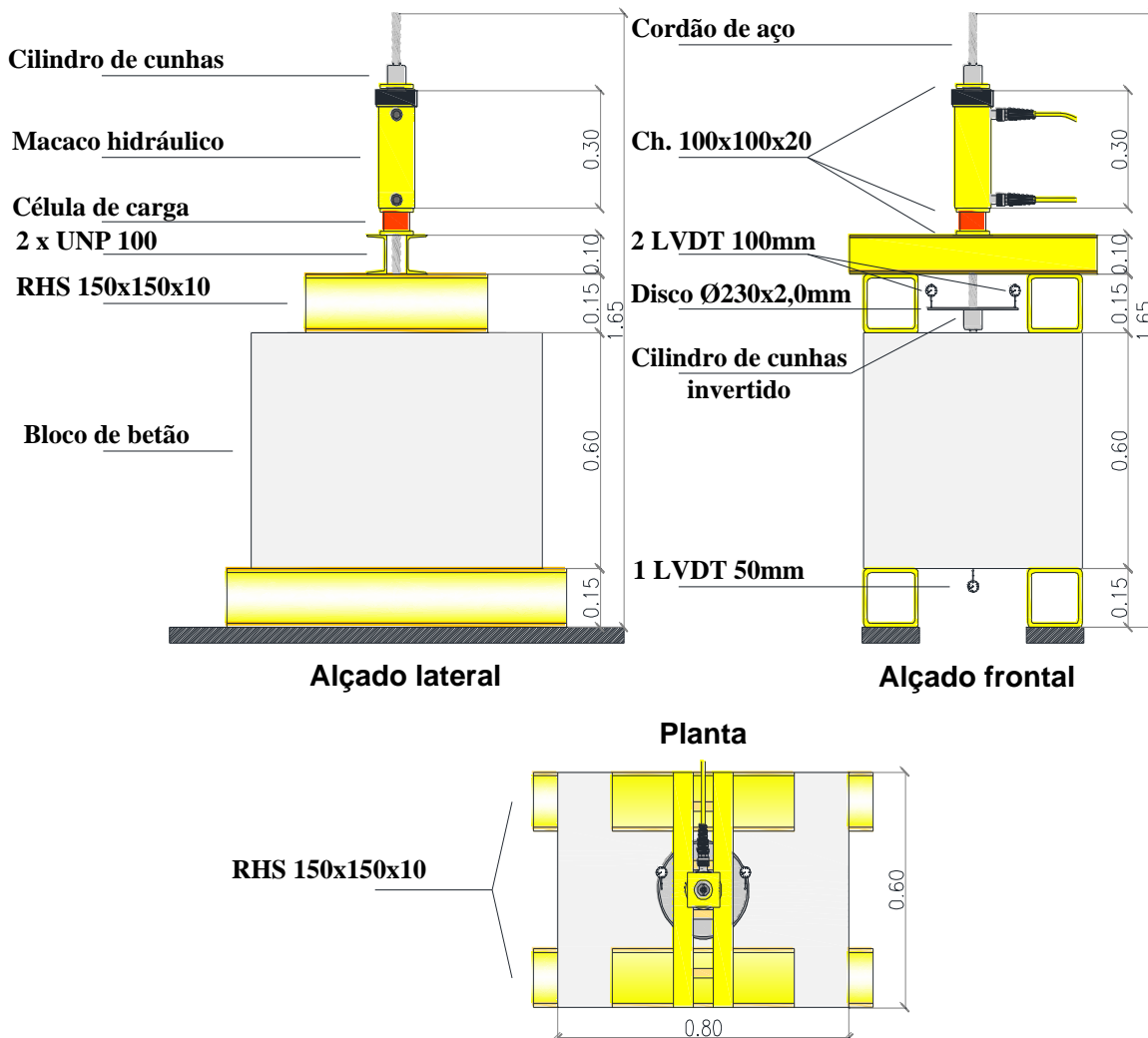


Fig. 85 – Sistema para o ensaio de Pull-out

Na Fig. 86 pode-se observar uma fotografia do sistema de ensaio esquematizado em cima.



Fig. 86 - Esquema geral aplicado aos ensaios de Pull-out

5.3.3. Instrumentação

Para a realização dos ensaios foi utilizado um macaco hidráulico oco ENERPAC RRR307 de 330mm de altura, 300kN de capacidade de carga e um curso máximo de 178mm e uma célula de carga TML CLC200KNA de 200kN de capacidade máxima, ilustrados na Fig. 87.



Fig. 87 - Esquema do ensaio com a instrumentação utilizada

Para o registo dos deslocamentos no topo, foram utilizados deflectómetros TML CDP-100, ilustrados na Fig. 87, com 100mm de curso máximo.

Como referido na bibliografia, e pôde ser observado nos ensaios, os cordões sofrem uma rotura adesiva e começam a deslizar, e devido à sua forma helicoidal, estes sofrem também uma rotação. Esta característica dificulta a medição do deslizamento dos cordões até à rotura. Como inovação do sistema de medição do deslizamento, introduziu-se um disco com $\varnothing 230\text{mm}$ de diâmetro, suficiente para que os deflectómetros não entrem em contacto com o mecanismo de reacção, como se pode observar no esquema da Fig. 88.

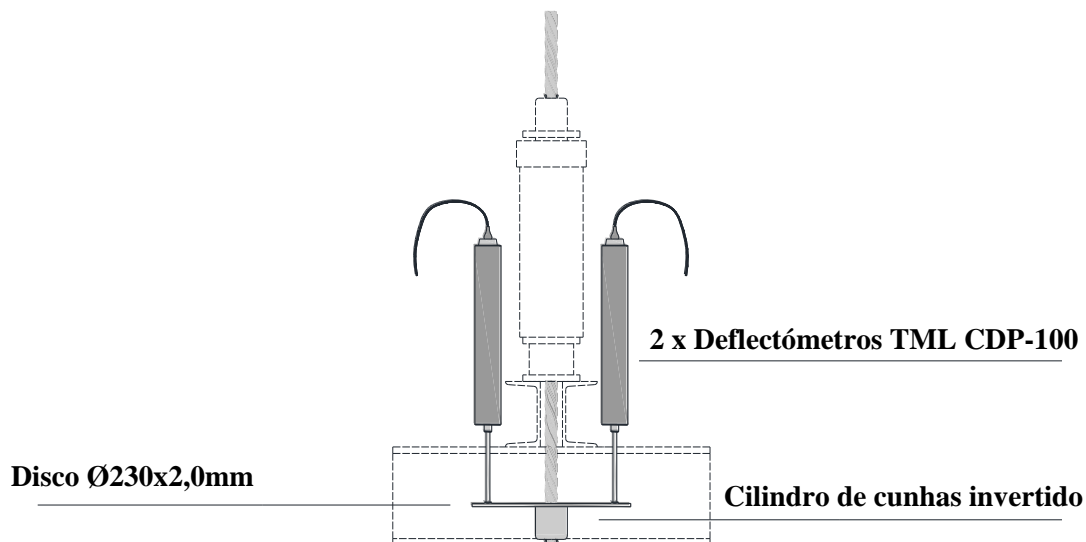


Fig. 88 - Sistema de medição adoptado no topo dos blocos de betão

Deste modo, o campo de medição, outrora limitado a uma pequena rotação do cordão, é agora ilimitado, possibilitando a caracterização e análise do comportamento da ancoragem até à rotura. Na Fig. 89 (esq.) está ilustrado o disco aplicado ao sistema de ensaio. Da Fig. 88 pode-se observar o método de fixação do disco ao cordão, constituído por um cilindro de cunhas invertido, sendo o disco fixo a este com resina epoxídica (Fig. 89 (dta.)).



Fig. 89 – Aplicação prática do sistema (esq.) e mecanismo de fixação ao cordão (dta.)

Com o esquema impresso no disco metálico, ilustrado na Fig. 89 (esq.), pretendeu-se determinar visualmente o instante em que se inicia a rotação do dispositivo de medição. A faixa redonda pretende ilustrar uma distância igual para os defletores quando estes são diametralmente instalados, garantindo que estarão alinhados e equidistantes ao cordão.

Na extremidade oposta do cordão foi colocado um defleto metro TML CDP-50 com 50mm de curso máximo, de modo a tornar possível determinar qualitativa e quantitativamente quando o cordão começa a deslizar, ou seja, para que força e deslocamento no topo ocorre deslocamento no fundo, como se pode observar no esquema da Fig. 90. Note-se que devido à elevada rigidez do

bloco de betão, considerou-se que a deformação do bloco em relação aos apoios é bastante reduzida, viabilizando a utilização deste sistema de medição no fundo da ancoragem.

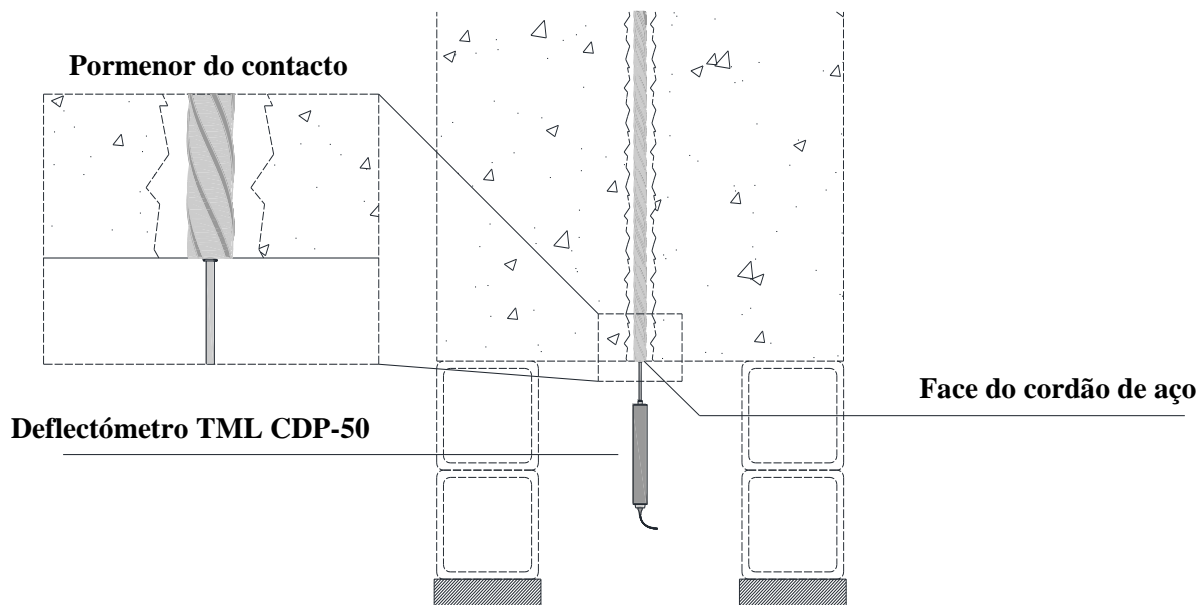


Fig. 90 - Esquema de medição do deslizamento no fundo dos blocos



Fig. 91 - Defletoímetro colocado directamente no fundo da ancoragem

Para processamento da leitura de toda a instrumentação utilizou-se um módulo DataLogger de conversão de sinal HBM Spider 8, e o *software* de processamento de dados CATMAN 4.0. A

aplicação e controlo da força do ensaio ficou a cargo de uma unidade de controlo de pressão hidráulica electrónica WALTER+BAI PKNS 19 D, controlada através de *software* W+B PROTEUS. Para o arrancamento dos varões, após a realização dos ensaios de Pull-out, foi utilizada outra unidade de controlo de pressão hidráulica, desta vez manual, ENERPAC CDT 6343. Esta opção surge devido ao ensaio, que quando atinge a força última, resulta num deslizamento repentino, que quando a aplicação da força é controlada electronicamente, o *software* cessa o carregamento e termina o ensaio. Deste modo, e com vista a poupar o material, utilizou-se a segunda unidade de controlo de pressão em detrimento da primeira.

5.3.4. Preparação dos ensaios

O tipo de ensaio a realizar, caracterizou-se por uma preparação muito específica devido à complexidade da injeção, e posteriormente, à complexidade do procedimento para o alargamento do furo, que se reflectiu no tempo de preparação de cada uma das soluções.

Para qualquer uma das soluções, começou-se por fazer seis furos em cada bloco, que compreenderiam duas soluções de ancoragem, com recurso a duas perfuradoras e dois tipos de brocas, ambas com 18mm de diâmetro. Primeiro, efectuou-se o furo até 0,30m com uma broca HILTI TE-YX 18/52 acoplada à perfuradora sem fio HILTI TE-7A, ilustrados na Fig. 92 (esq.), sendo depois finalizado o furo até aos 0,60m, com recurso a uma broca HILTI TE-YX 18/92 acoplada à perfuradora HILTI TE-50, ilustrados na Fig. 92 (dta.).



Fig. 92 - Perfuradoras e respectivas brocas HILTI utilizadas na execução de furos

Depois de efectuados os furos, procedeu-se à limpeza das partículas de pó do furo, como se pode observar na Fig. 93, com recurso a um escovilhão e a pistola de pressão de ar, na qual se preparou e acoplou um troço de tubo preparado para projectar o ar na direcção das paredes do furo, de modo a se obter uma remoção mais eficaz e provocar o destacamento de partículas soltas e de pó.



Fig. 93 - Instrumentos utilizados na limpeza dos furos: escovilhão (esq.) e ar comprimido (dta.)

Posteriormente à limpeza dos furos, que findou após não se observar nenhuma poeira a sair dos mesmos, prepararam-se os cordões, previamente cortados em troços de 1,50m, de modo a que a ancoragem teria apenas os 150mm pré-determinados. Para tal, isolaram-se os mesmos com fita adesiva no troço que não se pretendia aderente (aproximadamente 0,45m, Fig. 84), e massa consistente para garantir que este troço não promovia aderência ao conjunto, como se pode observar na Fig. 94. Note-se que o troço de 150mm foi limpo com recurso a uma escova metálica, de modo a eliminar poeiras e ferrugem presentes na superfície dos cordões, dado que afectam a performance da ancoragem, nomeadamente no campo da adesão. Note-se ainda na Fig. 94 o uso de betume de pedra no início do troço não aderente, de modo a que a resina não flua por dentro da fita adesiva, promovendo uma resistência adicional.



Fig. 94 - Preparação do troço não aderente dos cordões

Para garantir que os cordões fiquem centrados com o furo, elaboraram-se espaçadores com 1,5mm de espessura, do mesmo material do agente de aderência, podendo ser observados na

SISTEMAS DE ANCORAGEM DE CORDÕES DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA POR ADERÊNCIA

Fig. 95 (esq.). Devido à baixa rigidez dos cordões, e à curvatura natural devido ao modo como são armazenados, bastou para a solução padrão colocar um espaçador na face do cordão mais próxima do diâmetro do furo (Fig. 95 (dta.)).



Fig. 95 - Espaçadores em resina previamente endurecida (esq.) e aplicação prática (dta.)

Depois, prepararam-se os tubos para injeção, cortados em bisel, de modo a garantir um perímetro de saída maior, e impedir o entupimento dos mesmos durante a injeção, como se pode observar na Fig. 96.



Fig. 96 - Tubo plástico cortado em bisel numa extremidade

Por fim, foi aplicado o betume de pedra HBPaint 2K Betume Polyester. Este betume surgiu como alternativa ao usado nos primeiros ensaios (ISOPON P38), devido à fluidez que apresenta quando misturado com o endurecedor e à elevada rigidez após a cura, capaz de manter os cordões centrados, bem como o sistema de injeção íntegro e a estanqueidade do fundo da ancoragem. A aparência do furo após a aplicação do betume de pedra pode ser observada na Fig. 97 (esq.) sendo depois aplicada uma argamassa como acabamento e garantia de estanqueidade do fundo.



Fig. 97 - Aparência da ancoragem após aplicação de betume de pedra (esq.) e aspecto final (dta.)

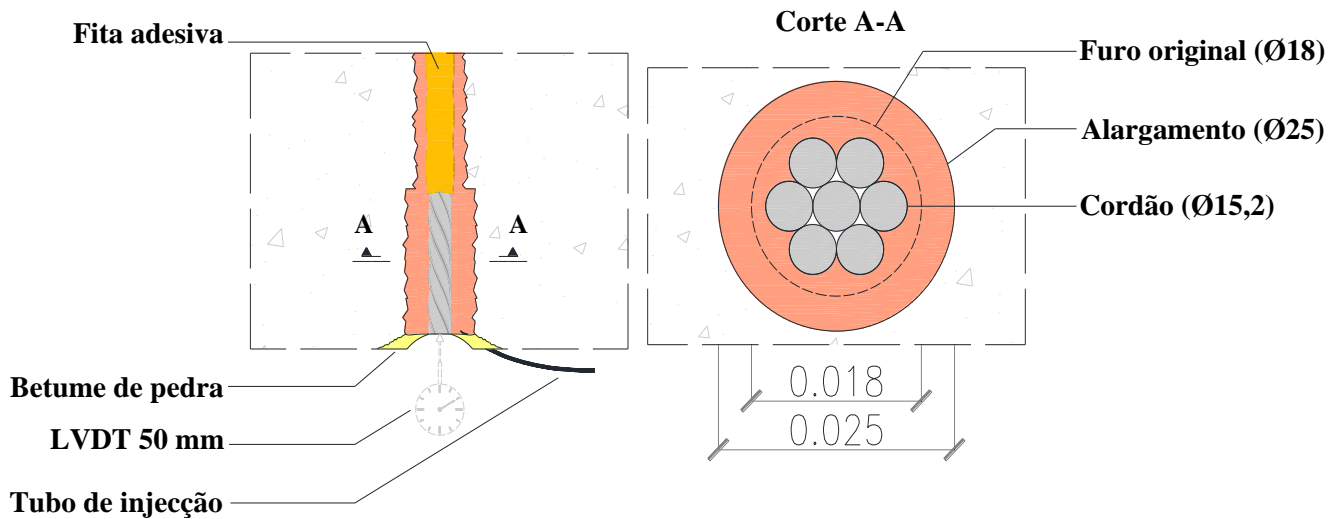
A particularidade das soluções a analisar nesta dissertação, e a diferença destas para a ancoragem padrão, assenta no alargamento do furo até um diâmetro de 25mm, efectuado no fundo dos blocos. De modo a garantir a concentricidade do alargamento com o furo original, este foi efectuado de forma gradual, com recurso a três diâmetros diferentes de brocas BOSCH S4, ilustradas na Fig. 98, respectivamente 20mm, 22mm e 25mm, acopladas a uma perfuradora BOSCH GBH 2-24 DSR, também ilustrada na figura.



Fig. 98 - Perfuradora e respectivas brocas BOSCH utilizadas no alargamento dos furos

O alargamento foi efectuado ao longo dos 150mm da ancoragem, e pode ser observado o esquema na Fig. 99.

SISTEMAS DE ANCORAGEM DE CORDÕES DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA POR ADERÊNCIA



O procedimento foi acompanhado de uma limpeza constante, com recurso aos instrumentos ilustrados na Fig. 93, de modo a observar o progresso do mesmo e, através de fotografias, determinar se o alargamento seria concêntrico com o furo original e ajustar o andamento da broca nesse sentido.

Pode ser observado um bom resultado na Fig. 100 – a) e um mau resultado na Fig. 100 – b).

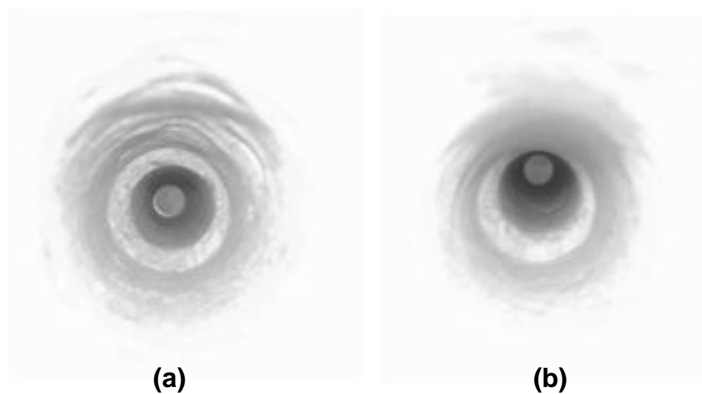


Fig. 100 - Aspecto de um alargamento concêntrico (a) e excêntrico (b)

Após o alargamento do furo, a preparação do ensaio foi análoga à da ancoragem padrão, com a diferença do espaçador que aumentou para 5,0mm de espessura, como se pode observar na Fig. 101.



Fig. 101 - Aplicação de um espaçador em resina de maior espessura

Para a preparação da solução de tubos de aço embebidos no agente de aderência, a qual se pode observar o esquema na Fig. 102, cortaram-se os mesmos em troços de 150mm, efectuando-se depois um coroamento numa das extremidades com recurso a uma rebarbadora, ilustrado na Fig. 103 (esq.).

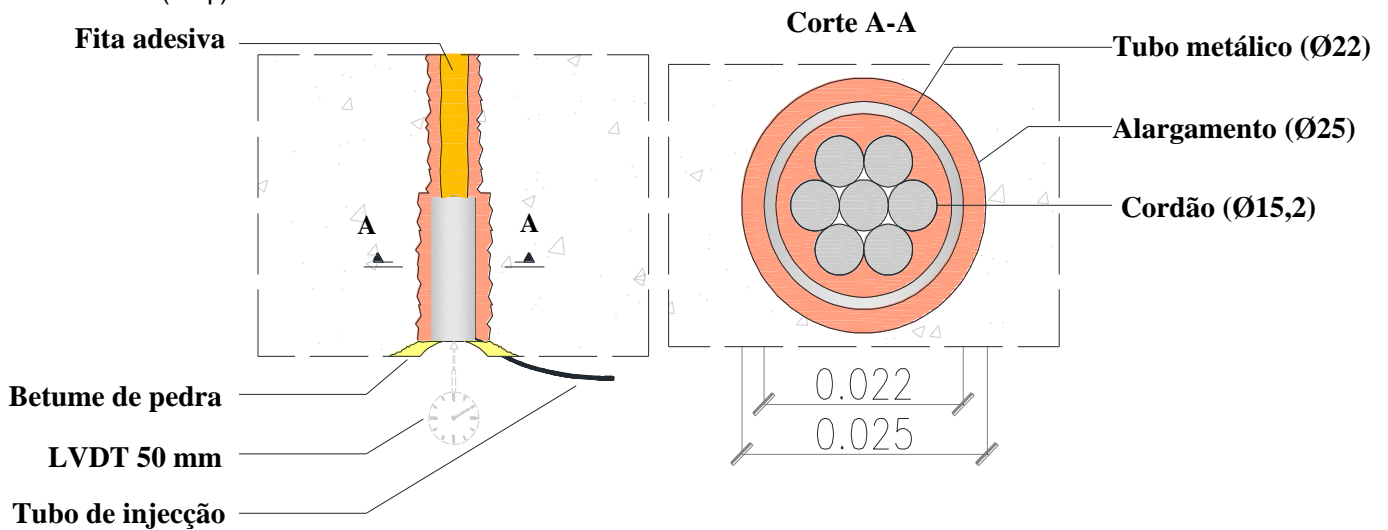


Fig. 102 - Esquema e pormenor da solução de aplicação de tubos na ancoragem

Este coroamento permite garantir que existe sempre escoamento da resina, mesmo que o tubo atinja o limite do alargamento do furo, selando a passagem da resina injectada no exterior do tubo de aço, tendo como consequência um incorrecto embebimento do cordão. Note-se que os tubos foram limpos no interior com recurso a escovilhão, e no exterior com escova metálica, de modo a remover partículas de pó e ferrugem da superfície, com efeitos nefastos análogos aos dos cordões. Depois foram aplicados espaçadores de 1,5mm no interior do tubo, para garantir o espaçamento entre o mesmo e o cordão (Fig. 103 (esq.)), e espaçadores da mesma espessura no exterior, de modo a garantir a concentricidade do conjunto com o furo, como se pode observar na Fig. 103 (dta.).



Fig. 103 - Coroamento da extremidade do tubo (esq.) e aplicação na ancoragem (dta.)

A terceira solução analisada na primeira fase do programa experimental consistiu em molas embebidas no agente de aderência como solução de melhoramento da ancoragem. Para o efeito

SISTEMAS DE ANCORAGEM DE CORDÕES DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA POR ADERÊNCIA

foram utilizadas molas helicoidais, que vinham de fábrica com 170mm, fio de 2,5mm de espessura e um passo de 6mm. A rigidez medida foi de 2N/mm, característica de molas helicoidais desta fisionomia. O esquema da solução encontra-se na Fig. 104, tendo sido as molas cortadas com 150mm de comprimento final.

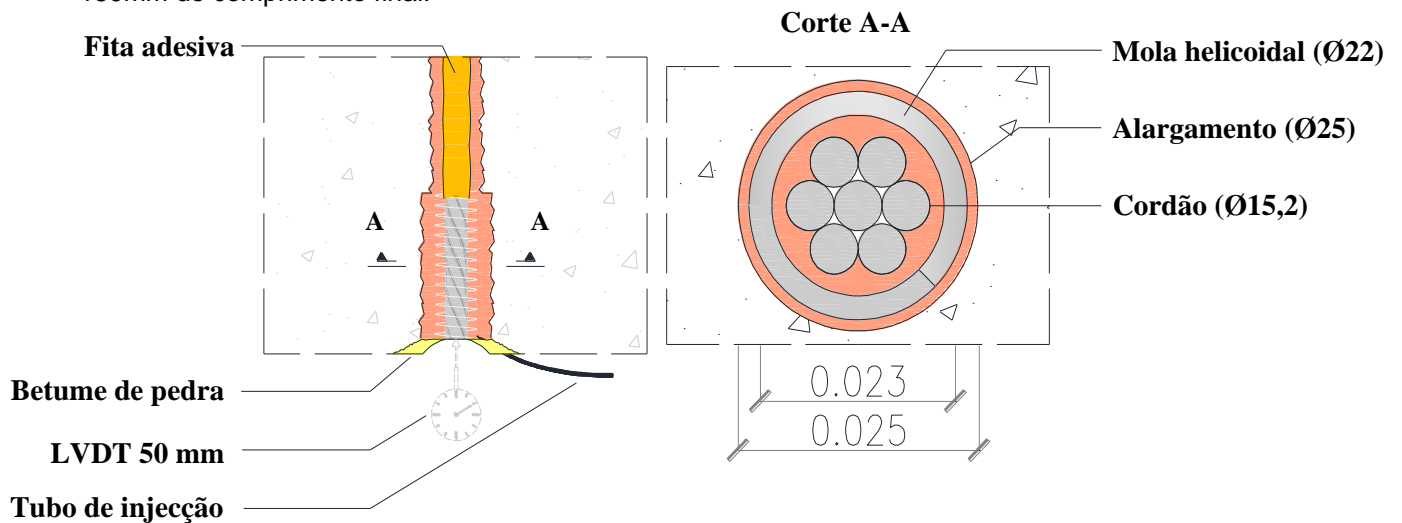


Fig. 104 - Esquema e pormenor da solução de aplicação de molas na ancoragem

De modo análogo aos tubos, foram colocados espaçadores com 1,0mm de espessura entre a mola e o cordão, e entre a mola e o furo, de modo a garantir a concentricidade da ancoragem (Fig. 105 (esq.)). Note-se que devido à baixa rigidez da mola, colocaram-se espaçadores a meio da ancoragem, entre a mola e o cordão, para garantir que o espaçamento de 1,0mm é respeitado em toda a ancoragem. Na Fig. 105 (dta.) pode-se observar a solução de ancoragem integrada no furo e a sua concentricidade.



Fig. 105 – Aspecto da mola concêntrica com o cordão (esq.) e aplicação na ancoragem (dta.)

Para os ensaios com alteração das condições da interface aço – resina, preparou-se primeiro a solução de adição de resina na interface segundo o esquema da Fig. 106.

SISTEMAS DE ANCORAGEM DE CORDÕES DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA POR ADERÊNCIA

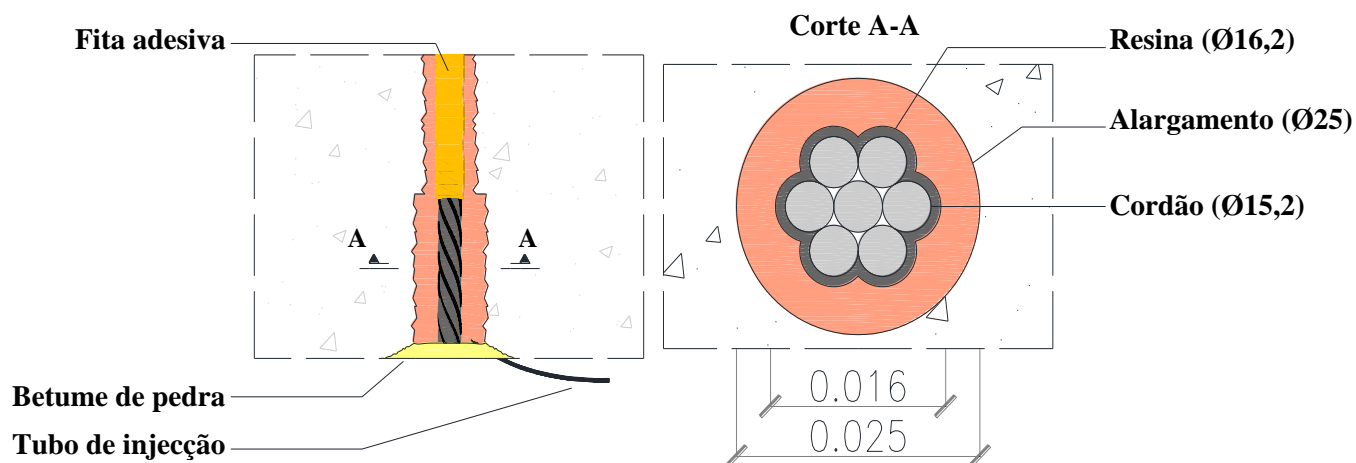


Fig. 106 – Esquema e pormenor da solução de adição de resina na interface

Para o efeito, utilizou-se o agente de aderência DELO METALIX S, tratando-se de uma resina de dois componentes à base de *polyester*, em que o *filler* consiste em pó de aço, referenciada na ficha técnica como possuidora de boas propriedades de ligação a elementos metálicos. Para aplicação na ancoragem misturaram-se os dois componentes mecanicamente num recipiente, numa proporção de endurecedor e resina de 1:1, verificando a proporção mínima do fabricante de 30% para o endurecedor na mistura. Após misturada a resina apresenta uma consistência viscosa e uma cor cinzento-escuro, devido ao *filler* (Fig. 107 (esq.)). Embeberam-se então os cordões com a mistura em todo o comprimento da ancoragem, ficando o aspecto final como ilustrado na Fig. 107 (dta.).

Note-se que a resina funcionou como auto-nivelante, formando numa camada uniforme de aproximadamente 0,5mm de espessura, resultando o diâmetro final do cordão de 16,2mm. Os sulcos observáveis na figura foram realizados com vista a avaliar a espessura e uniformidade da camada ao longo do comprimento da ancoragem. Através da execução de um ensaio extra sem esse pormenor, concluiu-se que o impacto desses sulcos no comportamento da ancoragem foi desprezável, ocorrendo a rotura na interface aço – resina.



Fig. 107 - Aspecto da resina DELO METALIX S na aplicação (esq.) e endurecida (dta.)

A outra solução de alteração das condições da interface aço – resina foi o aumento local do diâmetro do cordão, como ilustrado no esquema e pormenor da Fig. 108.

SISTEMAS DE ANCORAGEM DE CORDÕES DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA POR ADERÊNCIA

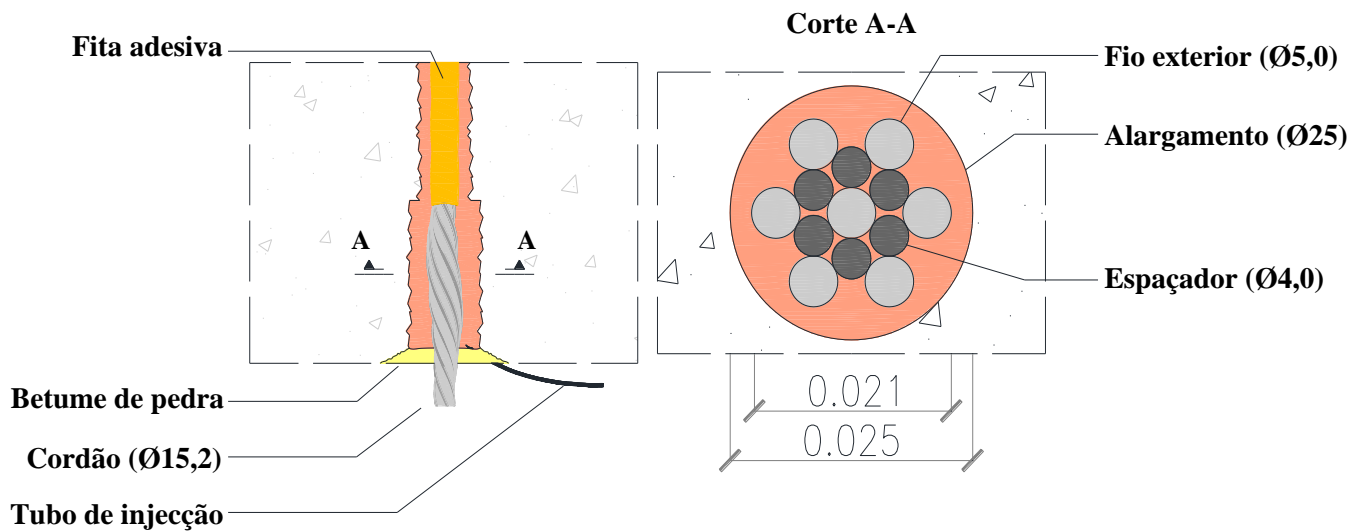


Fig. 108 – Esquema e pormenor da solução de aumento local do diâmetro do cordão

Para o efeito, afastaram-se os fios exteriores do cordão com recurso a um torno mecânico e uma cunha moldada de um fio de pré-esforço, estando o método ilustrado na Fig. 109. A seguir, foi introduzido um espaçador de aço com recurso a um alicate de grifos, também ilustrado na figura, consistindo num fio de aço 4,0mm de diâmetro e 5,0mm de comprimento, como ilustrado no pormenor da Fig. 108.



Fig. 109 - Cunha de fio de aço e espaçador Ø 4,0 mm inserido no cordão

Devido à forma helicoidal dos fios exteriores e a força necessária para os afastar, um espaçador de maior comprimento ou maior diâmetro destaca-se do interior do cordão não permitindo a forma ilustrada no pormenor da Fig. 108.

O diâmetro final efectivo do cordão é de 21,1mm, medido com recurso a um paquímetro digital, pode ser observado na Fig. 110 (esq.). Na Fig. 110 (dta.) pode-se observar que o aumento de diâmetro apenas altera o mesmo durante os 150mm da ancoragem, voltando ao diâmetro nominal do cordão após a zona dos espaçadores.



Fig. 110 - Diâmetro final efectivo do cordão (esq.) e variação do diâmetro ao longo da ancoragem (dta.)

O aspecto final dos cordões de diâmetro aumentado pode ser observado na Fig. 111 (esq.), e os troços de cordão salientes do bloco para cada ancoragem podem ser observados na Fig. 111 (dta.).



Fig. 111 - Aspecto final dos cordões de diâmetro aumentado (esq.) e das ancoragens preparadas (dta.)

Aproveitou-se o facto de o diâmetro dos cordões ter de ser aumentado num troço intermédio, para simular as ancoragens numa situação real de acordo com [32], em que o cordão ultrapassa o fundo da ancoragem, sendo uma das condicionantes da injeção devido à resina que flui no interior dos cordões.

Após a preparação de cada solução procedeu-se à injeção do agente de aderência pela face inferior dos blocos, como está ilustrado na Fig. 112 (esq.). Pode-se observar ainda na Fig. 112 (dta.) o anel de resina no topo dos blocos, consequência do material excedente da injeção. Considerou-se como critério de paragem quando esse anel possuísse uma altura de 10mm.



Fig. 112 - Injecção (esq.) e anel de excedente de resina (dta.)

5.3.5. Execução dos ensaios

Os ensaios de Pull-out foram executados de forma análoga para todas as soluções, de modo a manter uma constância das condições de ensaio, e assim se poder comparar directamente todos os resultados.

Começaram por se preparar as faces dos cordões no fundo dos blocos de betão, de modo a se acoplar o deflectómetro de medição do deslocamento no fundo, podendo-se observar o aspecto inicial na Fig. 113 (esq.), e o aspecto final, na Fig. 113 (dta.). Esta tarefa consiste no desbastamento da camada de argamassa e betume de pedra que cobre o fundo da ancoragem.



Fig. 113 - Aspecto inicial da face inferior dos blocos (esq.) e face da ancoragem depois de desbastada (dta.)

Procedeu-se então à montagem do cilindro de cunhas invertido, e ao disco metálico de suporte aos deflectómetros e a montagem do mecanismo de reacção, macaco hidráulico e célula de carga. Na Fig. 114 estão ilustrados dois métodos de montagem do mecanismo de reacção em função da localização dos cordões nos blocos (Fig. 114 (dta.)).



Fig. 114 - Sistema de ensaio para uma ancoragem a meio vão (esq.) e num canto (dta.)

Posteriormente procedeu-se então à montagem do deflectómetro directamente no fundo da ancoragem. Na Fig. 115 está representada a disposição inicial do sistema de medição (esq.), e o aspecto após o ensaio (dta.). Pode-se observar que o sistema foi eficaz e acompanhou a face dos cordões.



Fig. 115 - Colocação de deflectómetro directamente na ancoragem (esq.) e aparência após ensaio (dta.)

Após a montagem do sistema, procedeu-se à ligação de todos os instrumentos de medição à unidade DataLogger HBM Spider 8 e à montagem do circuito hidráulico.



Fig. 116 - Aspecto geral no final de um ensaio

SISTEMAS DE ANCORAGEM DE CORDÕES DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA POR ADERÊNCIA

O aspecto no final do ensaio pode ser observado na Fig. 116. Repare-se que os deflectómetros saltaram do disco de suporte, separando-se ainda o mesmo do cilindro de cunhas invertido. Pode-se ainda observar um destacamento superficial de betão, devido ao excedente do anel de resina que desliza com o varão.

6. ANÁLISE DE RESULTADOS

6.1. Considerações gerais

O arrancamento dos cordões no final dos ensaios, além do propósito de reaproveitar os cordões, serviu também para observar o aspecto final da ancoragem bem como a superfície de rotura. Aqui, dados os critérios de paragem dos ensaios descritos em 5.3.5, e as condicionantes de cada solução, serviu para avaliar a resistência última da ancoragem sem critérios de paragem, até à estabilização ou decréscimo da força.

Pôde-se concluir que no geral todas as soluções suportaram uma carga da mesma ordem da carga de rotura registada nos ensaios, atestando a validade das assunções tomadas no critério de paragem dos mesmos. Apenas em casos pontuais, como o caso de confinamento com recurso a tubo metálico e aumento localizado do diâmetro, as ancoragens atingiram valores de força superiores, com aumentos da ordem dos 16% para os tubos, e no caso do aumento de diâmetro, as ancoragens atingiram forças superiores a 180kN no arrancamento, da ordem do atingido nos ensaios, tendo-se abortado a operação devido ao deslizamento reduzido ser indício de que teriam capacidade de aguentar valores superiores de força.

Para a análise dos resultados obtidos traçaram-se curvas tensão – deslizamento características do comportamento de ancoragens em ensaio de Pull-out. Dado que o cálculo das tensões de aderência pressupõe a assunção de uma determinada distribuição destas, representou-se também o valor da força.

Os ensaios foram realizados através de incremento de força, a uma velocidade de 0,21kN/s, sendo a paragem feita manualmente quando ocorresse um deslizamento repentino, caracterizado por um estalo audível, ou fosse atingido o limite do sistema de medição do ensaio.

Os deslizamentos no topo e no fundo foram registados directamente dos ensaios, tendo-se efectuado a média das medições dos deflectómetros no topo dos blocos. Para tal, estes ficaram colocados diametralmente opostos, à mesma distância do cordão.

A tensão de aderência na interface foi calculada para uma distribuição uniforme de tensões ao longo da ancoragem. Tal pressupõe uma distribuição linear de tensões nos cordões, como referido por Wang et al [83], e de acordo com a Fig. 117, onde τ é a tensão de aderência na interface e σ_p a tensão no cordão. Dado o comprimento de embebimento relativamente curto de 150mm, é passível de se assumir esta distribuição de tensões, sem divergir demasiado da realidade.

As soluções de ancoragem estudadas foram divididas em dois grupos: soluções com confinamento e soluções com alteração da superfície.

No primeiro grupo – soluções com confinamento – incluem-se as ancoragens padrão, as ancoragens com aumento de espessura do agente de aderência, as ancoragens com tubo de aço e com mola helicoidal. No segundo grupo – soluções com alteração da superfície – incluíram-se as soluções com adição de resina na interface e com aumento do diâmetro do cordão.

A nomenclatura utilizada para identificar as séries de dados refere-se ao tipo de ancoragem analisado (“STD” – corresponde a *standard* ou ancoragem padrão; “ESP” – correspondente a aumento de espessura; “TUB” – inserção de tubo metálico; “SPR” – *spring* ou mola helicoidal; “RES” – adição de segunda resina na interface; “PHI” – *Phi* ou aumento de diâmetro), seguido da ordem do ensaio.

6.2. Pressupostos e suposições para a análise de resultados

Como foi referido antes, a análise das tensões de aderência na interface foi realizada com base no modelo uniforme de tensões enunciado em 3.3.2 e explicitado em 3.4. Este modelo pressupõe uma distribuição linear de tensões nas armaduras ao longo da ancoragem, variando desde a força, na extremidade de aplicação da força e zero na extremidade oposta, como ilustrado no pormenor da ancoragem da Fig. 117, onde F_{PO} [N] corresponde à força dos ensaios de Pull-out, δ_{topo} [mm] e δ_{fundo} [mm] são respectivamente os valores medidos no topo e no fundo dos blocos durante o ensaio, l_a [mm] o comprimento da ancoragem (correspondente a 150mm), l_{livre} [mm] correspondente ao comprimento de cordão não aderente entre o limite da ancoragem e o ponto onde se efectua a medição do deslocamento no topo dos blocos e δ [mm] o deslizamento da ancoragem.

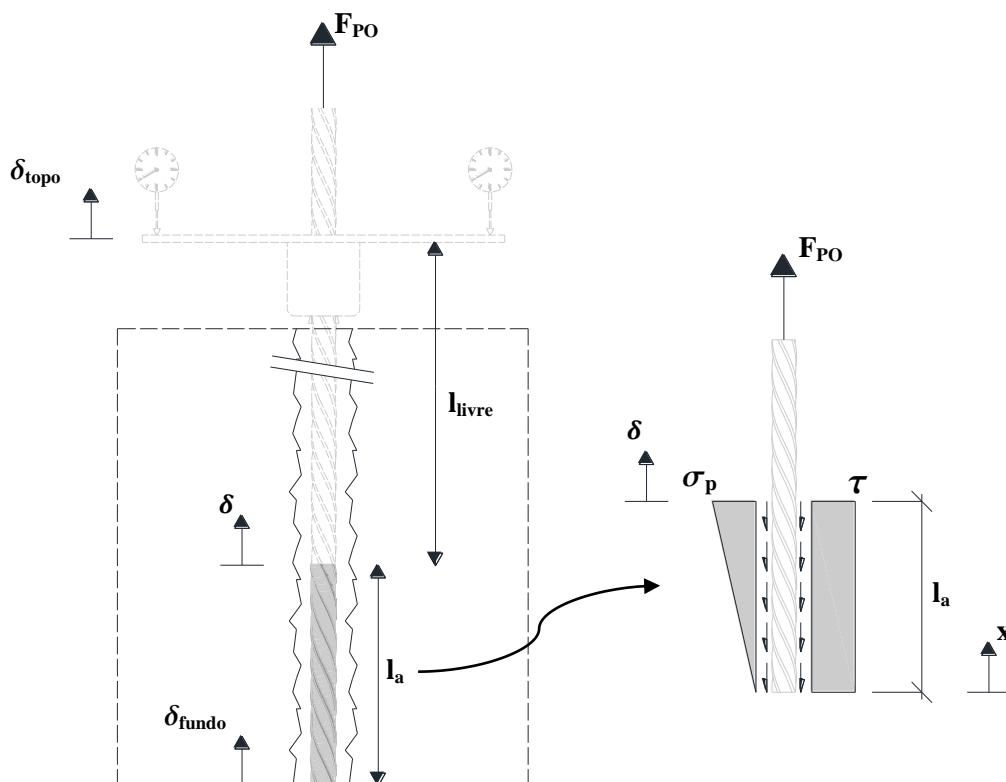


Fig. 117 - Esquema e distribuição de tensões considerados

O deslizamento no topo da ancoragem, é quantificado através da integração das extensões axiais nas armaduras, σ_p/E_p , de acordo com a Eq. (6.2.1). Uma vez atingido o limite do regime elástico, no instante em que se atinge a componente de adesão do agente de aderência, surge um deslizamento da face inferior da ancoragem. Este deslizamento deve ser adicionado à deformação das armaduras, de modo a quantificar o deslizamento efectivo do topo da ancoragem.

$$\delta = \frac{1}{E_p} \int \sigma_p dx + \delta_{fundo} \quad (6.2.1)$$

Considerando a distribuição de tensões representada na Fig. 117:

$$\delta = \frac{1}{2} \frac{F_{PO} \times l_a}{E_p \times A_p} + \delta_{fundo} \quad (6.2.2)$$

O mesmo deslizamento é obtido experimentalmente, subtraindo ao deslizamento medido no topo dos blocos, a deformação do cordão ao longo do troço l_{livre} , ilustrado na Eq. (6.2.3).

$$\delta = \delta_{topo} - \frac{F_{PO} \times l_{livre}}{A_p \times E_p} \quad (6.2.3)$$

À nomenclatura de cada ensaio é adicionada a letra “E” caso se trate do caso experimental, calculado partindo da medição efectuada no topo dos blocos e quantificado através da Eq. (6.2.3), ou “L” caso se trate da quantificação do deslizamento através da Eq. (6.2.2).

O modelo uniforme de tensões de aderência ao longo da ancoragem, permite quantificar essa tensão através da Eq. (6.2.4), onde \emptyset [mm] é o diâmetro nominal do cordão.

$$\tau = \frac{F_{PO}}{\pi \times \emptyset \times l_a} \quad (6.2.4)$$

Para o cálculo das tensões e dos deslocamentos foram considerados os valores da Tab. 7.

A_p [mm ²]	\emptyset [mm]	E_p [GPa]	l_{livre} [mm]	l_a [mm]
139	15,2	195	490	150

Tab. 7 - Valores dos coeficientes constantes considerados na análise de resultados

6.3. Soluções com confinamento

Tomando como elemento de comparação os ensaios padrão, realizados de acordo com o disposto em 5.3.5, observou-se um comportamento partilhado por estes ensaios, que se divide em três fases ilustradas na Fig. 118:

- $0 < \delta \leq \delta_{el}$ – Inicialmente observou-se um troço quase vertical, caracterizado pela deformação em regime elástico do conjunto cordão – resina, característico da componente de adesão do mecanismo resistente, correspondente ao deslizamento δ_{el} , que se considerou como aproximadamente 0,1mm. Ou seja, admite-se que até este troço houve deformação dos dois materiais, sem existir deslizamento relativo entre ambos. A tensão característica deste troço (τ_{el}) foi de aproximadamente 5,0MPa;
- $\delta_{el} < \delta \leq \delta_1$ – Após o troço inicial, que findou com o limite da adesão dos dois materiais, sendo este caracterizado por um aumento repentino do deslizamento, observou-se um troço aproximadamente linear, correspondente às parcelas de atrito da interface e de acção mecânica, consequência da forma helicoidal dos cordões, como enunciado em 2.9. Este troço é limitado pelo deslizamento δ_1 , correspondente ao final do troço linear, ao qual está associada uma tensão limite τ_1 , de acordo com a Fig. 118, que tomou valores entre 13MPa e 15MPa;
- $\delta_1 < \delta \leq \delta_{m\acute{a}x}$ – Este troço é caracterizado pela perda súbita de rigidez da ancoragem, que pode ser atribuída à quebra das nervuras de resina entre os fios exteriores, tendo sido estas observadas após o arrancamento dos cordões, como ilustrado na Fig. 119. A rigidez continua a decrescer neste troço devido ao aumento do deslizamento, resultando num comprimento de ancoragem inferior ao inicial.

O final do troço corresponde ao deslizamento efectivo máximo da ancoragem, $\delta_{m\acute{a}x}$, e respectiva tensão máxima de aderência, $\tau_{m\acute{a}x}$, ilustrados na Fig. 118.

Note-se que o troço inicial das curvas correspondente à componente de adesão, está de acordo com o esquema de Laldji [50], ilustrado na Fig. 17, sendo o troço seguinte ($\delta_{el} < \delta \leq \delta_1$) composto pela combinação das duas componentes do mesmo esquema (atrito e acção mecânica), subsequentes à adesão.

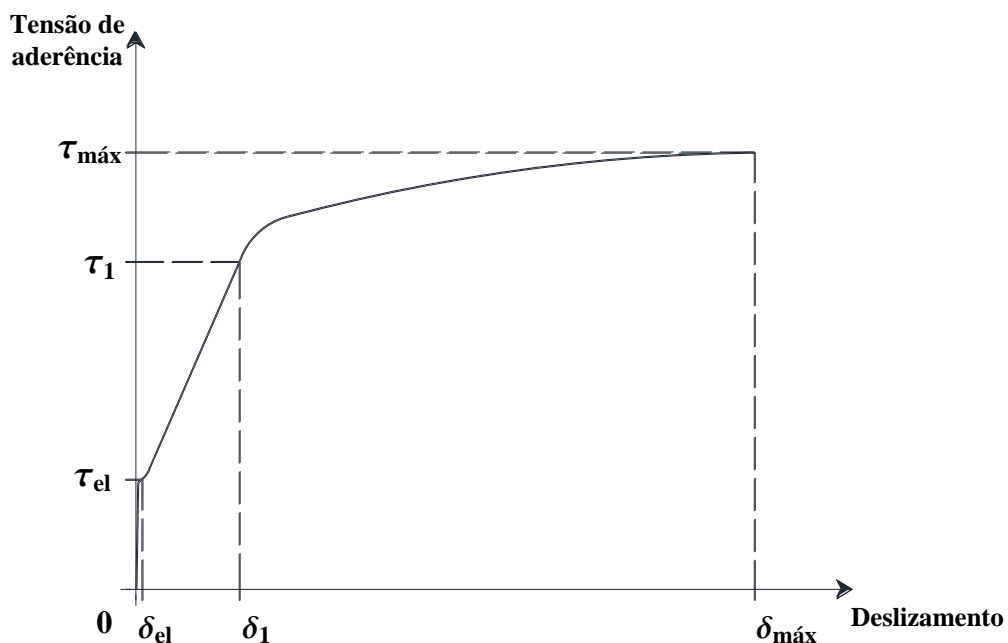


Fig. 118 - Representação simplificada do comportamento verificado nas ancoragens

O limite (τ_1, δ_1) considerou-se para uma diferença de resultados consecutivos na série em termos de tensões inferior a 0,25%, identificando o final do trecho linear, verificando-se a partir deste o decréscimo de rigidez justificado pela alteração da superfície de contacto ilustrada na Fig. 119.

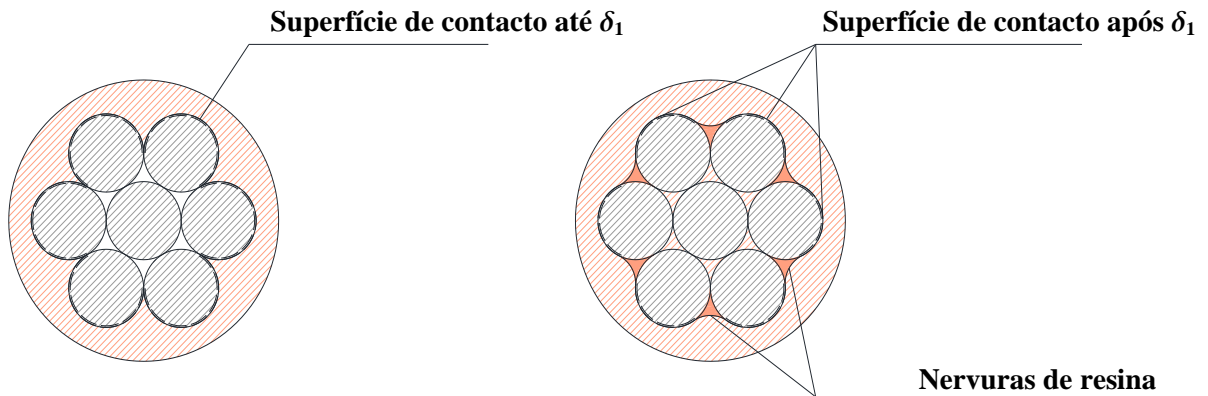


Fig. 119 - Superfície de contacto alterada após δ_1

As respectivas curvas tensão – deslizamento obtidas experimentalmente para a ancoragem padrão estão representadas na Fig. 120, estando os resultados do ensaio ilustrados na Tab. 8.

Devido à tensão de aderência depender de vários factores, nomeadamente da forma como é quantificada e da área de contacto entre os dois materiais, ilustra-se também a força desenvolvida no ensaio, para que se possam retirar ilações sobre a capacidade resistente das ancoragens.

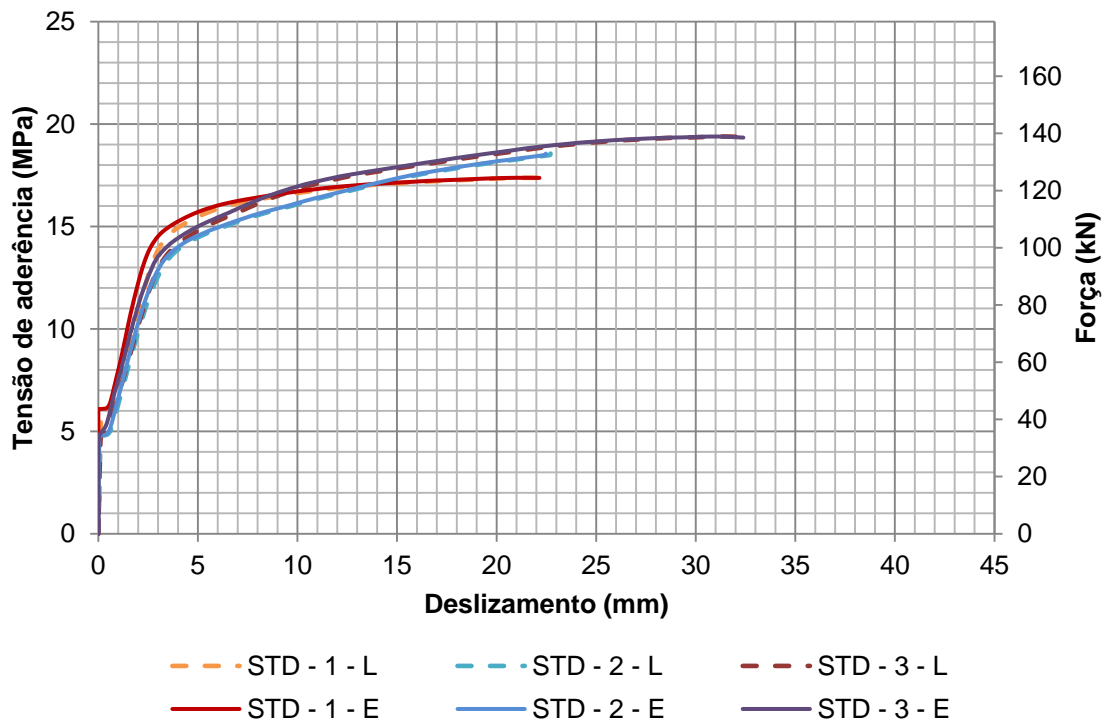


Fig. 120 - Relação tensão - deslizamento para a ancoragem padrão

Ensaio	$\tau_{el}[MPa]$	$\tau_1[MPa]$	$\delta_1[mm]$	$\tau_{m\acute{a}x}[MPa]$	$\delta_{m\acute{a}x}[mm]$	F_{PO} [kN]
1	6,1	14,2	2,8	17,4	21,1	124,5
2	4,8	14,1	4,2	18,6	22,5	132,9
3	4,9	14,1	3,6	19,4	31,1	138,9
Média	5,3	14,1	3,5	18,5	24,9	132,1
Desvio Padrão	0,7	0,1	0,7	1,0	5,4	7,2
Cv	0,14	0,00	0,20	0,05	0,22	0,05

Tab. 8 – Resultados dos ensaios da ancoragem padrão

Pode-se observar da Fig. 120 que a relação tensão – deslizamento segue o andamento preconizado na Fig. 118, podendo-se observar os três troços enunciados. Note-se também a boa aproximação entre os deslizamentos obtidos através das Eqs. (6.2.1) "L" e (6.2.3) "E".

Seguidamente são apresentadas as curvas tensão – deslizamento para as soluções de aumento de espessura do agente de aderência, inserção de tubo metálico e inserção de mola helicoidal (Fig. 121 à Fig. 123), como métodos de confinamento da ancoragem. Respective resultados estão ilustrados da Tab. 9 à Tab. 11.

Para a solução com aumento de espessura do agente de aderência apresentam-se os resultados dos três ensaios realizados, já que se pretende ilustrar as diferenças entre um alargamento concêntrico (ensaio 1) e excêntrico (ensaios 2 e 3) do furo, de acordo com 5.3.4. No caso de um alargamento excêntrico (ensaios 2 e 3) esta solução apresenta um decréscimo da capacidade resistente quando comparada com a solução padrão.

Focando a análise no alargamento concêntrico (Ensaio 1), pode-se observar que o comportamento foi similar ao de uma ancoragem padrão, tanto em termos de limite de elasticidade como de capacidade resistente da ancoragem. O facto de se tratar de um problema de adesão não permitiu que se mobilizassem tensões de confinamento suficientes para uma melhoria do comportamento da solução. Pode-se ainda observar que a capacidade resistente não depende da espessura do agente de aderência, de acordo com o estipulado em [49].

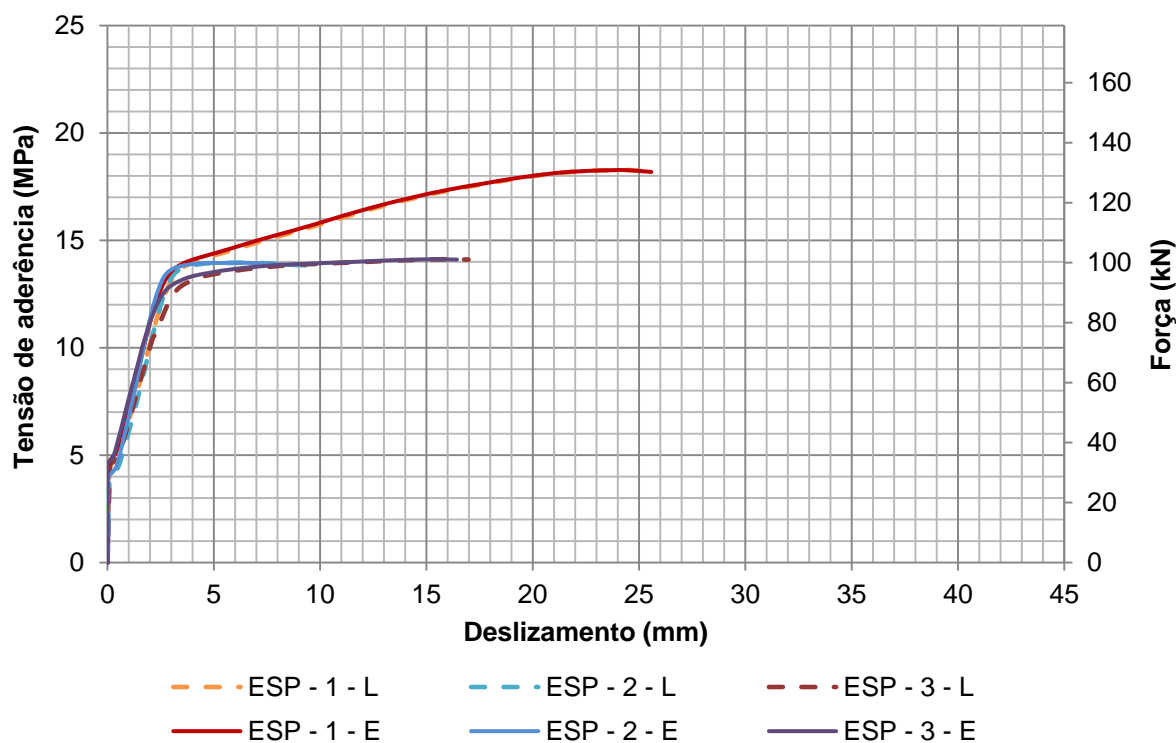


Fig. 121 – Relação tensão - deslizamento para a solução de aumento de espessura

Ensaio	$\tau_{el}[MPa]$	$\tau_1[MPa]$	$\delta_1[mm]$	$\tau_{m\acute{a}x}[MPa]$	$\delta_{m\acute{a}x}[mm]$	F_{p0} [kN]
1	4,7	14,1	4,1	18,3	24,4	130,9
2	4,1	13,6	2,9	14,0	10,7	100,0
3	4,7	13,2	3,6	14,1	15,2	101,1
Média	4,5	13,6	3,5	15,5	16,8	110,7
Desvio Padrão	0,3	0,5	0,6	2,5	7,0	17,5
Cv	0,08	0,03	0,17	0,16	0,42	0,16

Tab. 9 – Resultados dos ensaios da solução de aumento de espessura

Na Fig. 122 pode-se observar que o comportamento da solução com inserção de um tubo metálico como elemento de confinamento se caracterizou por um comportamento mais rígido e frágil da ligação, rompendo precocemente em termos de deslizamento, mas atingindo tensões da ordem das observadas na ancoragem padrão. Note-se ainda que o trecho elástico linear reduziu, quando comparado com a ancoragem padrão, devido à menor deformabilidade da resina como consequência do confinamento, que não permite que esta acompanhe o cordão nos instantes iniciais da mesma forma que a ancoragem padrão.

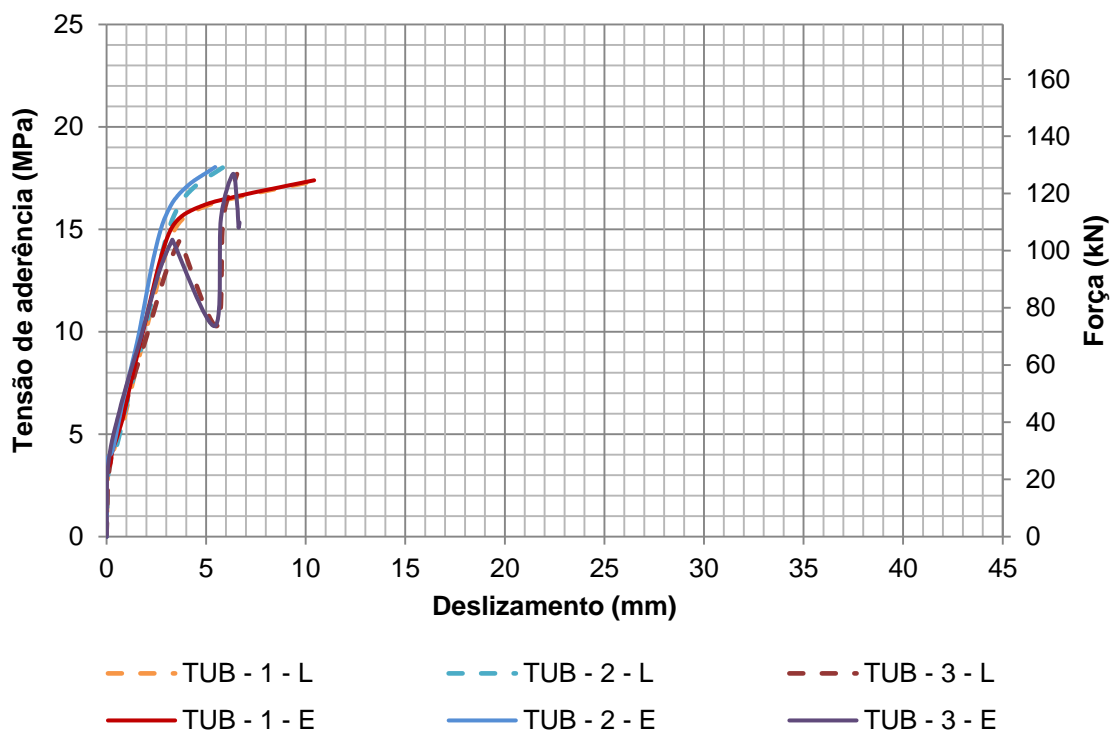


Fig. 122 – Relação tensão - deslizamento para a solução de inserção de tubo metálico como confinamento

Ensaio	$\tau_{el}[MPa]$	$\tau_1[MPa]$	$\delta_1[mm]$	$\tau_{m\acute{a}x}[MPa]$	$\delta_{m\acute{a}x}[mm]$	F_{PO} [kN]
1	3,5	14,9	3,2	17,4	10,4	124,6
2	3,9	14,9	2,7	18,0	5,5	129,2
3	3,6	14,1	3,1	17,7	6,4	126,8
Média	3,7	14,6	3,0	17,7	7,4	126,9
Desvio Padrão	0,2	0,5	0,3	0,3	2,6	2,3
Cv	0,06	0,03	0,09	0,02	0,35	0,02

Tab. 10 – Resultados dos ensaios com tubo metálico como confinamento

Observando os resultados para a adição de uma mola helicoidal como elemento de confinamento (Fig. 123 e Tab. 11) pode-se concluir que existiu um aumento da capacidade resistente da ancoragem, tanto em termos de resistência última como de deslizamento máximo, o que significa que esta manteve a sua integridade para um intervalo de carregamento mais elevado, permitindo-lhe atingir uma maior força última. Quando comparada com a solução padrão, observa-se um decréscimo do trecho elástico linear, da mesma ordem de grandeza da solução de confinamento com tubo metálico, podendo-se justificar a redução observada como foi referido para essa solução, devido à redução da deformabilidade como consequência do confinamento. A diferença do comportamento desta solução quando comparada com a inserção de tubo metálico deve-se ao facto de não existir uma segunda interface como sucede na solução anterior, estando a resina

interior ao elemento de confinamento rigidamente ligada com a resina exterior a esse elemento, durante aproximadamente 70% do comprimento da ancoragem (devido ao paço de rosca de 6mm).

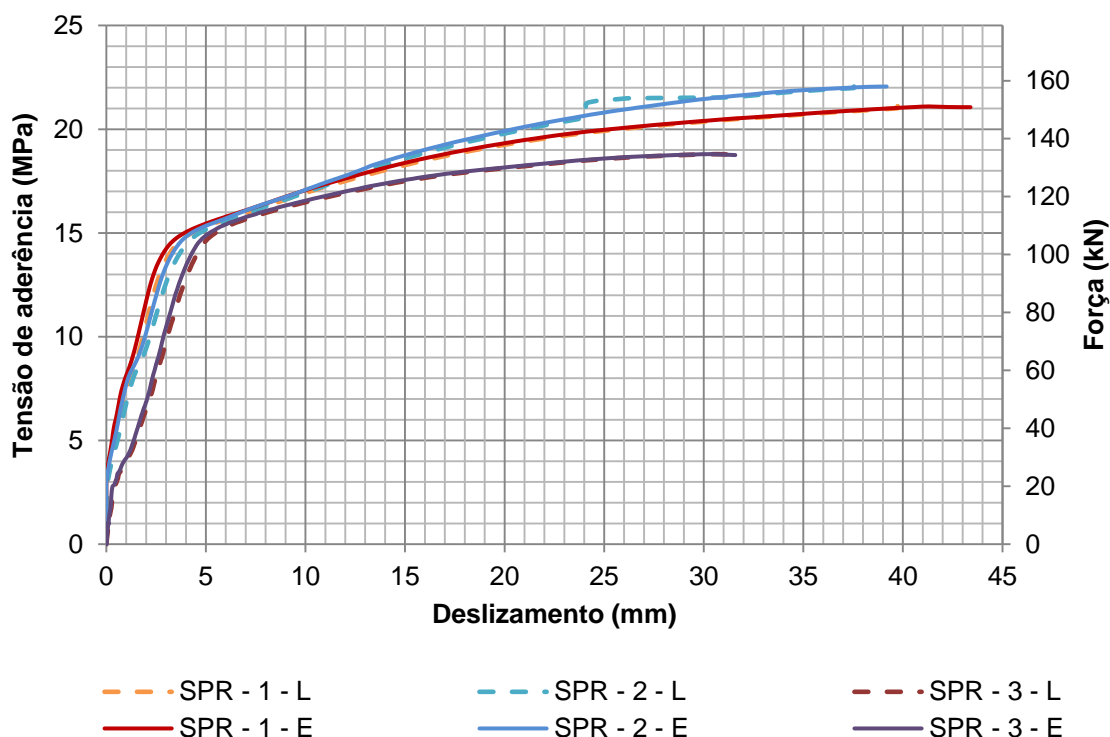


Fig. 123 – Relação tensão - deslizamento para a solução de inserção de mola como confinamento

Ensaio	$\tau_{el}[MPa]$	$\tau_1[MPa]$	$\delta_1[mm]$	$\tau_{m\acute{a}x}[MPa]$	$\delta_{m\acute{a}x}[mm]$	F_{p0} [kN]
1	3,9	14,1	2,9	21,1	41,3	151,1
2	3,6	14,2	3,5	22,1	39,2	158,0
3	3,1	14,3	4,5	18,8	30,3	134,7
Média	3,5	14,2	3,6	20,7	36,9	147,9
Desvio Padrão	0,4	0,1	0,8	1,7	5,8	12,0
Cv	0,11	0,01	0,22	0,08	0,16	0,08

Tab. 11 – Resultados dos ensaios da inserção de mola como confinamento

6.4. Soluções com alteração das condições da interface

De acordo com o determinado em 3.5.4, realizaram-se duas novas soluções, com o objectivo de atingir uma capacidade resistente da ancoragem superior ao atingido através de confinamento do material. Para tal, realizaram-se dois ensaios de alteração de superfície, da mesma forma descrita em 5.3.5, respectivamente com adição de uma resina com boas propriedades de ligação a elementos metálicos na interface cordão – resina por forma a potenciar a adesão, e o aumento do diâmetro local de modo a aumentar os efeitos de adesão, do atrito e da acção mecânica, cujas

relações tensão – deslizamento e os resultados dos ensaios se apresentam nas Fig. 124 e Fig. 127, e Tab. 12 e Tab. 13, respectivamente.

Note-se que devido às características das novas soluções, não se efectuou a medição directa do deslizamento do fundo devido à condicionante imposta pelas resinas, no primeiro caso pelo aquecimento que o desbasta da resina adicionada induz e no segundo caso pelo facto de a resina no interior dos cordões não permitir que o deflectómetro acompanhe o cordão, não deslizando em conjunto. A quantificação do deslizamento efectivo da ancoragem será efectuada recorrendo apenas à Eq. (6.2.3) de 6.3.

Analisando os resultados referentes à adição de uma resina com boas propriedades de adesão a elementos metálicos na interface cordão – resina, pode-se observar uma subida marginal da capacidade resistente da ancoragem de 5,4% comparativamente à ancoragem padrão. Pode-se observar também uma mudança no comportamento correspondente à elevada adesão mobilizada na interface, podendo a relação tensão – deslizamento ser caracterizada apenas pelo primeiro e terceiro troços do modelo ilustrado na Fig. 118, tendo a resina na interface rigidificado a ligação, atingindo-se o limite elástico linear numa fase mais avançada do carregamento. O facto de não se observar o segundo troço pode ser justificado pela transição da componente de adesão, quando esta é vencida, directamente para a acção mecânica, não possuindo a resina capacidade de mobilizar a componente de atrito de forma análoga ao sistema HIT-RE 500, não se quantificando portanto o limite (τ_1, δ_1) . Não obstante o aumento de diâmetro causado pela adição de resina na interface, o diâmetro considerado no cálculo foi o nominal do cordão, devido à superfície de rotura.

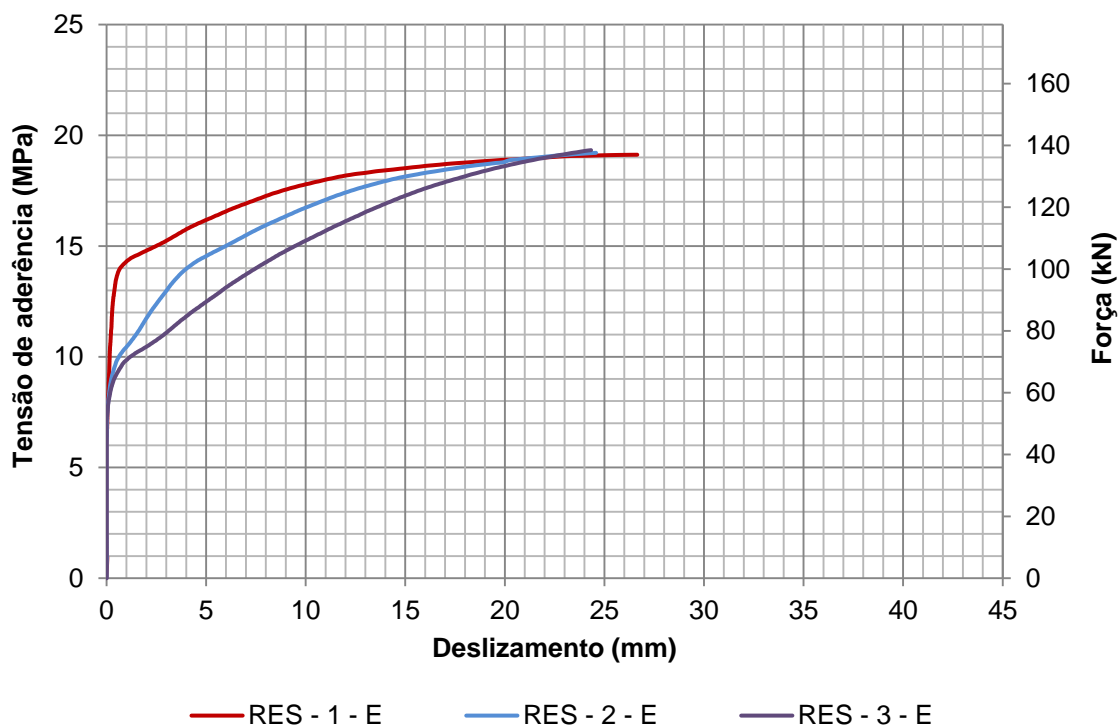


Fig. 124 - Relação tensão – deslizamento para a solução com adição de resina na interface

Ensaio	τ_{el} [MPa]	$\tau_{m\acute{a}x}$ [MPa]	$\delta_{m\acute{a}x}$ [mm]	F_{PO} [kN]
1	10,0	19,1	26,7	137,0
2	8,2	19,9	32,0	142,6
3	8,5	19,2	24,6	137,6
Média	8,9	19,4	27,8	139,1
Desvio Padrão	1,0	0,4	3,8	3,1
Cv	0,11	0,02	0,14	0,02

Tab. 12 – Resultados dos ensaios da adição de resina na interface

Analisando a relação tensão – deslizamento para a solução de aumento local do diâmetro do cordão (Fig. 127), pode-se observar que o comportamento é bastante divergente do preconizado na Fig. 118, podendo este se aproximar por duas rectas, consistindo de um troço quase vertical até τ_{el} e um troço linear até $\tau_{m\acute{a}x}$, não se quantificando também neste caso o limite (τ_1, δ_1) . Em termos de resultados, observa-se uma melhoria tanto do troço elástico linear como da capacidade resistente da ancoragem. Pode-se ainda observar que a integridade da ancoragem se manteve para deslizamentos elevados, permitindo atingir uma maior capacidade resistente sem rotura frágil (maior ductilidade).

Note-se que o critério de paragem destes ensaios foi o limite do sistema de medição no topo dos blocos, não se observando o deslizamento repentino característico das restantes soluções, sendo possível observar um troço quase horizontal no final do carregamento (Fig. 127), correspondente à estabilização do deslizamento da ancoragem, preterindo-se o atrito pela acção mecânica apenas neste troço. O comportamento observado na figura atesta o elevado peso das componentes de atrito e acção mecânica presentes no mecanismo resistente e potenciadas através da forma de cunha do cordão, consequência do aumento localizado do diâmetro.

Pode-se ainda observar que existiu um distúrbio da constância do primeiro troço comum a ambos os ensaios, para valores de tensão entre os 6,0MPa e os 7,0MPa, podendo ser indício da perda da componente de adesão.

Não obstante a melhoria dos resultados, a resina que penetrou no cordão permaneceu rigidamente solidarizada com a resina exterior. Deste modo, cada fio possuiu uma superfície de rotura referente ao seu perímetro, aumentando a área de contacto entre o aço e a resina. Esse aumento foi contabilizado de acordo com o esquema da Fig. 125, onde se ilustra a variação do perímetro de contacto entre os dois materiais em função do comprimento da ancoragem, quantificado pela Eq. (6.4.1), do valor $\pi \cdot \emptyset \approx 47,8 \text{ mm}$ até ao perímetro resultante dos sete fios $7 \cdot \pi \cdot \emptyset_w \approx 110,0 \text{ mm}$, onde \emptyset é o diâmetro nominal do cordão e \emptyset_w o diâmetro dos fios de pré-esforço.

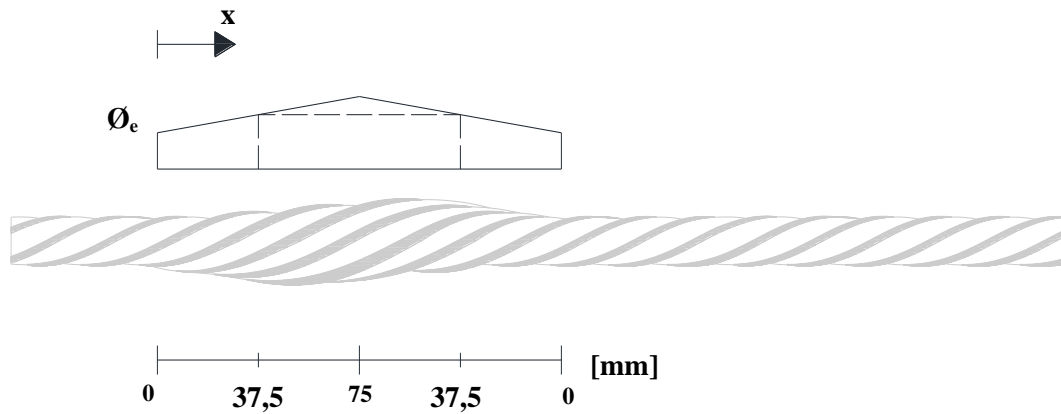


Fig. 125 - Variação do perímetro de contacto na interface aço – resina

$$\phi_e = 0,83x + 47,8 \text{ [mm]} \quad (6.4.1)$$

A Fig. 126 ilustra a secção do cordão a meio da ancoragem e a superfície de aço em contacto directo com a resina. Para efeitos de comparação com os resultados das restantes ancoragens, as tensões de aderência foram contabilizadas usando o diâmetro nominal do cordão e não a superfície de aço efectivamente em contacto com a resina.

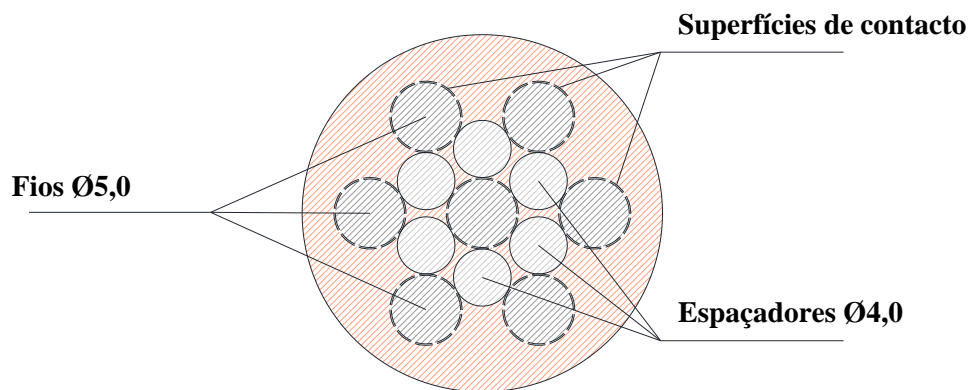


Fig. 126 - Superfícies de contacto para a solução de aumento de diâmetro localizado

A superfície de rotura observada para esta solução identificou o carácter adesivo da mesma, podendo-se concluir que a capacidade resistente será apenas maior quanto maior for a superfície de aço em contacto com a resina.

Note-se ainda que um dos ensaios (Ensaio 1) revelou um comportamento inconsistente, possivelmente devido a uma injeção deficiente do agente de aderência, que não envolveu correctamente toda a superfície de contacto do cordão e não garantiu a integridade dos espaçadores.

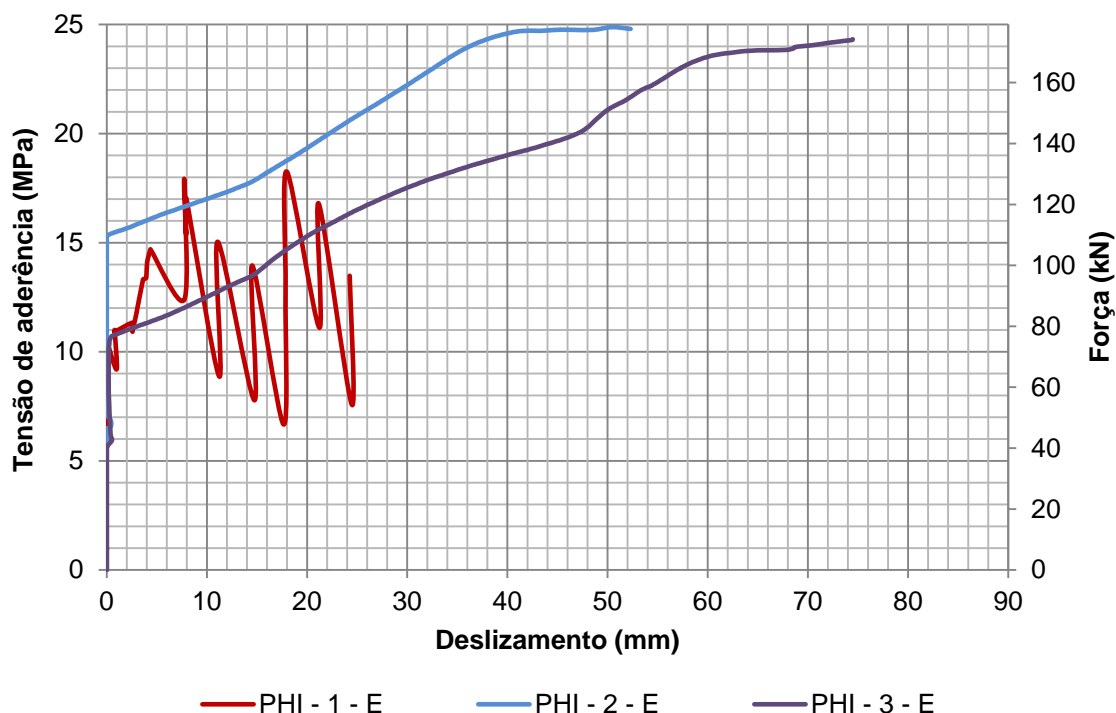


Fig. 127 - Relação tensão – deslizamento para a solução de aumento local do diâmetro do cordão

(Nota: a escala do deslizamento utilizada neste gráfico é metade da escala usada nos restantes gráficos devido aos valores obtidos com esta solução de ancoragem)

Ensaio	$\tau_{el}[MPa]$	$\tau_{m\acute{a}x}[MPa]$	$\delta_{m\acute{a}x}[mm]$	F_{p0} [kN]
1	10,5	18,3	18,0	130,7
2	15,4	24,9	70,5	178,1
3	10,1	24,3	74,5	174,1
Média	12,0	22,5	54,3	161,0
Desvio Padrão	3,0	3,6	31,5	26,3
Cv	0,25	0,16	0,58	0,16

Tab. 13 – Resultados dos ensaios de aumento de diâmetro local

6.5. Análise sintética dos resultados

Após o arrancamento dos cordões, pôde-se observar que a superfície de rotura corresponde à referida por Duarte em [32], tendo a rotura sido adesiva e pela interface aço – resina, como se pode observar na Fig. 128. Na figura podem-se observar as nervuras de resina extraídas juntamente com o cordão, sendo a quebra destas um fenómeno de carácter importante para o comportamento das ancoragens. Note-se que a figura se refere à solução de ancoragem com recurso a tubos metálicos, podendo-se observar uma superfície abrílhantada do cordão, devido ao

elevado atrito que se desenvolveu em algumas zonas da interface. De resto, o aspecto da interface é semelhante a todas as outras soluções, incluindo a ancoragem padrão.



Fig. 128 - Aspecto da interface cordão – resina após o arrancamento

A solução com recurso a resina na interface também permitiu observar o seu bom funcionamento em termos de adesão, tendo a resina removido a camada protectora do cordão, apresentando este um aspecto brilhante em todo o comprimento da ancoragem, ilustrado na Fig. 129, e tendo a interface resina – resina mantido a sua integridade.



Fig. 129 - Aspecto da interface cordão - resina para a solução de adição de resina

Para o caso de aumento localizado do diâmetro, e dado que não foi possível extrair os cordões, demoliu-se uma porção do bloco em torno da ancoragem, de modo a se averiguar como efectivamente se deu a rotura. Como se pode observar na Fig. 130 (esq.), uma demolição até 100mm permitiu concluir que a resina manteve a sua integridade, forçando o cordão a deslizar através do “bolbo”, desenrolando no fundo e enrolando no topo da ancoragem, contribuindo para a elevada parcela de atrito do resultado. A superfície original reentrante no bloco verificada na Fig. 130 (dta.) atesta o deslizamento elevado verificado no sistema de medição, dado que os cordões iniciaram o deslizamento com 50 mm de troço fora do bloco, como ilustrado na Fig. 111 (dta.).



Fig. 130 - Porção do bloco demolida (esq.) e seção reentrante do cordão (dta.)

Foi possível então observar que houve deslizamento de todos os fios simultaneamente, mantendo a resina a sua integridade, não se observando fendilhação macroscópica nem quebra das nervuras entre os fios exteriores por corte, contribuindo a superfície de contacto de cada fio para a capacidade resistente da ancoragem.

Após a análise de todos os resultados das soluções ensaiadas, é possível observar as diferenças em relação à ancoragem padrão, de modo a atestar se houve uma melhoria do comportamento e da capacidade resistente, de modo a quantificá-la. Para tal, esses resultados estão representados na Tab. 14 em termos de valores médios e são comparados com os da ancoragem padrão.

Nesta tabela, para a solução com aumento de espessura do agente de aderência considerou-se apenas o ensaio com os furos concêntricos, dado ser o que melhor caracteriza a solução, e para a solução de aumento local do diâmetro do cordão, não se considerou o ensaio mais divergente dos três (Ensaio 1).

Tipo	$\tau_{el}[MPa]$	$\frac{\tau_{el}}{\tau_{el,std}}[\%]$	$\tau_{m\acute{a}x}[MPa]$	$\frac{\tau_{m\acute{a}x}}{\tau_{m\acute{a}x,std}}[\%]$	$\delta_{m\acute{a}x}[mm]$	$\frac{\delta_{m\acute{a}x}}{\delta_{m\acute{a}x,std}}[\%]$	$F_{PO,m\acute{a}x} [kN]$
STD	5,3	-	18,4	-	24,9	-	132,1
ESP	4,7	89,7	18,3	99,1	24,4	98,0	130,9
TUB	3,7	69,8	17,7	96,0	7,4	29,7	126,9
SPR	3,6	67,6	20,7	112,0	36,9	148,2	147,9
RES	8,9	169,7	19,4	105,3	27,7	111,2	139,1
PHI	12,7	242,1	24,6	133,4	62,5	251,0	176,2

Tab. 14 – Sintetização de todos os resultados obtidos e comparados com a ancoragem padrão

Note-se que a quantificação do deslizamento através da integração da extensão do cordão (Eq. (6.2.2)) produziu resultados muito próximos da quantificação experimental, observáveis graficamente nos ensaios com confinamento da resina. Tal deve-se ao peso reduzido desta parcela em ancoragens curtas, quando somada com o deslizamento medido directamente no fundo da ancoragem.

6.5.1. Tensão limite do regime elástico

Observando o regime elástico, pode-se concluir que as soluções de confinamento representaram um decréscimo do valor de τ_{el} , devido a limitarem a deformabilidade da resina, que nesse caso não consegue acompanhar a deformação do cordão durante o carregamento. Essa redução representou um decréscimo máximo de 32% na tensão limite do regime elástico e pode ser observada na Fig. 132.

Sabendo que a adesão depende das condições da interface, observou-se uma subida expectável nas soluções que alteraram estas condições, resultando em acréscimos de 70% e 142% em termos de tensão limite do regime elástico, observáveis na Fig. 133 respectivamente para os casos de adição de resina com maior capacidade de adesão e aumento da superfície de contacto na interface aço – resina.

Refira-se também que nas soluções com alteração das condições da interface existe alguma dispersão nos valores de τ_{el} obtidos, revelando a necessidade de efectuar uma campanha de ensaios mais extensa por forma a aferir este valor.

6.5.2. Capacidade resistente

Focando-se a atenção na capacidade resistente das ancoragens, registou-se um acréscimo máximo de 12%, para o caso de adição da mola como elemento de confinamento, tendo as restantes soluções de confinamento registado apenas diferenças marginais de valores.

Para os casos de alteração das condições da interface registou-se um aumento de 5,3% no caso da adição de resina, e o maior aumento foi registado no caso de aumento de diâmetro localizado, com 33% de aumento da capacidade resistente.

Note-se ainda que no caso das soluções com alteração das condições da interface, τ_{el} é cerca de metade de $\tau_{máx}$, enquanto que no caso da ancoragem padrão τ_{el} é aproximadamente 25% de $\tau_{máx}$. Essa relação pode ser observada para todas as soluções na Fig. 131.

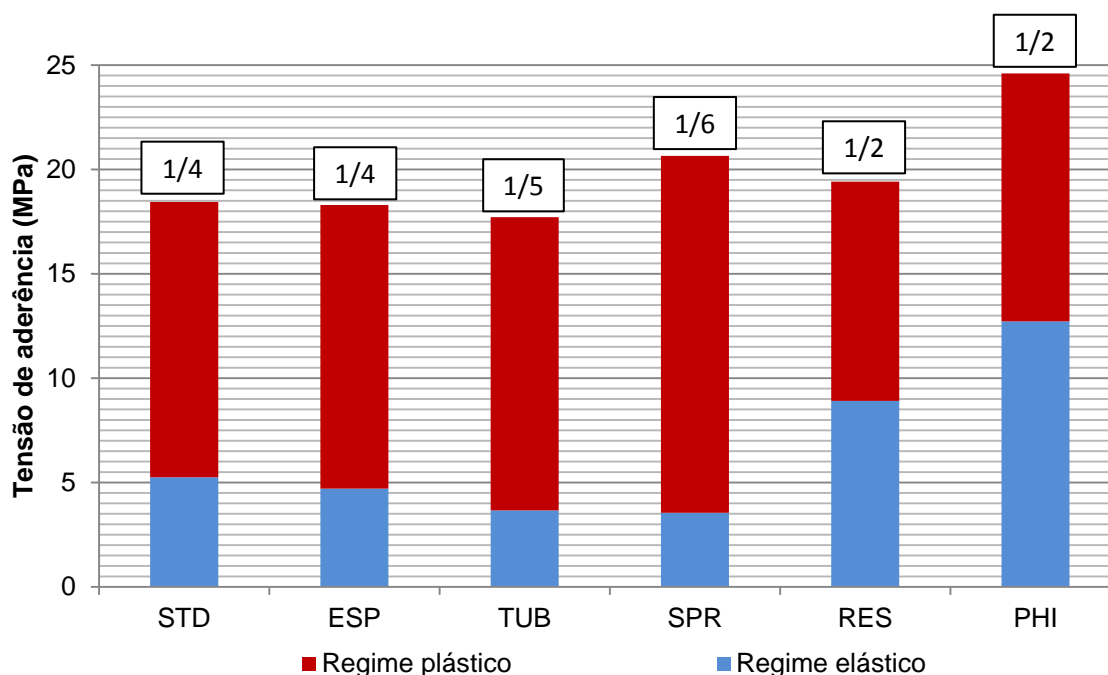


Fig. 131 - Relação entre a tensão de aderência em regime elástico e em regime plástico

6.5.3. Comportamento

Analisando o comportamento de cada solução, pode-se concluir que nos casos em que não se alteraram as condições da interface aço – resina, este manteve-se semelhante à ancoragem padrão, sendo possível observar na Fig. 132 os três troços enunciados no modelo da Fig. 118.

Para os casos de alteração das condições da interface, existiram alterações visíveis na relação tensão – deslizamento, podendo no caso da inclusão de resina o comportamento ser descrito através dos primeiro e terceiro troços da Fig. 118, e no caso do aumento de diâmetro ser aproximado pelos primeiro e segundo troços do mesmo modelo (Fig. 133). Tal se deve à redução da componente de atrito no primeiro caso, identificativa do segundo troço, e no segundo caso, ao facto de não suceder a quebra por corte das nervuras de resina, prevalecendo o atrito durante um intervalo mais alargado do carregamento, até ao troço quase horizontal observável na Fig. 127.

Apesar de os valores de $\delta_{m\acute{a}x}$ terem sido condicionados pelo sistema de medição usado, é evidente na figura Fig. 133 que a solução com aumento localizado do diâmetro é bastante dúctil (aumento de $\delta_{m\acute{a}x}$ em 151%), enquanto que a solução de confinamento com tubo metálico apresenta um comportamento frágil (redução de 70% de $\delta_{m\acute{a}x}$). Com excepção desta última solução, pode-se afirmar que todas as soluções de ancoragem estudadas têm um comportamento dúctil.

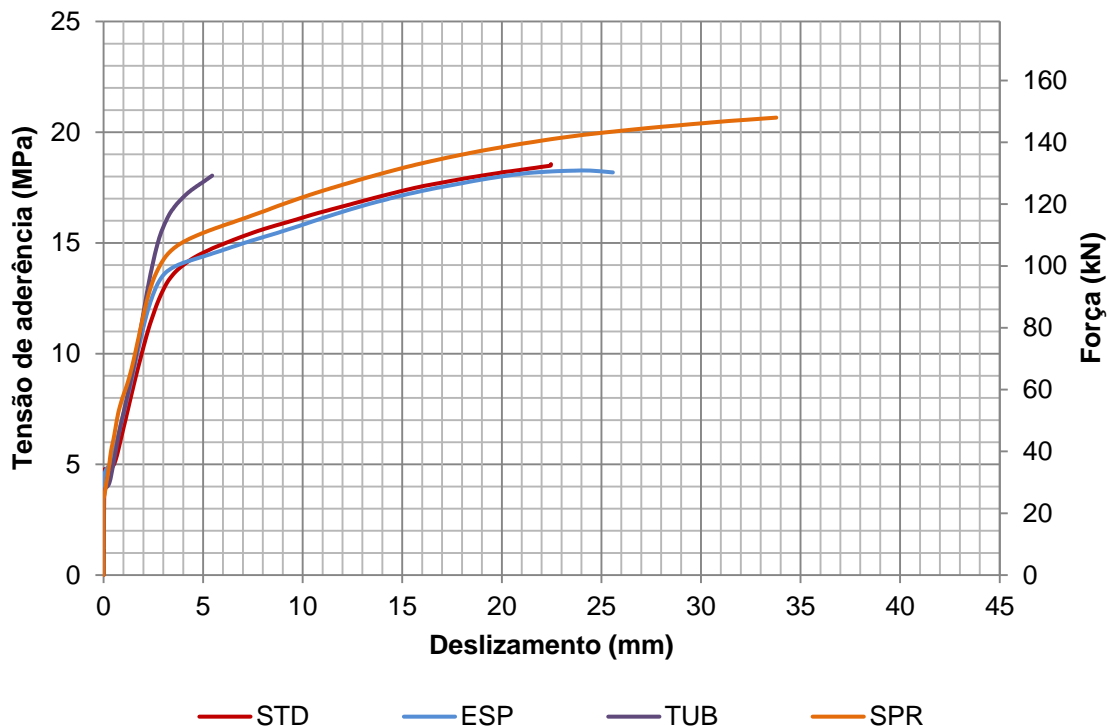


Fig. 132 - Relação tensão – deslizamento das soluções com confinamento da resina

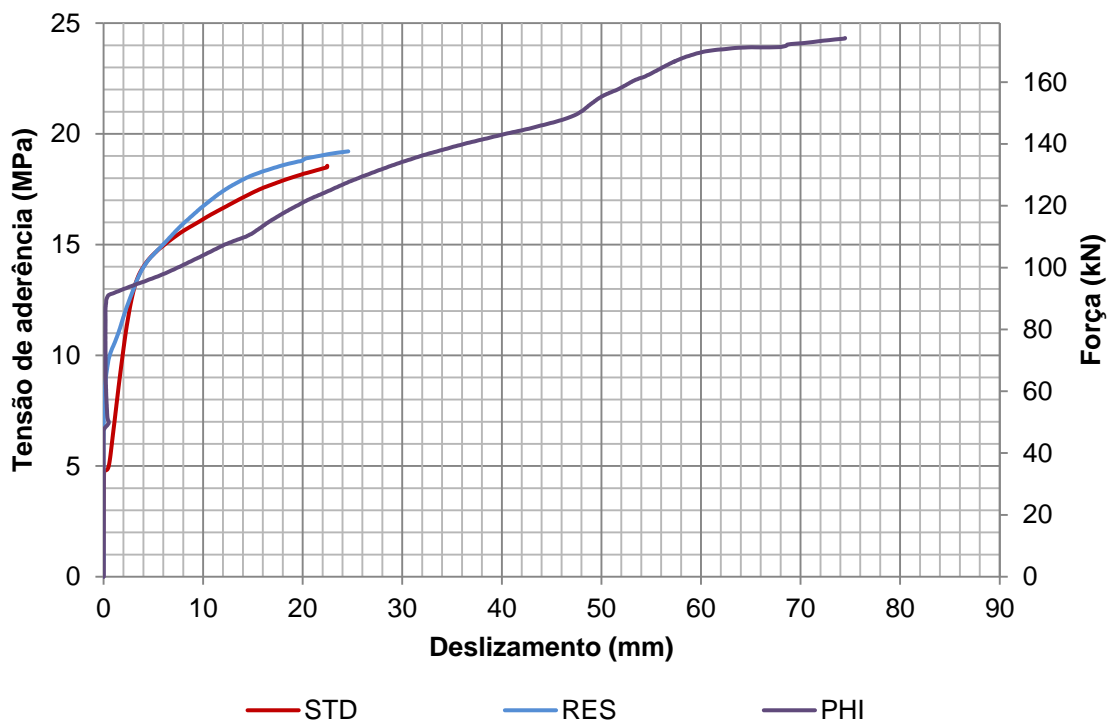


Fig. 133 - Relação tensão – deslizamento das soluções com alteração da superfície

Na Fig. 134 pode-se observar a evolução do comportamento das ancoragens em relação à tensão resistente máxima de aderência para cada solução, ao longo das fases enunciadas em 6.3. Nas quatro soluções relacionadas directamente com o modelo de comportamento da Fig. 118 (padrão

e confinamento) verifica-se a predominância do segundo troço ($\delta_{el} \leq \delta \leq \delta_1$), referente às componentes de atrito e acção mecânica, compreendendo esta fase cerca de 50% do carregamento total, excepto na adição de tubo metálico que aumentou esse valor devido ao carácter rígido da solução.

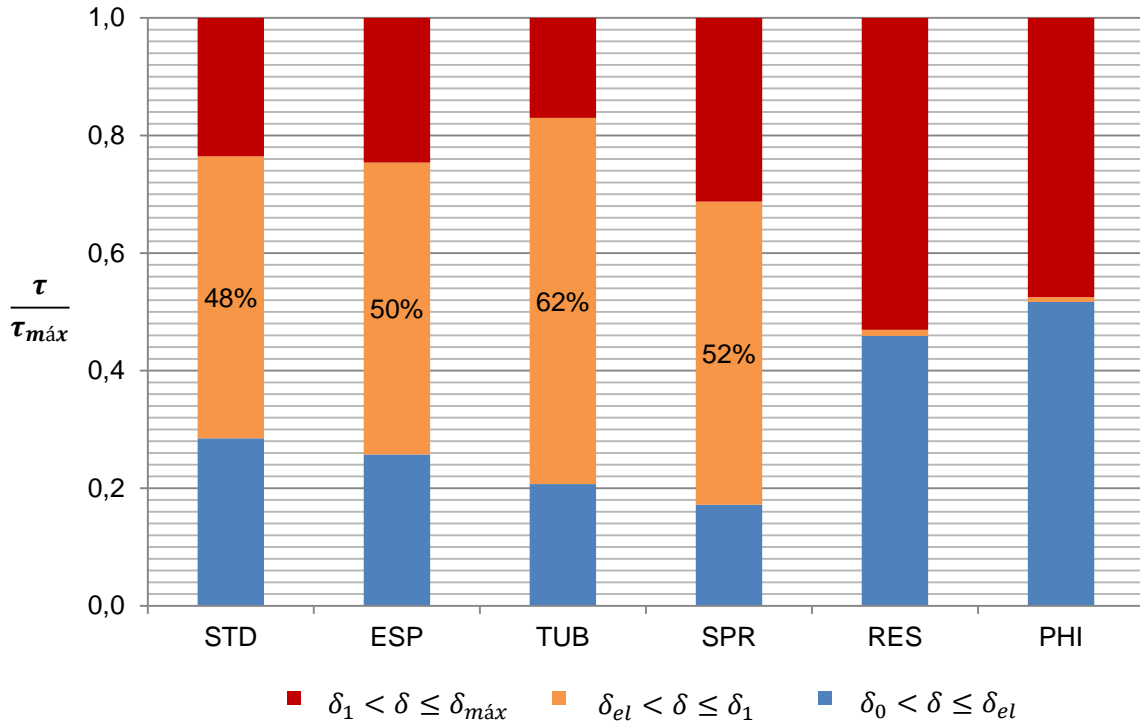


Fig. 134 - Evolução do comportamento em relação à tensão resistente máxima de aderência

7. CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

7.1. Considerações gerais

Pretendem-se sintetizar as conclusões e ilações retiradas do estudo do comportamento mecânico de seis sistemas de ancoragem de cordões de aço de pré-esforço por aderência com recurso a agente de aderência. No presente trabalho foi atingido o objectivo de optimização do comportamento e capacidade resistente das ancoragens, apresentando uma subida do limite do regime elástico em 142% e da capacidade resistente da ancoragem em 33%, bem como um aumento da ductilidade da ancoragem.

O estudo do mecanismo resistente permitiu apurar quais os parâmetros e factores condicionantes no comportamento de uma ancoragem quando solicitada por um carregamento externo, tendo as soluções determinadas com base nesse estudo revelado resultados pertinentes, tanto em termos de comportamento como de capacidade resistente.

As alterações introduzidas no sistema de ensaio revelaram um melhoramento do processo, permitindo uma maior celeridade de execução, bem como a extracção de novos dados para a análise, nomeadamente o deslizamento do fundo da ancoragem e a caracterização do deslizamento no topo dos blocos ao longo de todo o intervalo de aplicação do carregamento, devido à adopção de um disco circular sem limite angular de medição, ilustrado em 5.3.3.

Através do programa experimental foi possível determinar as características do comportamento e da capacidade resistente da ancoragem padrão, tendo servido esta como base de comparação com os resultados das restantes soluções, permitindo ainda o desenvolvimento de um modelo de comportamento das relações tensão – deslizamento que se adequou a todas as soluções.

Com o arrancamento dos cordões foi possível constatar que a superfície de rotura em todos os ensaios foi a descrita por Faria em [32], consistindo numa rotura adesiva, atestando o tipo de problema a analisar nesta dissertação. Foi possível ainda verificar que a superfície de rotura para a solução de aumento localizado do diâmetro dos cordões correspondeu a cada fio de aço isoladamente, contrário à assunção de que a rotura se daria pelo diâmetro exterior do cordão (3.5.4, Fig. 71).

7.2. Conclusões

Após a observação de todos os resultados pode-se concluir que a rotura deste tipo de ancoragens é de natureza adesiva, sendo condicionante a área de contacto entre o cordão de aço e a resina, bem como o estado da superfície na interface.

Os ensaios das soluções de confinamento permitiram retirar ilações sobre este efeito em ancoragens de cordões de sete fios com recurso a agentes de aderência. A solução de alargamento do furo revelou que não se geram forças de confinamento suficientes para otimizar o desempenho da ancoragem devido à natureza adesiva do mecanismo de rotura. A introdução de duas interfaces (resina – aço – resina) na solução com inclusão de um tubo metálico também

revelou um impacto negativo, nomeadamente em relação à ductilidade, resultando o comportamento mais rígido desta solução. A solução de confinamento que resultou numa melhoria dos resultados foi a de adição de uma mola helicoidal como elemento de confinamento, que devido à interacção entre as camadas de resina interior e exterior ao confinamento, permitiu um aumento da ordem dos 12% da capacidade resistente da ancoragem, apesar de ter havido uma redução da tensão limite do regime elástico.

Foi possível verificar que, o aumento da espessura do agente de aderência não representa um aumento da capacidade resistente, aproximando-se a um comportamento padrão para um furo de alargamento concêntrico, e tendo mesmo revelado um decréscimo da tensão limite em regime elástico e da capacidade resistente para um furo excêntrico.

Os ensaios de alteração das condições na interface aço – resina consistiram no maior impacto em termos de capacidade resistente das ancoragens, representando aumentos da tensão limite do regime elástico de 70% para a solução de adição de resina na interface, e de 142% no caso de aumento localizado do diâmetro nominal dos cordões. Em termos de capacidade resistente, a segunda solução foi a que melhor optimizou o desempenho da ancoragem, representando um acréscimo de 33% da capacidade resistente quando comparada com a ancoragem padrão. Note-se que a relação entre a força limite do regime elástico representou uma alteração de um quarto para metade da tensão máxima atingida para esta solução, sendo sinónimo de que se conseguiu rentabilizar as propriedades da ligação, reduzindo a discrepância existente entre esses valores na ancoragem padrão. Esta solução apresentou o carácter mais promissor das analisadas nesta dissertação, com possibilidade de expansão e adequação a vários tipos de ancoragem.

Em termos de análise de resultados foi possível observar as diferenças das soluções de confinamento e alteração das condições da interface para a ancoragem padrão, permitindo observar a optimização do comportamento e da capacidade resistente, e ainda possibilitando a definição de um modelo padrão de comportamento de ancoragens de cordões de aço de alta resistência por aderência, ilustrado na Fig. 118. Nesse modelo são observáveis três troços de limites quantificáveis, ilustrando através das relações tensão – deslizamento as componentes de adesão, atrito e acção mecânica, atestando a sucessão das componentes do mecanismo resistente com o aumento da carga aplicada, de acordo com o enunciado em 2.9. O tipo de ajuste do modelo para os resultados dos ensaios a esses troços revelou-se adequado, sendo possível o ajuste directo às soluções de confinamento do material, tendo sido inclusive possível de ajustar às soluções de alteração das condições da interface, através da supressão de um dos troços do modelo em cada solução, adequando-se os restantes.

7.3. Recomendações futuras

Devido ao carácter recente do tema em estudo, este permite que vários parâmetros sejam passíveis de ser analisados e desenvolvidos em maior profundidade, com vista à completa caracterização das ancoragens de cordões de aço com recurso a resinas epoxídicas.

Com o presente trabalho foi possível constatar uma melhoria considerável do comportamento, bem como um aumento da capacidade resistente das ancoragens para a solução de aumento localizado do diâmetro dos cordões, com recurso a espaçadores cilíndricos. Neste âmbito, é relevante o desenvolvimento da técnica de aumento do diâmetro, e a realização de ensaios variando o diâmetro final, de modo a determinar qual a melhor solução em termos de resistência e economia.

Ainda neste âmbito, é importante avaliar a aplicabilidade e o aumento de resistência desta solução no sistema de reforço que se pretende melhorar neste trabalho, bem como a outras soluções que recorram a elementos pré-esforçados por pós-tensão.

Face à elevada ductilidade manifestada por esta solução, será também do maior interesse o estudo deste tipo de ancoragem sob acções cíclicas para efeitos da sua utilização em estruturas sujeitas a acções sísmicas.

Devido ao impacto que revelou nos resultados, é relevante o estudo de outras técnicas de alteração das condições da interface aço-resina, nomeadamente ao nível dos próprios cordões, cuja superfície é passível de alterar a sua forma dependendo do tratamento e tipo de armazenamento utilizados, e dependendo da melhoria de resultados, combinar soluções de alteração das condições da interface com soluções de confinamento do agente de aderência.

A adequabilidade do modelo teórico de comportamento da ancoragem preconizado em 6.3 aos resultados obtidos neste trabalho revela que é pertinente o seu desenvolvimento, aumentando o número de amostras, com vista ao enriquecimento da população de resultados. Assim, é possível ajustar e generalizar a aplicação a várias soluções de ancoragem de cordões de aço com recurso a resinas epoxídicas, tomando ainda em consideração o impacto que soluções de alteração das condições da interface possam causar no modelo.

8. BIBLIOGRAFIA

- [1] Abrishami, H.; Mitchell, D., "Simulation of uniform bond stress", ACI Materials Journal, Vol. 89, Nº. 2, pp. 161-168, Março 1992.
- [2] ACI Comitee 318, "Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-08) and Commentary", American Concrete Institute - Building Code Requirements, Michigan, 2008.
- [3] ACI Comitee 318, "Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-05)," American Concrete Institute - Building Code Requirements, Michigan, 2005.
- [4] Alavi-Fard, M.; Marzouk, H., "Bond of high strength concrete under monotonic pull out loading", Magazine of concrete research, Vol. 56, Nº. 9, pp. 545-557, 2004.
- [5] Balázs, G., "Transfer Control of Prestressing Strands", PCI JOURNAL, Vol. 37, Nº 6, pp. 60-69, Novembro 1992.
- [6] Balázs, G., "Transfer Length of Prestressing Strand as a Function of Draw-In and Initial Prestressing" PCI JOURNAL, Vol. 38, Nº. 2, pp. 86-93, Março 1993.
- [7] Baltay, P.; Gjelsvik, A., "Coefficient of Friction for Steel on Concrete at High Normal Stress", Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 2, Nº. 2, pp. 46-49, 1990.
- [8] Bazant, Z.; Sener, S., "Size effect in Pull-out tests", ACI Materials Journal, Vol. 85, Nº. 5, pp. 347-351, Setembro 1988.
- [9] Benaim, R., "The design of prestressed concrete bridges: concepts and principles", Taylor & Francis e-Library, 2008.
- [10] Buckner, C., "A Review of Strand Development Length for Pretensioned Concrete Members", PCI Journal, Vol. 40, Nº. 2, pp. 84-105, 1995.
- [11] Burtz, J., "Behavior and design of grouted anchors loaded in tension including edge and group effects and qualification of engineered grout products", Dissertação de mestrado, University of Florida, 2003.
- [12] Carmo, R., "Ancoragem de Armaduras Pré-Esforçadas por Pré-Tensão", Dissertação de mestrado, Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra, 1999.
- [13] CEN, "Common rules for precast concrete products," European Committee for Standardization", EN 13369-2004, Bruxelas, 2004.

- [14] Chandler, I., "End zones of pretensioned prestressed concrete beams", Tese de doutoramento, University of Melbourne, 1984.
- [15] Chin, J.; Hunston, D.; Forster, A., "Thermo-viscoelastic Analysis of Ambient Cure Epoxy Adhesives Used in Construction Applications", National Institute of Standards and Technology report, Washington DC.
- [16] Collins, D.; Cook, R.; Klingner, R.; Polyzois, D., "Load-Deflection Behavior of Cast-In-Place and Retrofit Concrete Anchors Subjected to Static, Fatigue, and Impact Tensile Loads", Center for Transportation Research Research Report 1126-1, University of Texas, Austin, 1989.
- [17] Comite Euro-International du Beton, "CEB-FIP Model Code 1990", 1993.
- [18] Cook, R.; Bishop, M.; Hagedoorn, S.; Sikes, D.; Richardson, D.; Adams, T.; Zee, C., "Adhesive Bonded Anchors: Bond Properties and Effects of In-Service and Installation Conditions", Relatório nº 94-2A, University of Florida, 1994.
- [19] Cook, R.; Doerr, G.; Klingner, R., "Bond stress model for design of adhesive anchors", ACI Structural Journal, Vol. 90, Nº. 5, pp. 514-524, Setembro 1993.
- [20] Cook, R.; Douglas, E.; Davis, T., "Adhesive Anchors in Concrete Under Sustained Loading Conditions", NCHRP Report, University of Florida, 2009.
- [21] Cook, R.; Fagundo, F.; Biller, M.; Richardson, D., "Tensile Behaviour and Design of single Adhesive Anchors", Structures and Materials Research Report, University of Florida, 1991.
- [22] Cook, R.; Kunz, J.; Fuchs, W.; Konz, R., "Behavior and Design of Single Adhesive Anchors under Tensile Load in Uncracked Concrete," ACI Structural Journal, Vol. 95, Nº. 1, pp. 9-26, Janeiro 1998.
- [23] Cousins, T.; Badeaux, M.; Moustafa, S., "Proposed Test for Determining Bond Characteristics of Prestressing Strand", PCI Journal, Vol. 37, Nº. 1, pp. 66-73, Janeiro 1992.
- [24] Cousins, T.; Johnston, D.; Zia, P., "Transfer and development length of epoxy coated and uncoated prestressing strand", PCI Journal, Vol. 35, Nº. 4, pp. 92-103, 1990.
- [25] den Uijl, J., "Bond and Splitting Action of Prestressing Strand", International conference of Bond in Concrete, pp. 2/10-2/19, Riga, Outubro 1992.

- [26] den Uijl, J., "Tensile Stresses in the Transmission Zones of Hollow-Core Slabs Prestressed with Pretensioned Strands", Delft University of Technology, Delft, 1983.
- [27] Doerr, G.; Cook, R.; Klingner, R., "Adhesive Anchors: Behavior and Spacing Requirements", Center for Transportation Research Research Report 11262, University of Texas, Austin, 1989.
- [28] Eligehausen, R.; Balogh, T., "Behavior of Fasteners Loaded in Tension in Cracked Reinforced Concrete", ACI Structural Journal, Vol. 92, N^o. 3, pp. 365-379, 1995.
- [29] Eligehausen, R.; Cook, R.; Appl, J., "Behaviour and Design of Adhesive Bonded Anchors", ACI Journal, Vol. 103, N^o. 6, pp. 822-831, Novembro 2006.
- [30] Eligehausen, R.; Mallée, R.; Silva, J., "Anchorage in Concrete Construction", Ernst & Sohn, Berlim, 2006.
- [31] ETAG 001, "Guideline for European technical approval of metal anchors for use in concrete", European Organisation for Technical Approvals, Bruxelas, 2008.
- [32] Faria, D.; Lúcio, V.; Ramos, A., "Strengthening of Reinforced Concrete Flat Slabs using Post-Tensioning with Anchorages by Bonding", fib Symposium - Concrete: 21st Century Superhero, Londres, Junho 2009.
- [33] Faria, D.; Lúcio, V.; Ramos, A., "Pull-out and Push-in tests of bonded steel strands", Magazine of Concrete Research, Aceite em Setembro de 2010.
- [34] FCT UNL e Lúcio, V., "Sistema de pós-tensão com ancoragens por aderência para estruturas de betão", PT 103785 A, Janeiro 2009.
- [35] Fedeaton Internationale du Betón, "Bond of Reinforcement in Concrete, State-of-the-art report", Bulletin n^o 10, 2000.
- [36] Federation International du Béton, "Model Code 2010", First complete draft, 2010.
- [37] Federation Internationale du Béton, "Treatment of Imperfections in Precast Structures", Bulletin n^o 41, 2007.
- [38] FIP, "Anchorage and Application of 7-Wire Strands," Report on Prestressing Steel FIP 5/4, 1978.
- [39] Fusco, P., "Técnica de Armar as Estruturas de Concreto", Editora Pini, São Paulo, 2000.

- [40] Gilbert, R.; Mickleborough, N., "Design of Prestressed Concrete", Unwin Hyman Ltd, 1990.
- [41] Guyon, Y., "Béton Précontraint", Ed. Eyrolles, 1948.
- [42] HILTI, "Fastening Technology Manual", 2005.
- [43] Hoyer, E. ; Friedrich, E., "Beitrag zur Frage der Haftspannung in Eisenbetonbauteilen", Beton und Eisen, Vol. 50, pp. 717-736, Março 1939.
- [44] IPQ, "Ensaio de Betão Endurecido - Parte 3: Resistência à Compressão dos Provetes de Ensaio", NP EN 12390-3 2003, Lisboa, 2003.
- [45] IPQ, "Eurocódigo 2: Projecto de estruturas de betão Parte 1-1: Regras gerais e regras para edifícios", NP EN 1992-1-1, Lisboa, 2008.
- [46] Janney, J., "Nature of Bond in Pretensioned Prestressed Concrete", Journal of the American Concrete Institute, Vol. 25, Nº. 9, pp. 717-737, Maio 1954.
- [47] Kaar, P.; Magura, D., "Effect of strand blanketing on performance of pretensioned girders", Prestressed Concrete Industry, pp. 20-34, 1965.
- [48] Kornreich, B., "Grouted and Adhesive Anchor Tests: Chemrex Products 1090", Dissertação de mestrado, Florida, 2001.
- [49] Krishnamurthy, K., "Development of a Viscoplastic Consistent-Tangent FEM Model with Applications to Adhesive-Bonded Anchors", Dissertação de mestrado, Gainesville, 1996.
- [50] Laldji, S., "Bond characteristics of prestressing strand in grout", Tese de doutoramento, University of Leicester, 1987.
- [51] Laldji, S.; Young, A., "Bond Between Steel Strand and Cement Grout in Ground Anchorages", Magazine of Concrete Research, Vol. 40, Nº. 143, pp. 90-98, Junho 1988.
- [52] Lenschow, R.; Sozen, M., "Practical Analysis of the Anchorage Zone Problem in Prestressed Beams", ACI Journal, Vol. 62, Nº. 11, pp. 1421-1439, Novembro 1965.
- [53] Leonhardt, F.; Mönning, E., "Construções de concreto - Princípios Básicos do Dimensionamento de Estruturas de Concreto Armado", Rio de Janeiro: Editora Interciência, 1982.
- [54] Liong, P., "Transfer of Prestress By Pretensioned wire Tendons", Dissertação de mestrado,

Curtin University of Technology, 1993.

[55] Lúcio, V.; Marreiros, R., "Estado do Conhecimento em Aderência de Varões Nervurados de Aço ao Betão em Elementos de Betão Armado", UNIC - Centro de Investigação em Estruturas e Construção da UNL, Lisboa, 2005.

[56] Lúcio, V.; Ramos, A.; Faria, D., "Reforço de lajes fungiformes – Anomalias, Causas e Soluções", SILE 08, Lisboa, 2008.

[57] Martí, J.; Arbeláez, C.; Serna, P.; Castro, C., "Transmission and anchorage lengths in prestressed concrete specimens", Department of construction engineering and civil engineering projects, Politechnic University of Valencia, 2006.

[58] McVay, M.; Cook, R.; Krishnamurty, K., "Behavior of chemically bonded anchors", Journal of Structural Engineering, Vol. 119, Nº. 9, pp. 2744-2762, Setembro 1993.

[59] Meszaros, J., "Tragverhalten Von Verbunddübeln Im Ungerissenen Und Gerissenen Beton", Tese de doutoramento, Stuttgart, 1999.

[60] Meyers, M.; Chawla, K., "Mechanical behavior of materials - Second Edition", Cambridge University Press, 2009.

[61] Nilson, A., "Internal measurement of bond slip", ACI Structural Journal, Vol. 69, Nº. 7, pp. 439-441, Julho 1972.

[62] Oh, B.; Kim, E.; Kim, K., "Correct Prediction of Transfer Lengths in Pretensioned Prestressed Concrete Structures", SMIRT 16, Washington DC, pp. 1-8, 2001.

[63] Parag, D.; Frangopol, D.; Nowak, A., "Current and future trends in bridge design, construction and maintenance", Thomas Telford Publishing, Londres, 1999.

[64] Pereira, D., "Propriedades de materiais nanoestruturados do sistema epoxídico DGEBA/TETA modificado com um éster de silsesquioxano," Dissertação de Mestrado, São Paulo, 2006.

[65] Pestana, C., "Estrutura e propriedade dos materiais poliméricos Curitiba", Dissertação de mestrado, São Paulo, 2009.

[66] Portland Cement Association, Website de Cement.org, "http://www.cement.org/basics/concreteproducts_histrength.asp", Setembro, 2010.

- [67] Rabbat, B.; Russel, H., "Friction coefficient of steel on concrete or grout", Journal of Structural Engineering, Vol. 111, Nº. 3, pp. 505-515, Março 1985.
- [68] Raju, N., "Prestressed concrete", Tata McGraw Hill, Nova Deli, 2007.
- [69] Ramos, A., "Estruturas De Betão Armado II - Apresentação das aulas teóricas", FCT UNL, Lisboa, 2008.
- [70] Reguengo, R., "Comportamento da ligação pilar-fundação em estruturas pré-fabricadas com armaduras salientes do pilar ensaios monotónicos e cíclicos", Dissertação de Mestrado, Lisboa, 2010.
- [71] Rehm, G., "Über die grundlagen des verbundes zwischen stahl und beton", Ernst & Sohn, Berlim, 1961.
- [72] RILEM, "PC-5: Method of test for compressive strength of polymer concrete and mortar", 1995.
- [73] RILEM, "PCM-8: Method of test for flexural strength and deflection of polymer-modified mortar", TC 113-CPT, 1995.
- [74] RILEM/CEB/FIP, "Bond Test for Reinforcement Steel - Beam test", Maio 1983.
- [75] Rodrigues, C.; Silva, M., "Cyclic compression behavior of polymer concrete", UNIC - Centro de Investigação em Estruturas e Construção da UNL, Lisboa, 2010.
- [76] Russel, B.; Burns, N., "Design guidelines for transfer, development and debonding of large diameter seven wire strands in pretensioned concrete girders", Research Report, The University of Texas, 1993.
- [77] Shahawy, M.; Issa, M.; Polodna, M.; "Development length of prestressed concrete piles", State of Florida Department of Transportation, 1990.
- [78] Simons, I., "Behavior and design of post-installed rebar connections", FIB Seminar, Post-Installed Rebar Connections, 2004.
- [79] Stocker, M.; Sozen, M., "Bond Characteristics of Prestressing Strand", Structural research series nº 344, Illinois, 1969.
- [80] Strauss, W.; Unterweger, R.; Bergmeister, K., "Bohrlöcher für Dübel", Internal Report, Viena, 1998.

- [81] Stroeven, P.; de Wind, G., "Structural and mechanical aspects of debonding of a steel bar from a cementitious matrix", *Bond in Concrete*, Applied science publishers, pp. 40-50, 1982.
- [82] Unterweger, R.; Bergmeister, K., "Investigations of concrete boreholes for bonded anchors", 2nd International PhD Symposium in Civil Engineering, Budapeste, 1998.
- [83] Wang, F.; Lavarenne, S.; Chaudat, T.; Combescure, D.; Payen, T.; Fouré, B., "Simulation analysis of static and shaking table tests on RC columns with insufficient lap splices", SMIRT 19, Toronto, 2007.
- [84] Wasilkoski, C., "Comportamento mecânico dos materiais poliméricos," Dissertação de mestrado, Curitiba, 2006.
- [85] Weichert, D., "Post installed rebar – Efficient methods of strengthening concrete structures", Hilti Corporation Seminar, Liechtenstein, 2010.
- [86] Zamora, N., "Behaviour and design of headed and unheaded grouted anchors loaded in tension", Dissertação de mestrado, University of Florida, 1998.
- [87] Zamora, N.; Cook, R.; Konz, R.; Consolazio, G., "Behaviour and design of headed and unheaded grouted anchors loaded in tension", *ACI Structural Journal*, Vol. 100, Nº. 2, pp. 222-230, 2003.